# THÈSE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE MONTPELLIER

**En Électronique**

**École doctorale : Information, Systèmes et Structures (I2S)**

**Unité de recherche : Institut d'Électronique et des Systèmes – UMR 5214**

# Étude et réalisation d'un microcapteur de contraintes de frottement pariétal à fonctionnement calorimétrique

**Présentée par Léo Chamard**
**Le 09 décembre 2022**

**Sous la direction de M. Alain Giani**
**et M. Philippe Combette**

**Devant le jury composé de**

| | |
|---|---|
| Marc Faucher, Chargé de recherche, Université de Lille | Rapporteur |
| Jean-Denis Parisse, Maître de conférences, Centre de Recherche de l'École de l'air | Rapporteur |
| Julien Weiss, Professeur, Université Technique de Berlin | Examinateur |
| André Chrysochoos, Professeur, LMGC Université de Montpellier | Examinateur |
| Alain Giani, Professeur, IES Université de Montpellier | Directeur de thèse |
| Philippe Combette, Professeur, IES Université de Montpellier | Co-directeur de thèse |

UNIVERSITÉ DE MONTPELLIER

# Remerciements

Je souhaite en premier lieu adresser mes plus grands remerciements à mon directeur de thèse, Alain Giani, Professeur des Universités et directeur de la CTM de l'Université de Montpellier. Je lui suis reconnaissant pour la confiance accordée sur la poursuite de ses recherches sur la thématique des anémomètres à fils chauds. Je souhaite souligner ses qualités pédagogiques et scientifiques, notre très bonne entente et sa présence importante tout au long de la thèse.

Je souhaite également remercier mon co-directeur de thèse, Philippe Combette, Directeur de l'Institut d'Electronique et des Systèmes de l'Université de Montpellier, pour son accueil, son soutien précieux et son aide.

J'adresse mes remerciements à mon jury de thèse et à mes rapporteurs, Jean-Denis Parisse, Maître de Conférence au Centre de Recherche de l'École de l'Air de Salon-de-Provence, et Marc Faucher, Chargé de Recherche à l'Université de Lille, et au président du jury, André Chrysochoos, Professeur des Universités au LMGC de l'Université de Montpellier, leurs retours sur mon travail ont été très importants et enrichissants.

Je remercie sincèrement et chaleureusement Julien Weiss, professeur à l'Université Technique de Berlin, collaborateur et encadrant de cette thèse. Ses connaissances scientifiques, son suivi régulier et son écoute ont fortement contribuer à la réussite de cette thèse. Avec son soutien, je me suis rendu dans son laboratoire de recherche afin de réaliser la majeure partie des mesures expérimentales. Mes séjours de quatre mois ont été d'un grand enrichissement, merci à toute son équipe de recherche.

Je tiens également à remercier l'École Technologique Supérieure de Montréal ainsi que Marlène Sanjosé et Abdelouahab Mohammed-taifour de m'avoir accueilli afin de réaliser ensemble une mesure expérimentale.

Mes remerciements aux différents employés de la CTM de Montpellier pour l'accompagnement sur la fabrication de mes capteurs, je remercie l'inoubliable pionnier Jean Lyonnet, qui avant de partir à la retraite, m'a transmis une partie de son savoir-faire. Je retiendrais également la force tranquille de Frédéric Pichot et Renaud Félix, symboles du bon fonctionnement de la salle blanche.

Les nombreuses rencontres et les amitiés durant ces trois années ont été indispensables au bon déroulé de mon doctorat. Je tiens d'abord à porter toute mon affection à Rudy Desgarceaux et à souligner notre amitié au fil de ces années universitaires. Je tiens également à remercier Florian Baudry et Baptiste Baradel, qui ont su instaurer une parfaite ambiance de travail. Enfin, j'adresse mes remerciements à l'ensemble de l'équipe de recherche $M^2N$ et à toutes les connaissances de l'Institut d'Electronique et des Systèmes.

Je souhaite remercie tout particulièrement Manon pour son soutien permanent, son aide dans les moments importants de la thèse et sa présence au quotidien. Elle a su m'apporter toute l'énergie et la motivation nécessaires à la réussite mon doctorat.

Pour terminer, je souhaite remercier ma famille. Une partie est venue le jour de ma soutenance, dont ma grand-mère Renée, qui fêtait ses 89 ans le jour même et pour qui je porte une affection toute particulière.

## Etude et réalisation d'un microcapteur de contraintes de frottement pariétal à fonctionnement calorimétrique

**Mots-clés** : Capteur thermique, fil chaud, contrainte de frottement pariétal, couche limite

**Résumé** : Cette thèse porte sur le développement d'un microcapteur thermique à fonctionnement calorimétrique pour la mesure de la contrainte de frottement pariétal. Son principe de fonctionnement se base sur la modification des échanges thermiques dans un fluide chauffé. Entre autres, ce capteur a l'avantage de mesurer le changement de sens de l'écoulement, une caractéristique importante dans la détection du décollement de la couche limite. Un des objectifs de cette thèse consiste à développer les performances de ce capteur afin de répondre aux exigences de la mesure des fluctuations plus ou moins importantes du fluide en surface. Dans ce cadre, le développement d'un modèle numérique, puis l'élaboration de procédés de microfabrication, et enfin la caractérisation en soufflerie de quatre principales structures ont permis la réalisation d'une étude géométrique et structurelle. Des axes d'amélioration sur la sensibilité, l'étendue de mesure et la robustesse mécanique sont présentés et plusieurs applications du capteur à la détection de phénomènes aérodynamiques proche paroi, et en particulier le phénomène de décollement, sont étudiées.

## Study and realization of a shear stress sensor with calorimetric operation

**Keywords** : Thermal sensor, hot wire, shear stress, boundary layer

**Abstract** : This thesis shows the development of a thermal microsensor with calorimetric operation for the shear stress measurement. Its operating principle is based on the modification of thermal exchanges in a heated fluid. Among other things, this sensor has the advantage of measuring the change in flow direction, an important characteristic in the detection of the boundary layer separation. One of the objectives of this thesis is to develop the performance of this sensor in order to meet the requirements of the measurement of more or less important fluctuations of the fluid on the surface. In this context, the development of a numerical model, then the elaboration of microfabrication processes, and finally the characterization in a wind tunnel of four main structures allowed the realization of a geometrical and structural study of the sensor. Areas of improvement on sensitivity, measurement range and mechanical robustness are presented and several applications of the sensor to the detection of near-wall aerodynamic phenomena and in particular the flow separation are studied.

# Table des matières

**Table des matières** ..... **1**

**Introduction générale** ..... **1**

**CHAPITRE 1 État de l'art des capteurs pour la mesure de la contrainte pariétale** ..... **3**

*1.1. La contrainte de frottement pariétale: Signature de l'écoulement aérodynamique proche paroi* ..... *4*

1.1.1. Présentation de la contrainte de frottement pariétale ..... 4

1.1.2. La mesure de la contrainte pariétale : Une stratégie de contrôle actif de l'écoulement proche paroi. ..... 4

*1.2. État de l'art des dispositifs pour la mesure de la contrainte pariétale* ..... *7*

1.2.1. Dispositifs à mesure directe ..... 7

1.2.2. Dispositifs à mesure indirecte ..... 9

*1.3. Études préliminaires du capteur calorimétrique à fils chauds* ..... *12*

1.3.1. Principe de fonctionnement du capteur calorimétrique à fils chauds ..... 12

1.3.2. État de l'art des capteurs calorimétriques à fils chauds pour la mesure de la contrainte pariétale .. 14

1.3.3. Objectif de la thèse ..... 18

**CHAPITRE 2 Études théoriques du capteur calorimétrique** ..... **21**

*2.1. Théorie de la mécanique des fluides proche paroi* ..... *22*

2.1.1. Approximations des équations de Navier-Stokes ..... 22

2.1.2. Mécanique des fluides proche paroi ..... 24

2.1.3. Phénomènes liés à la couche limite ..... 32

2.1.4. Conclusion sur la théorie de la mécanique des fluides proche paroi ..... 34

*2.2. Théorie du capteur thermique à fil chaud* ..... *35*

2.2.1. Présentation des principaux échanges thermiques ..... 35

2.2.2. Bilan énergétique de l'anémomètre à fil chaud ..... 36

2.2.3. Relation fondamentale de l'anémomètre à fil chaud : La loi de King ..... 38

2.2.4. Modes de fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud ..... 40

*2.3. Conclusion de l'étude théorique sur le capteur calorimétrique* ..... *42*

**CHAPITRE 3 Étude numérique du capteur calorimétrique** ..... **43**

*3.1. Méthodologie de résolution d'un problème de Mécanique des Fluides Numérique (MFN)* ..... *44*

3.1.1. Choix des modèles et paramétrage MFN pour la résolution numérique de notre système ..... 44

3.1.2. Dimensionnement du domaine sur une plaque plane ..... 45

3.1.3. Discrétisation du domaine ..... 47

3.1.4. Validation de la solution numérique du capteur calorimétrique ..... 53

3.1.5 ..... 56

3.1.6. Conclusion sur la méthode de résolution numérique ..... 56

*3.2. Résultats de l'étude numérique du capteur calorimétrique* ..... *57*

3.2.1. Présentation des structures étudiées ..... 58

3.2.2. Étude géométrique du capteur calorimétrique initial ..... 60

3.2.3. Étude numérique des quatre structures du capteur calorimétrique ..... 71

3.2.4. Conclusion de l'étude numérique des quatre structures du capteur calorimétrique ..... 76

**CHAPITRE 4 Conception des capteurs calorimétriques : De la micro-fabrication au dispositif final ..... 77**

*4.1. Techniques de dépôt des différentes couches comme base des capteurs sur substrat rigide et souple .... 78*
4.1.1. Dépôt des couches de SiNx et de platine comme base du capteur calorimétrique sur substrat silicium ..... 78
4.1.2. Dépôt de la couche de platine comme base du capteur calorimétrique sur substrat kapton ..... 80

*4.2. Présentation des techniques de micro fabrication ..... 82*
4.2.1. Conception des motifs par photolithographie UV ..... 82
4.2.2. Gravure Ionique Réactive (RIE) ..... 86
4.2.3. Gravure humide du silicium dans une solution KOH ..... 87

*4.3. Conception des capteurs sur substrat silicium ..... 91*
4.3.1. Présentation des masques pour la photolithographie UV ..... 91
4.3.2. Étapes de micro fabrication des structures sur substrat silicium ..... 92
4.3.3. Mise en place du capteur sur son support ..... 95

*4.4. Conception des capteurs sur substrat kapton ..... 96*
4.4.1. Présentation des masques pour la photolithographie UV ..... 96
4.4.2. Étapes de fabrication du capteur calorimétrique sur substrat kapton ..... 97
4.4.3. Mise en place du capteur sur son support ..... 99

*4.5. Caractérisation thermorésistive et thermoélectrique ..... 101*
4.5.1. Caractérisation thermorésistive ..... 101
4.5.2. Caractérisation thermoélectrique ..... 103

*4.6. Conclusion du chapitre sur la conception des capteurs calorimétriques ..... 104*

**CHAPITRE 5 Caractérisation et mise en application du capteur calorimétrique ..... 105**

*5.1. Méthodologie des caractérisations aérodynamiques : Banc d'étalonnage et bancs de décollement ..... 106*
5.1.1. Présentation du banc d'étalonnage des capteurs de contrainte pariétale ..... 106
5.1.2. Présentation des bancs de décollement ..... 111

*5.2. Études dimensionnelle et structurelle du capteur calorimétrique ..... 115*
5.2.1. Processus de traitement des données d'étalonnage ..... 115
5.2.2. Résultats expérimentaux sur le comportement du capteur calorimétrique à fils chauds ..... 119
5.2.3. Résultats expérimentaux sur l'étude structurelle du capteur calorimétrique ..... 125
5.2.4. Réponse en fréquence des capteurs calorimétriques ..... 127
5.2.5. Performances en conditions aérodynamiques élevées ..... 130

*5.3. Applications du capteur calorimétrique à la mesure du décollement ..... 132*
5.3.1. Après une marche de décollement ..... 132
5.3.2. Dans une bulle de décollement laminaire (LSB) ..... 135
5.3.3. Dans une bulle de décollement turbulente (TSB) ..... 138
5.3.4. Dans une bulle de décollement sur un profil d'aile ..... 140

*5.4. Bilan des structures du capteur calorimétrique ..... 142*

*5.5. Conclusion du chapitre sur l'étude expérimentale du capteur calorimétrique ..... 144*

**Conclusion générale et perspectives ..... 151**

**Références ..... 156**

**Annexes ..... 161**

# Introduction générale

Le domaine de l'aviation a toujours exploré la fine pointe de la technologie pour façonner les avions du futur. Malgré cela, avec une consommation excessive de pétrole fossile actuelle, le groupe ATAG (Air Transport Action Group) amplifie les engagements industriels mondiaux vers un objectif de zéro émission nette de carbone d'ici 2050 [1]. Les progrès scientifiques et technologiques se tournent donc vers l'amélioration des performances et la compréhension des phénomènes aérodynamiques dans le but de limiter au mieux les dépenses énergétiques [2]. Parmi les causes des forces opposées au déplacement, les forces de frottement de l'air sur la paroi contribuent pour environ 50 % à la traînée totale des avions commerciaux [3]. Dans ce contexte, les stratégies de contrôle de l'écoulement en surface prennent une place très importante dans l'amélioration des performances de vol. A la suite de nombreuses progressions sur la dynamique de l'écoulement et l'installation de systèmes passifs, tels que les winglets, des ailettes verticales situées au bout des ailes pour réduire la traînée induite [4], ou encore les rainures utiles à la réduction de la turbulence [5], les progrès se tournent à présent vers des systèmes de contrôle actif de l'écoulement en surface.

En mécanique des fluides, le cisaillement créé par un fluide en mouvement sur une paroi est défini par la contrainte de frottement pariétale. Dans notre cas, cette contrainte représente une grandeur idéale pour piloter les différents types de contrôle aérodynamique puisqu'elle peut être considérée comme la « signature » de la physique de l'écoulement proche paroi [6]. Sheplak et al. en 2004 [7] et plus récemment Örlö en 2021 [8] exposent dans leurs articles une revue des dispositifs conçus pour mesurer la contrainte pariétale. Parmi eux, les capteurs thermiques se distinguent par leur sensibilité élevée aux fluctuations de l'écoulement [9]. Cependant, malgré une bande passante élevée et une mesure précise de la vitesse, ces dispositifs se trouvent dans l'incapacité de mesurer le sens d'écoulement du fluide [10], notamment pour répondre à la détection des phénomènes de recirculation de l'écoulement visibles par exemple sur la Figure 1 [11].

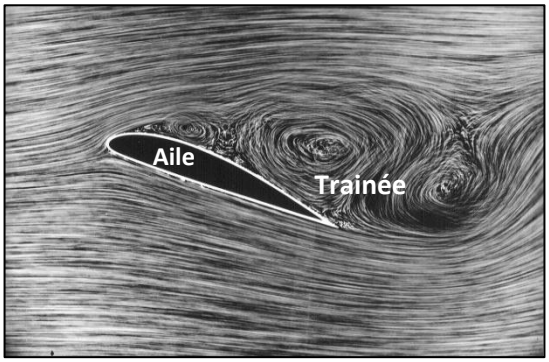



Figure 1. Visualisation de l'écoulement autour d'une aile avec un collement du fluide et des phénomènes de turbulence [11].

**L'objectif de cette thèse porte donc sur le développement d'un microcapteur thermique à fonctionnement calorimétrique capable de répondre aux besoins des techniques de contrôle actif des phénomènes aérodynamiques et en particulier la mesure du sens de l'écoulement.**

Le microcapteur développé au cours de cette thèse repose sur la technologie des MEMS (Micro Electro Mechanical Systems) [12]. Les MEMS sont des micro-systèmes qui permettent d'intégrer à la fois les capteurs, les actionneurs ainsi que le traitement de l'information. Cette miniaturisation des dispositifs donne lieu à une intégration adaptée à la mesure de phénomènes localisés, mais surtout à une amélioration de la sensibilité de la mesure du capteur. Dans ce contexte, le choix d'une conception par les technologies de la microélectronique se justifie par la volonté d'améliorer les réponses spatiales et temporelles des éléments sensibles du capteur.

Les travaux de cette thèse se sont articulés autour de quatre piliers de compréhension et de développement du capteur : un pilier théorique sur la mécanique des fluides proche paroi et l'étude analytique du capteur, un pilier quantitatif avec le développement d'un modèle numérique, un pilier technologique avec la conception des capteurs par les procédés de micro-électronique et enfin un pilier expérimental avec l'application du capteur dans la mesure de phénomènes aérodynamiques. Ce mémoire s'agence en cinq chapitres de la manière suivante :

- Un premier chapitre contextuel abordera la problématique de la mesure des phénomènes aérodynamiques, puis un état de l'art des différents dispositifs permettant la mesure de la contrainte de frottement pariétale sera réalisé. Enfin le contexte et les objectifs des travaux de thèse seront développés.
- Un deuxième chapitre présentera l'aspect théorique du fonctionnement de notre dispositif. Pour cela une partie axée sur la mécanique des fluides permettra de définir les équations du mouvement d'un fluide proche paroi, dans une zone d'écoulement appelée couche limite et une autre partie présentera de manière analytique le fonctionnement du capteur à fil chaud et les différents échanges thermiques mis en jeu.
- Un troisième chapitre détaillera ensuite le processus de création et de validation du modèle numérique développé au cours de cette thèse. Avec ce modèle, une étude géométrique et structurelle du capteur sera présentée. Dans une volonté d'améliorer la sensibilité, l'étendue de mesure et la robustesse du capteur, plusieurs structures seront étudiées.
- Un quatrième chapitre technologique présentera les procédés de fabrication du capteur pour différentes structures. Pour cela les techniques de microfabrication utilisées seront présentées et les étapes de conception des capteurs en salle blanche jusqu'au montage électronique seront détaillées.
- Un cinquième et dernier chapitre axé sur la mise en application des capteurs présentera les résultats expérimentaux réalisés en majeure partie à l'Université Technique de Berlin. Une première partie permettra d'apprécier les différentes méthodologies des caractérisations aérodynamiques et une seconde partie mettra en avant les différentes applications du capteur à la mesure des phénomènes aérodynamiques.

# CHAPITRE 1 État de l'art des capteurs pour la mesure de la contrainte pariétale

Le premier chapitre fait l'état de l'art des dispositifs pour la mesure de la contrainte pariétale et présente le contexte et les enjeux de cette thèse.

Dans une première partie, la notion de contrainte de frottement pariétale est définie. Cette contrainte s'avère être une grandeur idéale pour piloter les futurs contrôleurs aérodynamiques, qui seraient des dispositifs capables, entre autres, de limiter la traînée des avions. Dans une stratégie d'optimisation des performances aérodynamiques, mesurer cette contrainte permettrait d'anticiper le comportement aérodynamique du fluide, notamment par la détection du décollement de la couche limite et la mesure du changement de régime de l'écoulement.

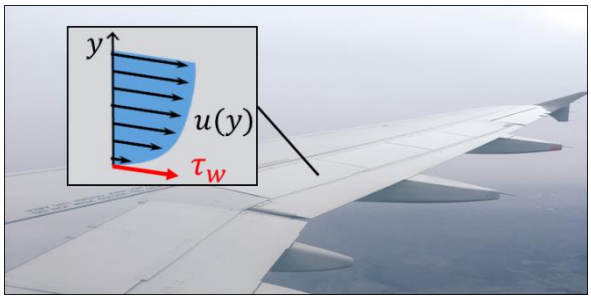
Une seconde partie présente un état de l'art des dispositifs capables de mesurer la contrainte pariétale. Parmi eux, le capteur thermique à fil chaud permettrait les mesures les plus précises de l'écoulement par son dimensionnement micrométrique et sa simplicité d'utilisation. Cependant, ces dispositifs, y compris le capteur à fil chaud, ne permettent pas la détection d'un changement de sens d'écoulement du fluide, une information indispensable à la mesure du décollement. C'est pourquoi, pour répondre à cette problématique, un capteur calorimétrique à plusieurs fils a été développé et sera présenté dans cette thèse.

Une troisième partie fait l'étude préliminaire des capteurs calorimétriques à fils chauds existants. Les différents travaux montrent que la technologie des dispositifs microélectroniques est à notre connaissance la solution la plus adaptée pour réduire les dimensions du capteur. Cette technologie permet d'augmenter la précision sur les faibles fluctuations de la mesure de la contrainte pariétale. Enfin, le contexte et les enjeux de la thèse seront expliqués afin de cerner le travail doctoral réalisé.

# 1.1. La contrainte de frottement pariétale: Signature de l'écoulement aérodynamique proche paroi

## 1.1.1. Présentation de la contrainte de frottement pariétale

La contrainte de frottement pariétale ou contrainte de cisaillement est une grandeur fondamentale en aérodynamique. Elle représente la force de frottement par unité de surface sur une surface solide immergée dans un fluide en mouvement. La contrainte pariétale s'exprime donc en Pascal ($Pa$). Lorsqu'un fluide d'une viscosité dynamique μ s'écoule le long d'une paroi telle qu'une aile d'avion (Figure 2), un gradient de vitesse se développe proche de celle-ci. La contrainte pariétale notée $\tau_w$ est lié au gradient de vitesse au niveau de la surface par l'équation suivante :




$$\tau_w = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)_{y=0}$$

Figure 2. Représentation d'un profil de vitesse $u(y)$ proche paroi.

La vitesse de frottement $u_\tau$ traduit l'amplitude du frottement dans une grandeur homogène à une vitesse. Sa définition est la suivante avec $\rho$ la masse volumique du fluide :

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$$

La vitesse de frottement n'est pas une vitesse au sens physique mais une vitesse au sens dimensionnel. Cette vitesse permet de normaliser les écoulements dans la région proche paroi appelée couche limite. Une partie portant sur la physique de l'écoulement proche paroi dans le chapitre 2 et les explications complémentaires sur la contrainte pariétale sont présentées.

## 1.1.2. La mesure de la contrainte pariétale : Une stratégie de contrôle actif de l'écoulement proche paroi.

La contrainte pariétale est une grandeur idéale pour piloter les différents types de contrôle aérodynamique envisagés notamment dans les avions du futur puisqu'elle peut être considérée comme la « signature » de la physique de l'écoulement proche paroi. Cette partie présente les leviers d'actionnement possibles pour un contrôle actif de l'écoulement en surface. Le but commun à chaque levier réside dans l'optimisation des performances de l'avion,

notamment par l'amélioration de la portance de l'avion lors du décollage et de l'atterrissage à la réduction de la trainée lors de la phase de vol.

Un premier contrôle aérodynamique repose sur la transformation géométrique de type « morphing wing ». L'aile de l'avion s'adapte à l'écoulement avec une déformation mécanique. Une géométrie de l'aile qui se déforme est l'élément structurel qui présente les défis les plus ambitieux dans la conception des futurs avions. Alors qu'une souplesse de l'aile est requise dans la direction de l'écoulement, une rigidité est nécessaire dans les autres plans pour résister aux forces qui s'appliquent sur l'avion (poids, pression, etc.). Un contrôle aérodynamique actif de l'écoulement classique passe par une déformation verticale de la partie aval de l'aile dans le but de limiter la traînée tout en retardant le décrochage [13]. Un exemple de morphing wing plus original est représenté sur la Figure 3 [14]. Le principe repose sur des structures ondulées flexibles facilitant la déformation dans la direction de l'écoulement à l'instar des ailes d'un oiseau.

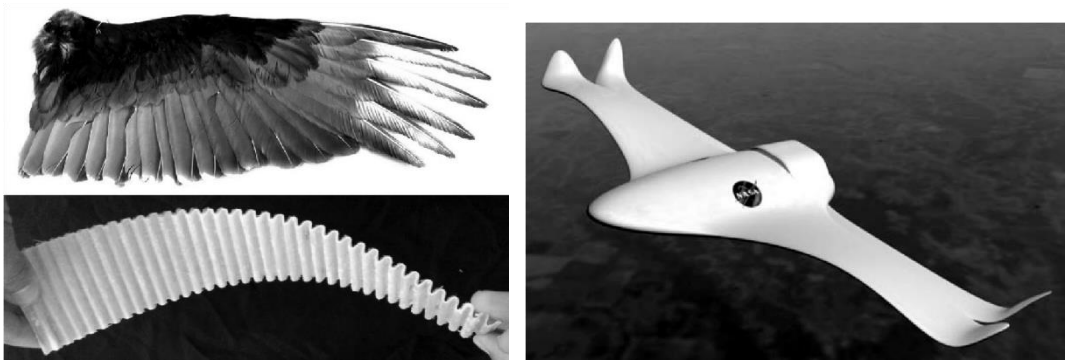


Figure 3. Exemple de contrôle aérodynamique par transformation géométrique de type "Morphing wing" [14].

Un deuxième contrôle aérodynamique présenté dans cette partie repose sur le contrôle du décollement par des actionneurs fluidiques. Le décollement intervient lorsque l'écoulement se détache de la surface, généralement au bord de fuite des ailes. Une région de recirculation du fluide synonyme de décrochage se crée. L'actionneur fluidique va permettre d'éviter le décollement en maintenant le fluide attaché à la surface par un écoulement secondaire. Un exemple d'actionneur fluidique le plus utilisé est le dispositif par jets synthétiques. Il existe plusieurs solutions technologiques aux jets synthétiques. Parmi eux, nous retrouvons des jets par excitation acoustique [15] ou encore par piston [16]. La Figure 4 est une topographie illustrant l'impact d'un contrôle actif de l'écoulement par jets synthétiques [17]. L'écoulement représenté en bleu se recolle à la surface d'une aile d'avion après l'activation de VGF (Vortex Generator Fluidic).

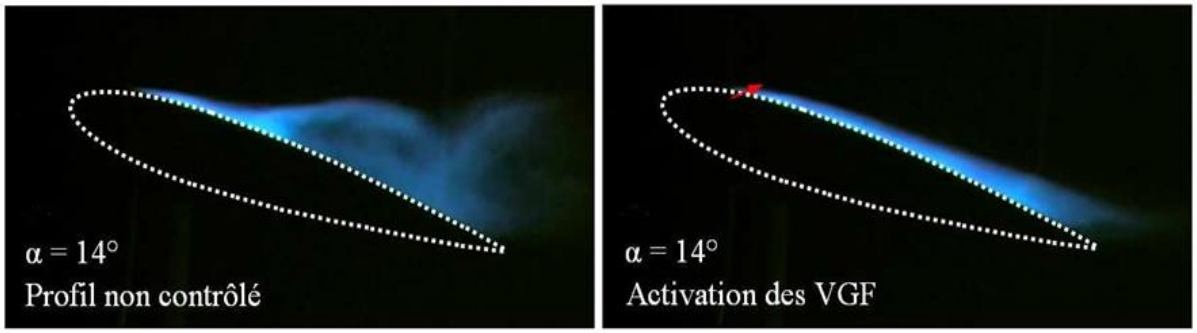



Figure 4. Topographies réalisées pour l'écoulement sans contrôle (à gauche) et avec contrôle par jets synthétiques (à droite). Référence aux travaux de thèse de S.Bourgois [17].

Le contrôle de l'écoulement suscite de nombreux intérêts pour l'amélioration des performances aérodynamiques. Nous venons de voir quelques stratégies de contrôle actif de l'écoulement en surface. Par ailleurs, des progrès sont à réaliser en termes de conception d'actionneurs capables de mesurer les phénomènes aérodynamiques en temps réel. Dans ce contexte, la mesure de la contrainte pariétale permettrait de renseigner directement sur le comportement aérodynamique du fluide, notamment pour la détection du décollement et du changement de régime de l'écoulement. Le capteur calorimétrique développé dans cette thèse répond aux problématiques de détection des phénomènes aérodynamiques. En préambule, un état de l'art des dispositifs pour la mesure de la contrainte pariétale est présenté dans la partie suivante. Il permettra de définir le fonctionnement et les limites de chaque dispositif et de justifier l'intérêt du capteur thermique dans la stratégie de contrôle actif de l'écoulement proche paroi.

# 1.2. État de l'art des dispositifs pour la mesure de la contrainte pariétale

Nous venons de voir que la mesure de la contrainte pariétale renseigne sur le comportement aérodynamique de l'écoulement proche paroi. Des avancées technologiques sur plusieurs systèmes ou microsystèmes permettent à présent de comprendre le comportement de l'écoulement en surface. Les mesures de ces dispositifs se regroupent dans deux catégories : la mesure directe et la mesure indirecte. Contrairement à la mesure directe, la mesure indirecte requiert une calibration du système. La calibration consiste à lier la réponse du dispositif aux valeurs de contrainte pariétale. Les dispositifs présentés dans cette partie sont regroupés dans le Tableau 1 [18].

Tableau 1. Dispositifs pour la mesure de la contrainte pariétale.

| Catégorie | Dispositif |
|---|---|
| Mesure directe | Capteur à élément flottant |
| | Vélocimétrie par Image de Particules (PIV) |
| | Interférométrie à film d'huile |
| Mesure indirecte | Tube de Preston |
| | Capteur thermique |

## 1.2.1. Dispositifs à mesure directe

### 1.2.1.1. Capteurs à élément flottant

Les capteurs à élément flottant sont des dispositifs pour une mesure directe de la contrainte pariétale. Le principe de fonctionnement se base sur la déformation d'une membrane induite par la force de frottement sur une surface. Le rapport entre la force tangentielle et la surface de l'élément flottant est directement fonction de la contrainte pariétale. La mesure de la déformation peut se faire d'un point de vue capacitif, optique ou encore piézorésistif. Un exemple de capteur capacitif est illustré sur la Figure 5.

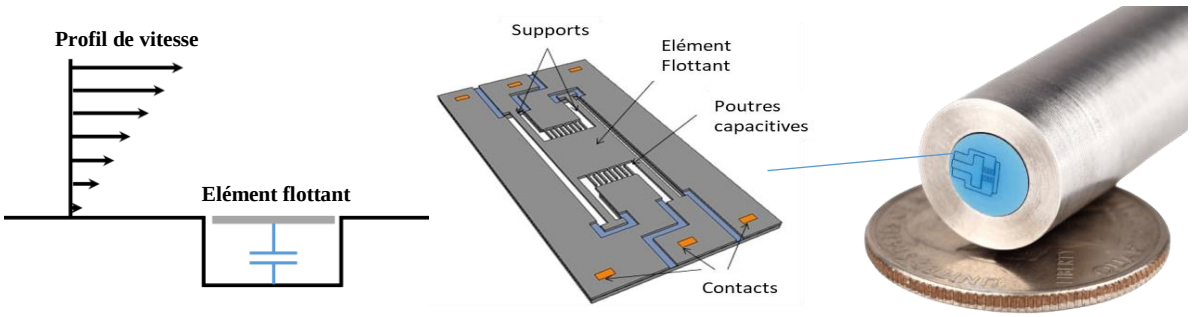



Figure 5. Micro-capteur à élément flottant capacitif.

En plus d'une utilisation directe, le capteur à élément flottant présente des avantages technologiques liés à leur micro fabrication [19] [20] et leur mise en place relativement simples. En revanche, la réponse de ce dispositif ne permet pas la mesure des forces de frottement élevées, ce qui limite leur étendue de mesure pour certains dispositifs à 10 pN [21]. De plus, une étude numérique en 3D de 2003 simule un élément flottant avec une erreur de mesure théorique de 17 % [22]. Une étude expérimentale montre également que la mesure dérive avec la température [23]. En résumé, le capteur à élément flottant est un capteur simple d'utilisation, robuste, mais avec une précision sur la mesure et une étendue de mesure relativement faibles. De plus, sa mesure ne permet pas de renseigner sur le sens d'écoulement du fluide, une information importante dans la détection du décollement.

### 1.2.1.2. Vélocimétrie par Image de Particules (PIV)

La vélocimétrie par image de particule (PIV) est une technique optique permettant de mesurer le champ de vitesse sur un plan d'écoulement. Ce dispositif est principalement utilisé pour créer une imagerie de l'écoulement au sein d'un conduit. Il peut également servir à la mesure des champs de vitesse en surface et la mesure des contraintes pariétales associées [24]. Le principe de fonctionnement utilise un ensemencement avec des particules de petite taille censées suivre l'écoulement. Un laser vient créer deux nappes laser pulsées avec un léger décalage. Une caméra prend l'image des deux pulsations puis le traitement du signal consiste à corréler chaque pixel de l'image afin d'établir une cartographie de l'écoulement (Figure 6).

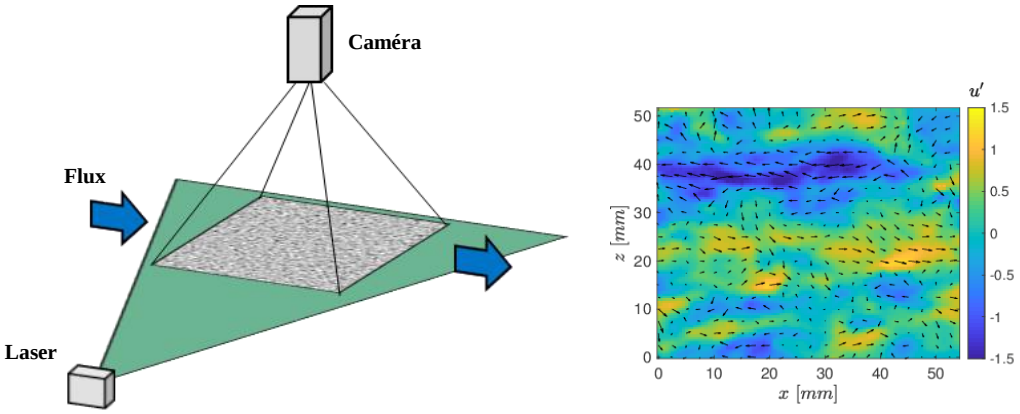



Figure 6. Vélocimétrie par image de particules (PIV) et imagerie de la mesure dans un canal turbulent [24].

La mesure PIV est préférée dans l'étude d'écoulement global nécessitant des mesures multipoints. De plus, il faut s'attendre à ce que les nouvelles technologies de PIV [25], en conjonction avec le développement des caméras à hautes résolutions, fournissent des statistiques plus précises sur les fluctuations de cisaillement à la paroi. Malgré cela, les manipulations des mesures PIV restent lourdes et difficiles à mettre en œuvre. De plus, les expériences sont valables uniquement en laboratoire et ne permettraient pas la mesure de la contrainte pariétale sur des essais en vol d'avion.

### 1.2.1.3. L'interférométrie par film d'huile

L'interférométrie par film d'huile consiste à placer de l'huile sur la surface que l'on souhaite analyser. L'écoulement va développer un mince film d'huile et une corrélation est possible entre l'épaisseur de celui-ci à la contrainte pariétale. En pratique, le film d'huile est éclairé par une lampe monochromatique et l'épaisseur de l'huile définit la longueur du trajet de la lumière. Des franges d'interférence entre la surface et l'huile s'observent ( Figure 7) [26].

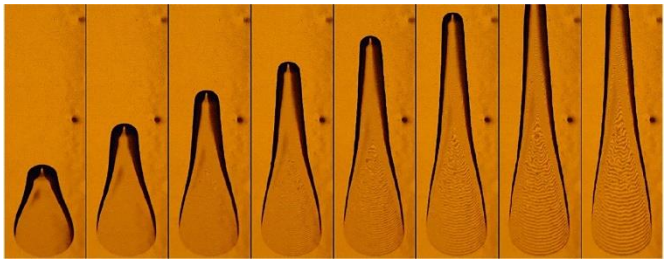


Figure 7. Développement d'un film d'huile. La mesure par interférométrie permet de connaitre les contraintes de frottement en surface.

L'interférométrie par film d'huile se limite par des difficultés de mise en œuvre. La mesure est réalisée une fois car il est nécessaire de nettoyer la surface avant de redéposer de l'huile pour une nouvelle mesure. La mesure est réalisée en laboratoire et ne permet pas l'étude de l'écoulement en condition de vol. De plus, le changement de sens de l'écoulement n'est pas mesurable avec cette technique car les vitesses d'écoulement restent constantes lors de la mesure.

## 1.2.2. Dispositifs à mesure indirecte

### 1.2.2.1. Tube de Preston

Le tube de Preston est un dispositif de mesure indirecte de la contrainte pariétale publié par Preston en 1954 [27]. Le principe de fonctionnement repose sur la mesure différentielle de pression entre un tube de Pitot et la pression statique (Figure 8). Le tube de Preston a l'avantage d'avoir une calibration essentiellement universelle, c'est-à-dire que les données de calibration sont visibles dans la littérature. Un exemple de courbe d'étalonnage est visible sur le graphique [28].

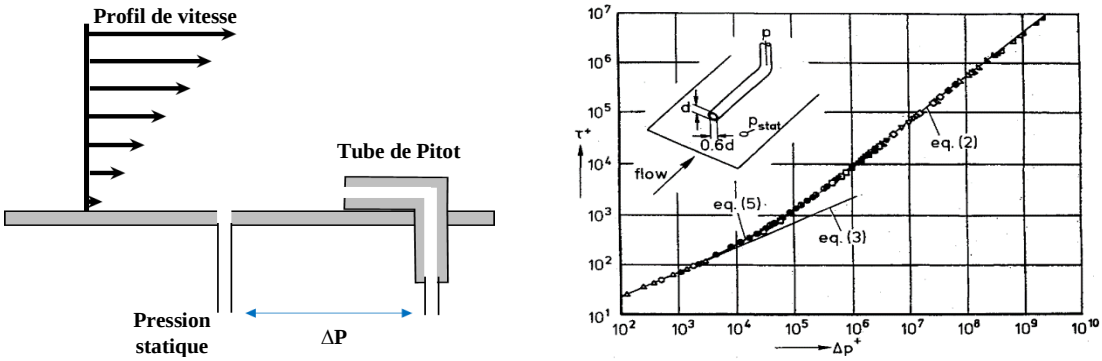



Figure 8. Schéma du tube de Preston et graphique d'une courbe de calibration [28].

Le tube de Preston est un dispositif simple d'utilisation et robuste. En plus d'une mesure affleurant la surface, le tube peut être placé à différentes hauteurs afin de révéler les profils de vitesse proche de la paroi. Cependant, la méthode d'utilisation requiert des précautions dans les phases de calibration et de mise en place. Un mauvais alignement du tube par rapport à l'écoulement engendrerait une erreur sur la mesure. De plus, le tube perturbe l'écoulement en aval de celui-ci, ce qui en fait un dispositif non approprié à la mesure directionnelle de l'écoulement.

### 1.2.2.2. Capteurs thermiques

Les capteurs thermiques sont également des dispositifs de mesure indirecte. Le principe de fonctionnement se base sur le transfert thermique. La méthode thermique consiste à placer un élément chauffant sur la surface d'essai et à mesurer la variation de sa température dans l'écoulement [29] [30]. Parmi les différents capteurs thermiques, l'anémomètre à film chaud est le plus couramment exploité (Figure 9). L'alignement du capteur avec la surface permet une mesure optimale de l'écoulement très proches paroi. L'anémomètre à film chaud a les avantages d'être facilement utilisable avec une électronique simple, d'être robuste à l'écoulement et d'avoir une conception relativement simple et donc peu coûteuse. En revanche, le principe du film avec des échanges thermiques par conduction limite la bande passante du capteur.

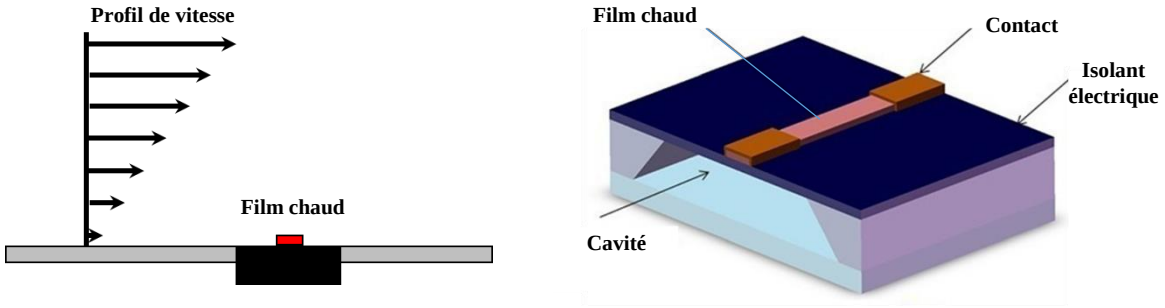



Figure 9. Schéma du capteur à film chaud et visualisation d'une structure possible du capteur [29].

Avec un fonctionnement identique au film chaud, l'anémomètre à fil chaud possède une résistance de chauffe suspendue dans l'air positionnée à la surface de la paroi. De manière générale, la majorité des anémomètres à fil chaud sont destinés à la mesure de la vitesse d'écoulement d'un fluide (Figure 10 (a)). Des technologies plus avancées dans l'étude des écoulements proche paroi minimise les dimensions du capteur dans le but d'améliorer la sensibilité et la bande passante de la mesure de vitesse (Figure 10 (b)) [31]. La sensibilité de ce dernier permettrait notamment d'élargir la compréhension des phénomènes de turbulence en surface [32] [33].

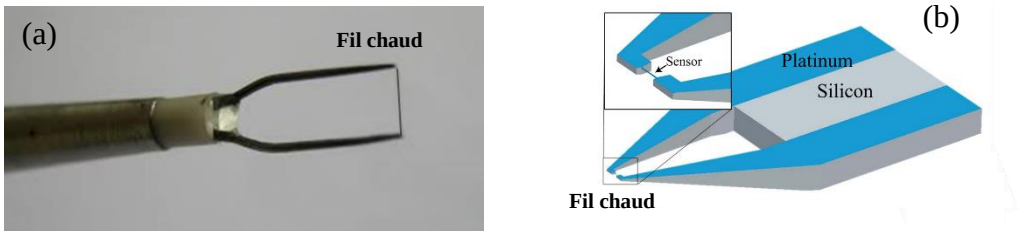



Figure 10. Image d'un anémomètre à fil chaud conventionnel (a) et schéma d'un anémomètre à échelle nanométrique pour la mesure de vitesse proche paroi (b) [31].

L'anémomètre à film ou fil chaud se positionne donc comme un dispositif adapté à la mesure de la contrainte pariétale. En revanche, ce dispositif possède certains désavantages : il est fragile car le fil est suspendu et il est insensible à la direction de l'écoulement, ce qui le rend inutilisable en présence de phénomènes aérodynamiques tel que le décollement des couches limites [34].

Les capteurs calorimétriques à fils chauds proposés dans le cadre de cette thèse visent à remplacer le film ou fil chaud par plusieurs fils pour permettre la mesure d'un changement de direction de l'écoulement. Cette particularité permettra la mesure de la contrainte de cisaillement en présence de décollements, tout en maintenant une simplicité d'utilisation similaire au film chaud unique. La robustesse du capteur sera également améliorée par l'étude de plusieurs structures renforçant la solidité des fils.

# 1.3. Études préliminaires du capteur calorimétrique à fils chauds

## 1.3.1. Principe de fonctionnement du capteur calorimétrique à fils chauds

Comme nous l'avons vu précédemment, un capteur thermique à fil ou film chaud mesure la perte de chaleur par convection lorsqu'il est soumis à un écoulement. Le capteur calorimétrique, quant à lui, mesure l'asymétrie du profil de température de part et d'autre de l'élément chauffant avec 3 résistances métalliques :

- Une résistance de chauffe ($R_{ch}$) centrale qui va chauffer par effet Joule le gaz environnant et créer un gradient thermique dans celui-ci.
- Deux résistances de détection ($R_{det1}$ et $R_{det2}$) placées symétriquement et proches de la résistance de chauffe afin de mesurer la variation de ce gradient thermique.

La Figure 11 présente le schéma de principe du capteur calorimétrique. Dans le cas d'un capteur sur substrat silicium, trois résistances horizontales sont suspendues au-dessus d'une cavité afin d'être isolées thermiquement.

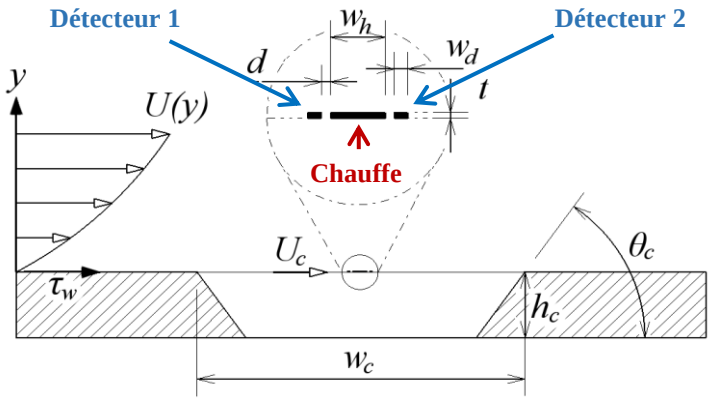



Figure 11. Schéma de principe du capteur calorimétrique en coupe latérale.

Lorsqu'un flux de gaz se déplace au-dessus du capteur, le gradient de température de la résistance chauffante devient asymétrique (Figure 12). La résistance de détection en aval se réchauffe et la valeur de sa résistance électrique augmente, tandis que la résistance détection en amont se refroidit et la valeur de sa résistance électrique diminue. La différence de température entre les deux détecteurs est fonction de la vitesse d'écoulement. Ce principe est déjà longuement connu pour la mesure de débit massique [35] [36], mais il a été très peu appliqué à la mesure de la contrainte pariétale avec une géométrie de capteur adaptée. L'avantage de ce capteur est qu'il permet de connaître la direction du flux en surface. Cette donnée permet des applications aérodynamiques intéressantes, notamment les mesures de la contrainte pariétale et du décollement du flux proche de la paroi.

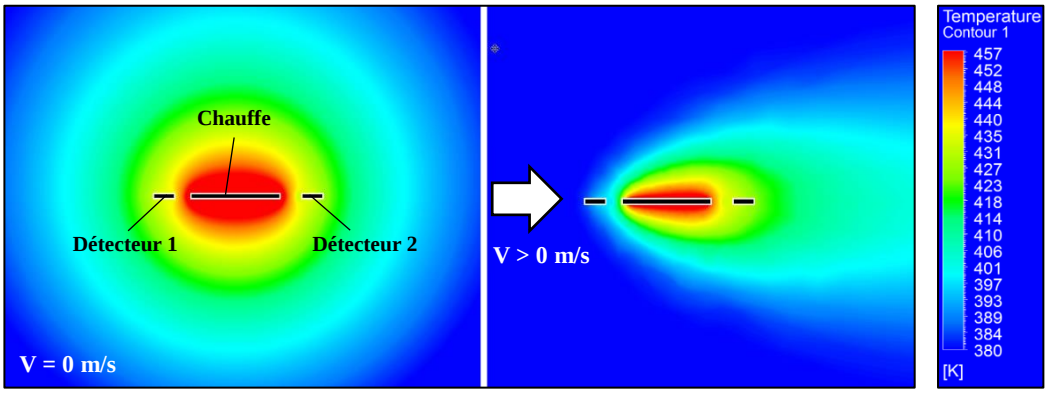



Figure 12. Représentation en deux dimensions du fonctionnement calorimétrique.

La Figure 13 illustre le profil schématique de la température en amont et en aval de la résistance chauffante dans le cas d'un fluide au repos ($\tau_w = 0$) et en mouvement ($\tau_w > 0$). La résistance chauffante de largeur $w_h$ est positionnée sur l'axe des $x$. Lorsque $\tau_w = 0$, la répartition de la température est symétrique, les résistances de détection ont donc la même valeur de résistance électrique. Cependant, lorsque $\tau_w > 0$, le gradient de température se déplace par convection vers l'aval. Ainsi, la valeur de la résistance de détection en aval sera supérieure à celle placée en amont. Cette différence de température, notée $\Delta T$, correspond à la réponse calorimétrique du capteur.

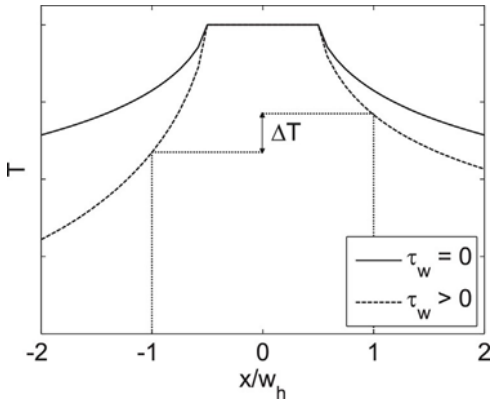



Figure 13. Exemples de profils de température entre une contrainte $\tau_w = 0$ et $\tau_w > 0$.

A présent que le principe de fonctionnement calorimétrique est présenté, un état des lieux des capteurs calorimétriques à fils chauds est nécessaire. L'objectif est de situer les objectifs de cette thèse parmi les recherches existantes.

## 1.3.2. État de l'art des capteurs calorimétriques à fils chauds pour la mesure de la contrainte pariétale

Cette partie présente un état de l'art des capteurs calorimétriques existants. Les résultats préliminaires obtenus sur le capteur calorimétrique étudié dans cette thèse seront également présentés. Cela permettra d'introduire le contexte, les enjeux et la problématique de la thèse.

### 1.3.2.1. Capteur calorimétrique pour une mesure bidirectionnelle de l'écoulement

La conception d'un capteur calorimétrique pour la mesure de la direction de l'écoulement a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche à l'Université de Lille. En 2020 et 2021, les travaux de thèse de Cécile Ghouila-Houri et al. permettent la publication de deux articles portant sur la mesure bidirectionnelle de l'écoulement proche paroi [37] et la détection du décollement de la couche limite [38]. L'architecture des fils métalliques de platine est représentée sur la Figure 14. La résistance de chauffe et les résistances de détection ont une largeur commune de 3 µm. La réduction dimensionnelle du capteur à l'échelle micrométrique permet d'accroître la sensibilité sur la mesure de l'écoulement et de minimiser la puissance de consommation indispensable à son fonctionnement. Les résistances sont suspendues au-dessus d'une cavité et maintenues par des poutres diélectriques de $SiO_2$ perpendiculaires aux résistances. Le capteur est conçu sur un substrat en silicium.

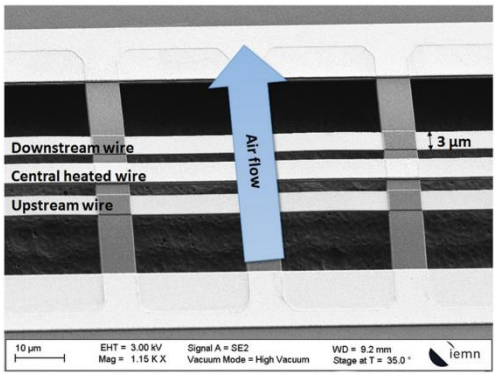



Figure 14. Image MEB du capteur calorimétrique à fils chauds développé à l'université de Lille.

Avec l'appui des installations de l'ONERA, des mesures expérimentales du capteur ont été réalisées en soufflerie. Des mesures d'étalonnage de la contrainte pariétale dans un écoulement turbulent montrent le fonctionnement bidirectionnel des résistances de détection jusqu'à 2 Pa, le maximum de la calibration possible. Le capteur a ensuite été utilisé pour mesurer la séparation instationnaire et le rattachement de l'écoulement en aval d'une nervure (Figure 15). Les mesures à plusieurs positions après l'obstacle montrent un fonctionnement prometteur dans la détection de la zone de décollement, du point de rattachement et de zone d'attachement de l'écoulement.

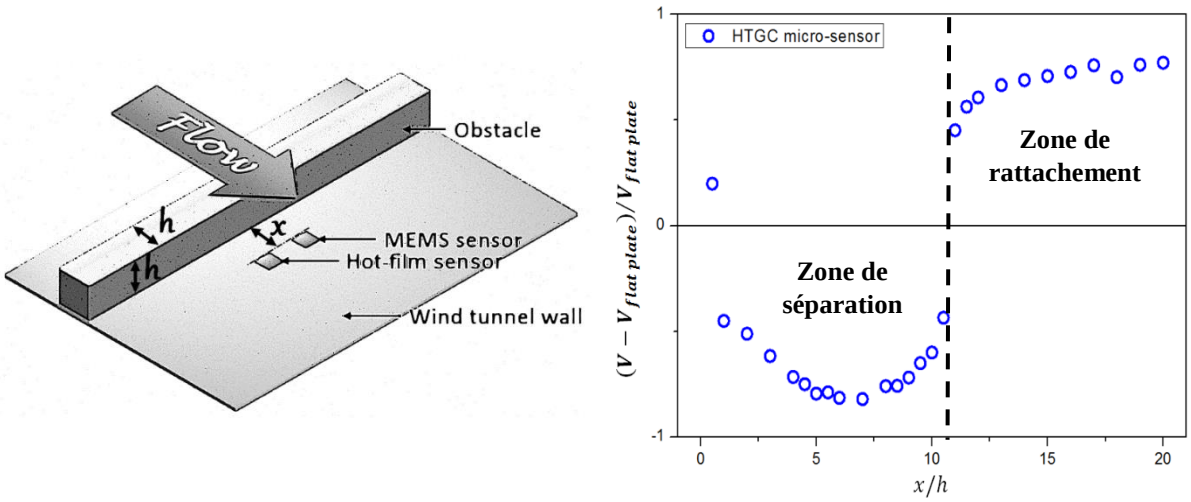



Figure 15. Résultats expérimentaux du capteur calorimétrique développé à l'IEMN sur la mesure du décollement et du recollement [38].

A notre connaissance, il n'existe pas d'étude géométrique justifiant les dimensionnements de ce capteur. Des perspectives d'amélioration de la sensibilité et de la bande passante sont cependant possibles.

### 1.3.2.2. Capteur AeroMEMS

Un capteur appelé AeroMEMS et conçu sur substrat souple avec deux fils de chauffe a été développé à l'université technique de Berlin. La principale utilisation du capteur, la détection du décollement de la couche limite, est présentée dans une publication de 2006 [39]. La Figure 16 présente la structure du capteur. Deux fils métalliques de nickel de 2 µm de large sont isolés par une cavité. La cavité est réalisée par la gravure du substrat en polyimide [40], un matériau flexible capable de résister à la déformation. La propriété de ce substrat confère une utilisation sur des surfaces incurvées, un avantage déterminant dans la compréhension applicative des phénomènes d'écoulement.

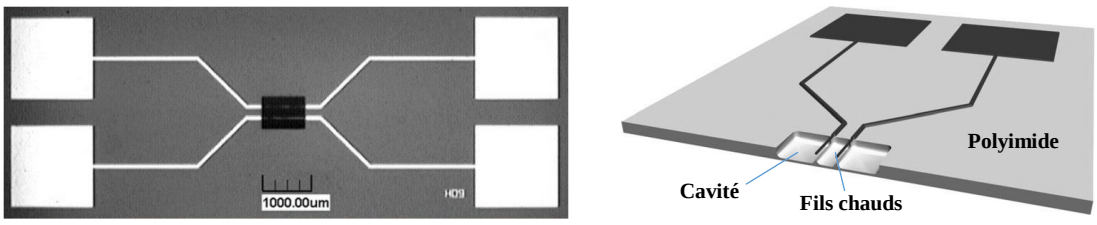



Figure 16. Capteur AeroMEMS deux fils chauds sur substrat souple.

La détection du sens d'écoulement du fluide est possible grâce aux deux fils chauds. Le principe est simple : les tensions aux bornes des deux résistances sont relevées et le signe positif ou négatif de leur différence renseigne sur le sens d'écoulement. Des mesures expérimentales sur un prototype d'aile d'avion ont été réalisées dans les souffleries de l'université de Berlin. Des capteurs positionnés le long de l'aile ont permis la détection du décollement de

l'écoulement en bord de fuite. Un résultat de la mesure différentielle en tensions est représenté sur la Figure 17 ci-dessous. En fonction de l'angle d'attaque de l'aile, le décollement de la couche limite est mesuré lorsque la différence de tension est négative.

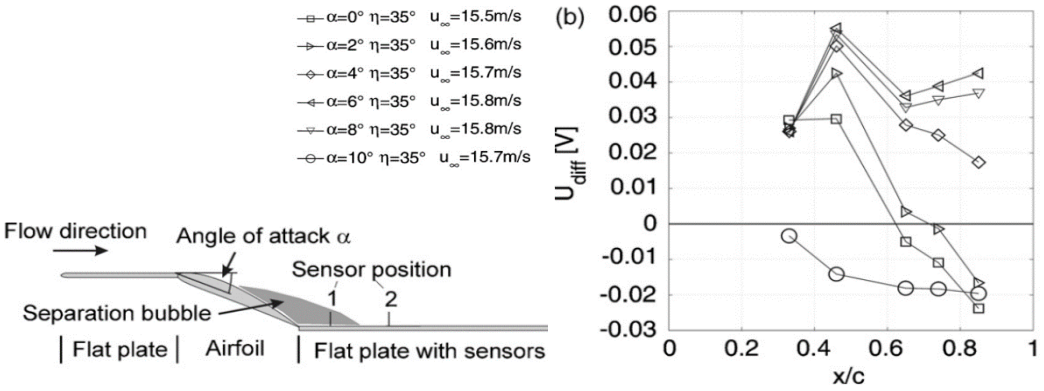



Figure 17. Résultats de la mesure de la différence de tension $U_{diff}$ entre les deux fils chauds en fonction de la position des capteurs proches du bord de fuite d'une aile.

Le capteur AeroMEMS présenté montre que la conception de dispositif sur substrat souple est possible. Un substrat flexible peut s'adapter aux surface incurvées, un avantage important dans l'étude de l'écoulement aérodynamique sur paroi incurvée.

### 1.3.2.3. Résultats préliminaires du capteur calorimétrique développé par l'IES et l'ETS

Un premier prototype du capteur calorimétrique à fils chauds, développé précédemment à cette thèse, a été conçu à l'Université de Montpellier et testé à l'Ecole Technique Supérieure de Montréal (ETS). Les deux premières publications sur ce modèle présentent un nouveau dispositif capable de détecter les variations d'écoulement en surface. Un article de 2016 présente la méthode de conception du capteur et les premiers tests expérimentaux et numériques en présence d'un écoulement [41]. Un second article présente les premiers mesures expérimentales en soufflerie et l'étude de la dynamique du capteur [42]. Les images au microscope électronique à balayage (MEB) permettent de visualiser le capteur (Figure 18). Les trois résistances (la résistance de chauffe et les résistances de détection) sont suspendues au-dessus d'une cavité. Les résistances s'élargissent en contacts sur les bords.

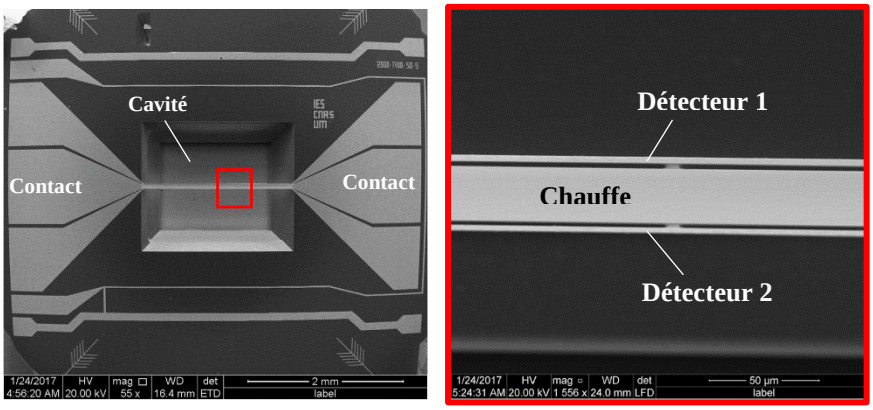



Figure 18. Images MEB des premiers prototypes du capteur calorimétrique à fils chauds.

Les premières calibrations du capteur ont permis de mesurer la réponse de la résistance de chauffe dans son fonctionnement anémométrique et le comportement des deux résistances de détection dans son fonctionnement calorimétrique. Les résultats sont représentés sur le graphique ci-dessous (Figure 19), avec une tension $E_{CTA}$ (Constant Temperature Anemometer) pour le fonctionnement de la résistance de chauffe avec une température constante. La réponse calorimétrique est également représentée, avec $E_{det}$ correspondant à la différence en tension entre les deux résistances de détection. Les résultats de la calibration montrent que le changement de sens de l'écoulement inverse le signe de la réponse calorimétrique. Ces résultats valident le fonctionnement du capteur dans la perspective d'une détection des phénomènes aérodynamiques tel que le décollement. En comparaison, la réponse anémométrique correspond à la mesure de la tension du fil de chauffe unique, un fonctionnement qui ne permet pas de détecter un changement de sens d'écoulement.

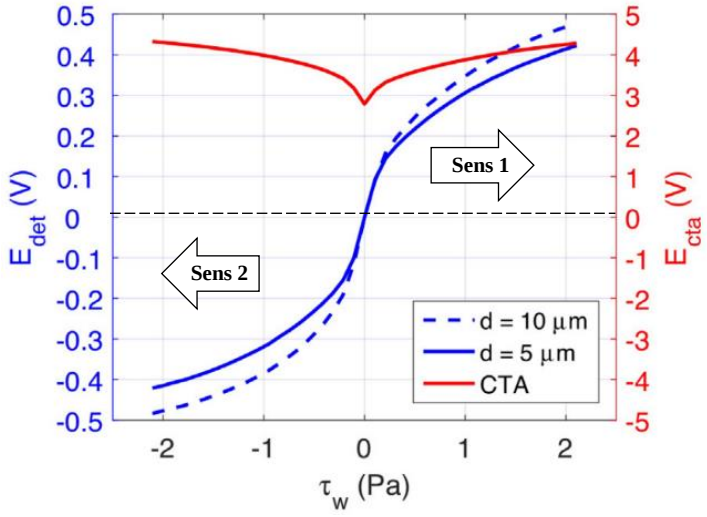



Figure 19. Calibration du capteur calorimétrique : Réponses calorimétrique ($E_{det}$) et anémométrique ($E_{CTA}$) pour deux largeurs des résistances de détection. La valeur de d correspond à la distance entre les résistances de chauffe et de détection.

Les résultats préliminaires du capteur calorimétrique à fils chauds affichent des perspectives encourageantes dans la mesure des phénomènes aérodynamiques proche paroi et en particulier à des contraintes supérieures à 2 Pa. La technologie des dispositifs microélectroniques est à notre connaissance la solution la plus adaptée pour réduire les dimensions du capteur. En plus de minimiser la consommation du dispositif, jouer sur les dimensions permettra d'augmenter la précision du capteur sur les faibles fluctuations ainsi que la résolution spatiale sur la mesure de la contrainte pariétale. C'est dans ce contexte que les travaux de recherche de cette thèse ont débutés.

## 1.3.3. Objectif de la thèse

Les travaux de cette thèse sont fondés sur le travail préliminaire du capteur calorimétrique à fils chauds introduit précédemment. L'objectif de la thèse consiste à élargir la compréhension du fonctionnement du capteur. Pour cela le travail englobera les études théoriques et numériques, l'amélioration des performances et la réalisation de mesures expérimentales avec le capteur. Avant de détailler ces différentes parties, une introduction sur le contexte de la thèse permettra de visualiser l'environnement autour de cet objectif.

### 1.3.3.1. Contexte de la thèse

Dans le cadre de ses projets de recherche dans le domaine de l'aérodynamique expérimentale, l'Ecole Technique Supérieure (ETS) de Montréal souhaitait développer un capteur de frottement pariétal qui soit à la fois simple d'utilisation, relativement bon marché et sensible à la direction de l'écoulement. L'ETS s'est tourné vers l'Institut d'Electronique et des Systèmes (IES) de l'Université de Montpellier pour le concevoir en se basant sur les études d'un capteur accélérométrique MEMS basé sur les échanges thermiques par convection [43] [44]. Un prototype a pu être testé à l'ETS dans le cadre d'un projet de master et les premiers résultats présentés précédemment ont été très concluants. Puis suite au recrutement du Pr. Weiss à l'Université Technologique de Berlin (TU Berlin), les travaux ont continué avec cette Université, où nous avons pu continuer la collaboration afin de tester les capteurs développés dans ce projet.

### 1.3.3.2. Enjeux de la thèse

Cette partie présente les enjeux du travail doctoral portant sur la compréhension et l'amélioration du capteur calorimétrique à fils chauds. Ils se regroupent en trois parties :

Une première partie porte sur les bases théoriques sur lesquelles se fondent le fonctionnement du capteur calorimétrique à fils chauds. Malgré une connaissance acquise sur la physique du fil chaud, la théorie du fonctionnement calorimétrique du capteur est encore à l'état de découverte. Un travail théorique doit permettre de définir les équations qui régissent le déplacement du gradient thermique au sein d'une cavité. Un second travail complémentaire consistera à étudier numériquement le fonctionnement calorimétrique car les ordinateurs actuels rendent possible la résolution numérique de problèmes de mécanique des fluides.

Une deuxième partie visera à améliorer les performances du capteur en élaborant différentes structures. En complémentarité avec les résultats numériques précédents, cette étude dimensionnelle du capteur permettra de mettre en évidence l'influence des géométries du capteur dans le but d'améliorer ses performances. Ces performances souhaitées sont : une sensibilité élevée, une haute étendue de mesure, une bande passante importante et une structure robuste. Pour répondre à ces exigences, la conception et l'étude de plusieurs structures du

capteur seront nécessaires. Le signal du capteur sera également amélioré par un système de conditionnement adapté aux mesures expérimentales.

Une troisième partie sera consacrée aux mesures expérimentales. Un premier travail portera sur la calibration des différentes structures du capteur calorimétrique à laquelle seront associées les simulations numériques. Les performances de chaque structure seront étudiées. Un second travail mettra en application les dispositifs dans la mesure des phénomènes aérodynamiques, notamment lors du décollement de la couche limite.

# CHAPITRE 2 Études théoriques du capteur calorimétrique

Le deuxième chapitre est consacré aux études théoriques et numériques du capteur pour la mesure de la contrainte pariétale. L'objectif de ce chapitre est de donner les bases théoriques de la mesure en proche paroi et de comprendre le fonctionnement du capteur calorimétrique dans cette zone d'écoulement du fluide. La théorie de l'écoulement proche paroi et la théorie de l'anémomètre à fil chaud seront présentées et permettront d'initier des simulations sur le fonctionnement thermique du capteur. L'étude numérique consistera à simuler plusieurs structures plus ou moins robustes mécaniquement afin de comprendre leurs influences, en particulier sur la sensibilité thermique et l'étendue de mesure du capteur en fonction de la contrainte pariétale.

Une première partie présentera la théorie de la mécanique des fluides et les équations du mouvement d'un fluide dans la zone d'écoulement proche paroi appelée « couche limite ». La résolution de ces équations nous permettra de définir les profils de vitesse propres à la couche limite et de renseigner sur les contraintes pariétales qui leurs sont associées. Cette partie permettra également de définir les profils de vitesse imposés dans les simulations de l'étude numérique qui suivra.

Une deuxième partie présentera les bases de la théorie de l'anémomètre à fil chaud et l'équation du bilan de puissance entre un fil chauffé par effet Joule et l'écoulement d'un fluide qui le refroidit. Il existe pour cela deux types de fonctionnement du fil chaud : soit le courant injecté dans le fil est constant mais sa température varie, soit la température du fil est constante et le courant fluctue. Nous verrons qu'un fonctionnement à température constante est le mode approprié à la mesure de la contrainte pariétale. Cette partie permettra de justifier le choix d'une température de chauffe constante dans les simulations de l'étude numérique.

# 2.1. Théorie de la mécanique des fluides proche paroi

L'aérodynamisme est un domaine de la mécanique des fluides qui traite de l'écoulement des gaz à la surface d'objets. L'intérêt de celui-ci est de comprendre les phénomènes d'écoulement en surface afin d'améliorer les formes de ces objets et faciliter leur déplacement. Une branche de la mécanique des fluides propose une résolution théorique des équations du mouvement des fluides dans une zone d'écoulement proche paroi appelée « couche limite ». Cette partie du document présente les phénomènes liés à la couche limite où la contrainte pariétale est la signature de l'écoulement [6].

## 2.1.1. Approximations des équations de Navier-Stokes

Les équations de Navier-Stokes sont des équations aux dérivées partielles générales qui décrivent l'écoulement des fluides newtoniens incompressibles. Malheureusement la grande majorité des problèmes pratiques de mécanique des fluides ne peut pas être résolue analytiquement par le biais de ces équations. Il est nécessaire d'employer des approximations. Il existe plusieurs approximations des équations de Navier-Stokes permettant d'éliminer un ou plusieurs termes afin d'obtenir une forme simplifiée de l'équation. Dans la plupart des cas, les approximations présentées dans cette partie ne s'appliquent que dans certaines régions de l'écoulement. La forme vectorielle de l'équation de Navier-Stokes valide pour l'écoulement d'un fluide newtonien incompressible est la suivante (Chaque terme est homogène à une force par unité de volume de fluide) :

$$\underbrace{\rho}_{\text{Masse volumique}}\underbrace{\left(\frac{\partial \vec{V}}{\partial t}+\left(\vec{V}\cdot\vec{\nabla}\right)\vec{V}\right)}_{\text{Accélération}}=\underbrace{-\vec{\nabla}P}_{\text{Force de pression}}+\overbrace{\rho\vec{g}}^{\text{Force de gravitation}}+\underbrace{\mu\nabla^2\vec{V}}_{\text{Force de viscosité}}$$

### 2.1.1.1. Présentation générale des approximations de l'équation de Navier-Stokes

#### a. Approximation de l'écoulement rampant

L'écoulement rampant ou écoulement de Stokes est un écoulement à faible nombre de Reynolds ($Re \ll 1$). Le nombre de Reynolds est un nombre sans dimension caractéristique du régime de l'écoulement.

$$Re = \frac{\rho V L}{\mu}$$

Avec $\rho$ la masse volume du fluide, V sa vitesse, $\mu$ sa viscosité dynamique et L la dimension du domaine (longueur d'une plaque par exemple). En fonction du nombre de Reynolds croissant, on distingue quatre régimes d'écoulements : les régimes de Stokes, laminaire, transitoire et turbulent. D'après l'expression du nombre de Reynolds, les écoulements rampants sont obtenus

quand $\rho, V$ ou L sont très petits et/ou quand la viscosité $\mu$ est très grande. L'approximation de l'écoulement rampant est donc dominée par la viscosité et les termes d'inertie de l'équation de Navier-Stokes disparaissent. Malgré le fait qu'elle soit nécessaire pour le calcul de Re, la masse volumique est également négligée dès lors que l'on détermine que ce nombre est très petit. L'équation de l'écoulement rampant est alors la suivante :

$$\vec{\nabla}P \cong \mu\nabla^2\vec{V}$$

**b. Approximation pour des régions d'écoulement non-visqueux**

Un écoulement non visqueux ou écoulement sans frottement est utilisé pour décrire l'écoulement d'un fluide visqueux dans une région de l'écoulement où les forces de viscosité sont négligeables par rapport aux forces de pression et d'inertie. Si la valeur des forces de viscosité est très petite, le dernier terme de l'équation de Navier-Stokes est négligeable. Son équation se réduit alors à l'équation d'Euler ci-dessous. Ceci est vrai si le rapport $1/\mathrm{Re}$ est petit.

$$\rho\left[\frac{\partial\vec{V}}{\partial t} + (\vec{V}\cdot\vec{\nabla})\vec{V}\right] = -\vec{\nabla}P + \rho\vec{g}$$

Cette approximation est donc valable pour des écoulements à nombre de Reynolds élevé où la valeur des forces de viscosité est négligeable, loin des sillages et des parois. Cette approximation n'est pas valable dans notre étude car nous sommes dans l'incapacité à spécifier la condition de non-glissement sur la paroi, région où il est souhaitable de comprendre le comportement de l'écoulement.

**c. Approximation de la couche limite**

L'approximation de la couche limite permet de combler l'écart entre l'équation de Navier-Stokes et l'équation d'Euler (Figure 20). Elle crée le lien entre la condition de glissement et la condition de non-glissement au niveau de la paroi. La notion de « couche limite » a été introduite par le physicien Ludwig Prandtl en 1905 [45]. Prandtl a envisagé l'hypothèse suivante : Dans un écoulement suffisamment rapide ou étendu, les forces de viscosités ne s'appliquent qu'au voisinage des surfaces qui limitent l'écoulement. L'idée était de diviser le flux en deux régions : une région d'écoulement externe non visqueux et une région d'écoulement interne appelée couche limite. La couche limite serait donc une région très mince de l'écoulement près d'une paroi solide où les forces visqueuses sont considérées.

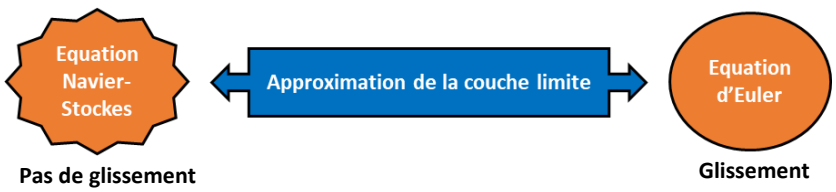



Figure 20. Schéma de l'approximation de la couche limite entre Euler et Navier-Stokes.

Notre étude se basera sur cette approximation qui est représentative des écoulements que l'on souhaite étudier et dont on va mesurer les contraintes pariétales. De plus, comme l'objectif majeur de cette thèse est de comprendre les phénomènes d'écoulement du fluide dans la couche limite, et afin d'appréhender l'étude numérique et expérimentale du capteur pour la mesure de la contrainte pariétale, une approche théorique de la mécanique des fluides proches paroi sera développée dans la partie suivante.

## 2.1.2. Mécanique des fluides proche paroi

La présentation de la mécanique des fluides proche paroi permet d'introduire l'écoulement dans la couche limite. Cette partie présente la couche limite, sa loi d'évolution le long de la paroi et la solution de résolution de cet écoulement proche paroi. La compréhension de ces éléments permettra de paramétrer dans l'étude numérique du capteur, les conditions d'écoulement les plus appropriées.

### 2.1.2.1. Présentation de la couche limite

Comme introduite précédemment, la couche limite est une région très mince de l'écoulement proche paroi dans laquelle les forces visqueuses sont considérées. La Figure 21 présente schématiquement l'écoulement d'un fluide sur une surface dans un cas idéal (équation d'Euler) et dans un cas réel (couche limite). Dans le cas idéal, on considère les contraintes visqueuses du fluide nulles et le profil de vitesse constant $u_\infty$. Dans le cas réel, l'effet de la viscosité du fluide proche de la surface est pris en compte et il existe une couche limite dans laquelle la vitesse du fluide n'est plus constant. La vitesse d'écoulement u(y) devient alors dépendante de sa distance y par rapport la surface.

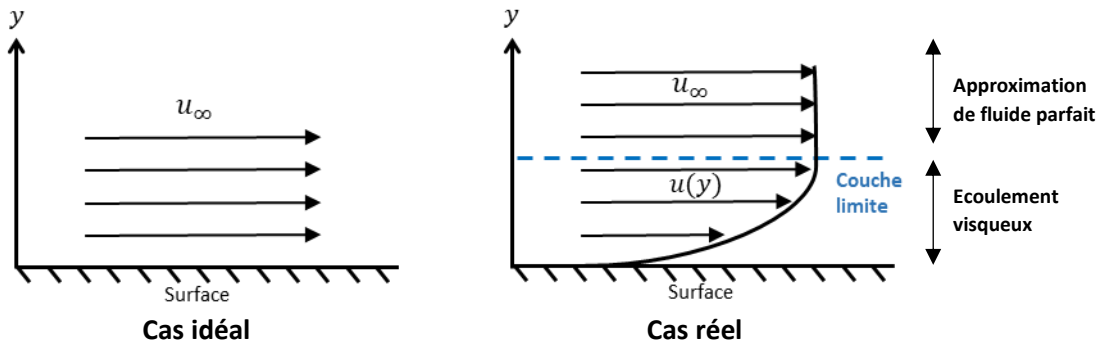



Figure 21. Présentation d'un écoulement parfait (cas idéal) et d'un écoulement visqueux dans la couche limite (cas réel).

L'approximation de la couche limite permet de corriger certaines déficiences de l'équation d'Euler en fournissant un moyen de faire respecter la condition de non-glissement sur la paroi. Par conséquent, les forces de cisaillement visqueux peuvent exister le long de la paroi. Ce concept est une avancée importante dans la mécanique des fluides proche paroi pour l'étude des comportements aérodynamiques. Dans ce contexte, la contrainte pariétale,

équivalente à la dérivée du profil de vitesse en y = 0, est un indicateur majeur de la physique de l'écoulement proche paroi.

**a. Couche limite sur une plaque plane**

La clé de l'approximation de la couche limite est l'hypothèse d'une couche très fine. L'exemple le plus employé est l'écoulement d'un fluide se déplaçant parallèlement à une plaque plane. L'épaisseur de la couche limite notée δ en un point x le long de cette plaque est schématisée sur la Figure 22. L'épaisseur de la couche correspond à la distance entre la paroi et la frontière entre les fluides non-visqueux et visqueux.

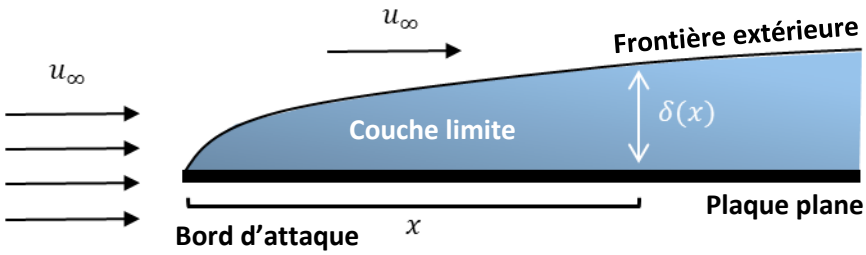



Figure 22. Schéma de l'évolution de la couche limite sur une plaque plane.

Le schéma de la couche limite permet d'introduire le nombre de Reynolds local $Re_x$ basé sur la distance x le long de la paroi. Il est défini par la relation suivante :

$$Re_x = \frac{\rho u_\infty x}{\mu} = \frac{u_\infty x}{\nu}$$

avec ν la viscosité cinématique. A noter que pour une position x donnée, plus le nombre de Reynolds local est grand, plus la couche limite est mince. Autrement dit, l'approximation de la couche limite est d'autant plus fiable que son nombre de Reynolds local est élevé. Une couche limite est dite fine lorsque son épaisseur est très inférieure à sa longueur ($\delta \ll x$).

**b. Loi d'évolution de l'épaisseur de la couche limite sur une plaque plane**

L'évolution de la couche limite se fait par l'action conjuguée de phénomènes de diffusion et de convection. Les phénomènes de diffusion sont décrits par une équation de la forme :

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \nu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}$$

et les phénomènes de convection sont décrits par l'équation :

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u_\infty \frac{\partial u}{\partial x} = 0$$

La loi d'évolution en ordre de grandeur pour l'épaisseur de la couche limite $\delta(x)$ est définie par la relation suivante avec le nombre de Reynolds local :

$$\frac{\delta(x)}{x} \propto \frac{1}{\sqrt{\frac{u_\infty x}{\nu}}} \propto \frac{1}{\sqrt{Re_x}}$$

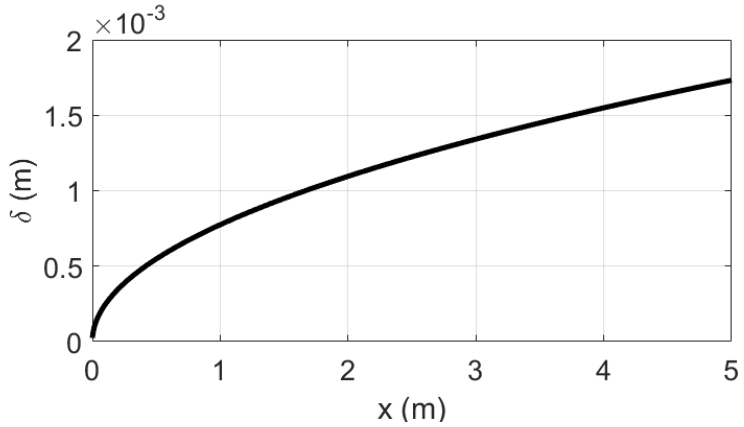



Figure 23. Loi d'évolution de l'épaisseur de la couche limite sur une plaque plane pour une vitesse à l'infini amont de 20 m/s et une viscosité cinématique de l'air à 19°C de $15 \times 10^{-6}$ $m^2/s$.

Cette loi d'évolution de l'épaisseur de la couche limite n'est valable que pour un écoulement laminaire sur une plaque plane. En réalité, à partir d'une certaine position avec un nombre de Reynolds local élevé, des perturbations de plus en plus grandes se créent et le régime d'écoulement évolue de laminaire à turbulent et la loi d'évolution de l'épaisseur de la couche limite change.

### 2.1.2.2. Équations de la couche limite

Les équations de la couche limite sont nécessaires pour déterminer les profils de vitesse qui serviront de base à l'étude numérique et à l'évaluation de la contrainte pariétale.

#### a. Modèle de l'écoulement dans la couche limite

La définition des équations de la couche limite considère un écoulement sur plaque plane tel qu'il a été présenté avec une masse volumique du fluide constante (écoulement incompressible). Le modèle complet permettant de décrire cet écoulement fait intervenir l'équation de conservation de la masse et les équations de Navier-Stokes bidimensionnelles.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} = 0$$

Equation de la conservation de la masse

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)$$

Equations de Navier-Stokes bidimensionnelles

$$u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial y} + \nu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right)$$

u : Vitesse d'écoulement dans la direction principale (m/s)
v : Vitesse d'écoulement dans la direction transversale (m/s)
ν : Viscosité cinématique ($m^2/s$), rapport de la viscosité dynamique μ (Pa.s) et de la masse volumique ρ ($kg/m^3$)
p : Pression hydrostatique (Pa)

**b. Hypothèses de PRANDTL**

Afin de résoudre les équations de Navier-Stokes et établir les équations de mouvement de la couche limite, Ludwig Prandtl a émis deux hypothèses : La première hypothèse est que la vitesse transverse est faible devant la vitesse longitudinale et la deuxième hypothèse que la pression transverse est constante.

- **1ère hypothèse :** $u \gg v$

L'épaisseur de la couche limite δ est généralement faible devant les autres longueurs caractéristiques du problème, notamment par rapport à la longueur de la paroi. La variation de la vitesse de 0 à $u_\infty$ sur une petite distance δ conduit donc à un gradient de vitesse $\partial u/\partial y$ élevé.

$$\frac{\partial u}{\partial x} \ll \frac{\partial u}{\partial y}$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \ll \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad \text{et} \quad \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} \ll \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}$$

- **2ème hypothèse** : $\frac{\partial p}{\partial y} = 0$

La pression à travers une couche limite est constante. Bien que la pression puisse varier le long de la paroi, il y a un changement négligeable de pression dans la direction perpendiculaire à celle-ci.

$$\frac{\partial v}{\partial x}, v\frac{\partial v}{\partial y} \text{ et } v\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \text{ sont alors négligeables.}$$

Avec les deux hypothèses de Prandtl, les équations de la couche limite bidimensionnelle s'écrivent alors :

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0$$

En appliquant l'équation de Bernoulli à la région d'écoulement externe,

$$\frac{P}{\rho} + \frac{1}{2} u_\infty{}^2 = \text{constante}$$

on obtient :

$$\frac{1}{\rho}\frac{dP}{dx} = -u_\infty \frac{du_\infty}{dx}$$

**L'ensemble des équations du mouvement pour la couche limite** en état stationnaire, incompressible et sans gravité sur un plan xy nous donne alors :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = u_\infty \frac{\partial u_\infty}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}$$

### 2.1.2.3. Résolution de la couche limite en régimes laminaire et turbulent

Maintenant que l'ensemble des équations de mouvement de la couche limite a été défini, l'approximation de la couche limite permet de proposer des solutions approchées des équations de Navier-Stokes dans le cadre d'une couche limite sur plaque plane. Les solutions présentées dans cette partie sont résolues pour un régime laminaire avec la solution de Blasius et un régime turbulent avec la solution de Spalding.

#### a. Couche limite laminaire sur une plaque plane : Solution de Blasius

La solution de Blasius permet de calculer le profil de vitesse en chaque position avancée de la couche limite pour un écoulement laminaire. L'approximation suppose que la couche limite est très fine le long de la paroi. Elle n'a donc pas d'effet sur le flux externe et la valeur de $u_\infty$ est constante.

$$u_\infty = \text{constante} \quad \rightarrow \quad \frac{\partial u_\infty}{\partial x} = 0$$

Cette approximation supprime le terme de gradient de pression dans l'expression de l'équation du mouvement, c'est pourquoi la couche limite sur plaque plane est parfois appelée couche limite à gradient de pression nul.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = \nu\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}$$

Les équations de continuité et de mouvement de la couche limite nécessitent quatre conditions limites :

$u = 0$ en $y = 0$ $\qquad$ $u = u_\infty$ quand $y \to \infty$

$v = 0$ en $y = 0$ $\qquad$ $u = u_\infty$ pour tout y en $x = 0$

Une série de solutions de ces équations a été obtenue en 1908 par le doctorant de Prandtl, P. R. Heinrich Blasius. Blasius définit alors l'hypothèse de similitude. Comme la plaque est infiniment longue selon x, le modèle reste le même quel que soit l'agrandissement de la couche limite. Blasius introduit une variable de similitude $\eta$ combinant les variables indépendantes x et y en une variable adimensionnelle.

$$\eta = y\sqrt{\frac{u_\infty}{\nu x}}$$

La résolution d'une forme adimensionnelle de la composante x de la vitesse s'exprime comme suit :

$$f'(\eta) = \frac{u}{u_\infty}$$

En remplaçant la variable $\eta$ et sa solution $f'(\eta)$ dans les équations de continuité et de mouvement, on obtient les équations différentielles ordinaires suivantes :

$$f'''(\eta) + \frac{1}{2}f(\eta)f''(\eta) = 0$$

$$f(0) = 0 \quad f'(0) = 0 \quad f'(\infty) = 1$$

Les résultats de la solution de Blasius pour une couche limite sur plaque plane sont renseignés dans le Tableau 2 ci-dessous et des profils de vitesses définis par la solution de Blasius sont calculés et tracés sur la Figure 24. Dans le chapitre suivant, l'étude numérique de l'écoulement se basera sur ces profils de vitesse.

Tableau 2. Solution de Blasius pour une couche limite sur plaque plane.

| η | f | f′ | f″ | | η | f | f′ | f″ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.0 | 0.00000 | 0.00000 | 0.32206 | | 2.8 | 1.23099 | 0.81152 | 0.18401 |
| 0.2 | 0.00664 | 0.06641 | 0.33199 | | 3.0 | 1.39682 | 0.84605 | 0.16136 |
| 0.4 | 0.02656 | 0.13277 | 0.33147 | | 3.2 | 1.56911 | 0.87609 | 0.13913 |
| 0.6 | 0.05974 | 0.19894 | 0.33008 | | 3.4 | 1.74696 | 0.90177 | 0.11788 |
| 0.8 | 0.10611 | 0.26471 | 0.32739 | | 3.6 | 1.92954 | 0.92333 | 0.09809 |
| 1.0 | 0.16557 | 0.32979 | 0.32301 | | 3.8 | 2.11605 | 0.94112 | 0.08013 |
| 1.2 | 0.23795 | 0.39378 | 0.31659 | | 4.0 | 2.30576 | 0.95552 | 0.06424 |
| 1.4 | 0.32298 | 0.45627 | 0.30787 | | 4.2 | 2.49806 | 0.96696 | 0.05052 |
| 1.6 | 0.42032 | 0.51676 | 0.29667 | | 4.4 | 2.69238 | 0.97587 | 0.03897 |
| 1.8 | 0.52952 | 0.57477 | 0.28293 | | 4.6 | 2.88826 | 0.98269 | 0.02948 |
| 2.0 | 0.65003 | 0.62977 | 0.26675 | | 4.8 | 3.08534 | 0.98779 | 0.02187 |
| 2.2 | 0.7812 | 0.68132 | 0.2483 | | 5.0 | 3.28329 | 0.99155 | 0.01591 |
| 2.4 | 0.9223 | 0.72899 | 0.22809 | | 6.0 | 4.27964 | 0.99898 | 0.0024 |
| 2.6 | 1.07252 | 0.77246 | 0.20646 | | 7.0 | 5.27926 | 0.99992 | 0.00022 |

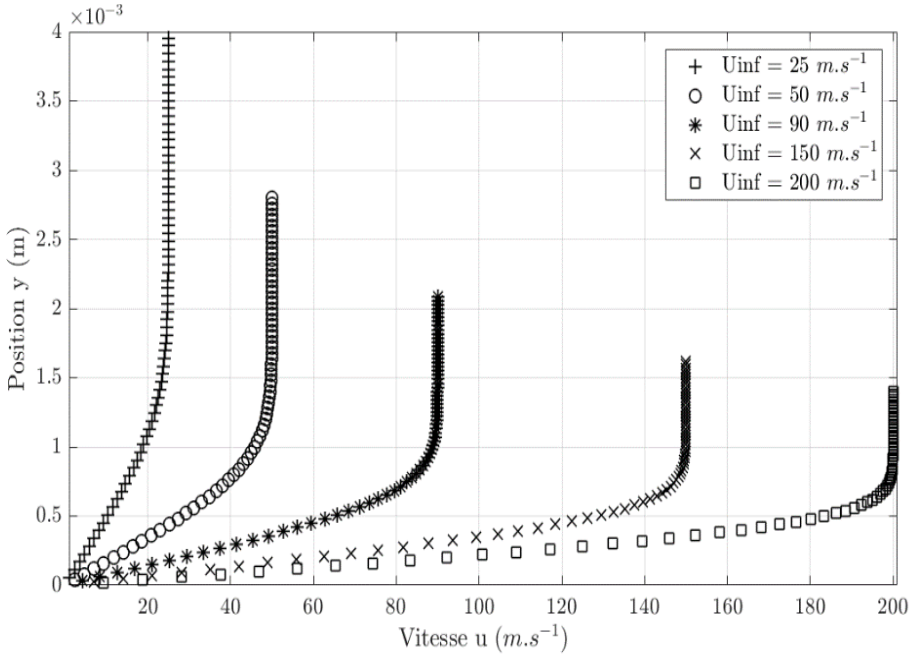



Figure 24. Profils de Blasius pour plusieurs vitesses infinies. La position sur la plaque x = 0.25 m, la viscosité dynamique est de 1,7894.10-5 kg/m.s et la densité de l'air de 1.2 kg/m$^3$.

**b. Couche limite turbulente sur une plaque plane : Solution Spalding**

Il n'est pas possible de résoudre analytiquement les équations d'écoulement turbulent de la couche limite. Les profils de vitesse sont obtenus de manière empirique car nous ne savons pas résoudre les équations de couche limite pour un écoulement turbulent car celui-ci est instable et la forme des profils de vitesse varie dans le temps. Il faut alors considérer les valeurs moyennes temporelles de tous les profils. Une approximation en couche limite pour un écoulement turbulent s'appuie sur la loi de puissance un septième.

$$\frac{u}{u_\infty} \cong \left(\frac{y}{\delta}\right)^{\frac{1}{7}} \text{ pour } y \leq \delta \quad \rightarrow \quad \frac{u}{u_\infty} \cong 1 \text{ pour } y > \delta$$

En complément de cette approximation, D.B Spalding crée en 1961 une loi qui décrit le profil des vitesses proche paroi pour un écoulement turbulent [46]. Elle s'appelle la loi de Spalding à la paroi [47] et l'équation qui la définit est la suivante :

$$\frac{yu_\tau}{v} = \frac{u}{u_\tau} + e^{-KB}\left(e^{-K\left(\frac{u}{u_\tau}\right)} - 1 - K\left(\frac{u}{u_\tau}\right) - \frac{\left[K\left(\frac{u}{u_\tau}\right)\right]^2}{2} - \frac{\left[K\left(\frac{u}{u_\tau}\right)\right]^3}{6}\right)$$

avec K et B des constantes (K= 0.4 et B = 5). Les graphiques de la Figure 25 présentent le profil des vitesses u de Spalding en comparaison avec le profil de Blasius pour une même vitesse de frottement $u_\tau$ et une même viscosité dynamique v.

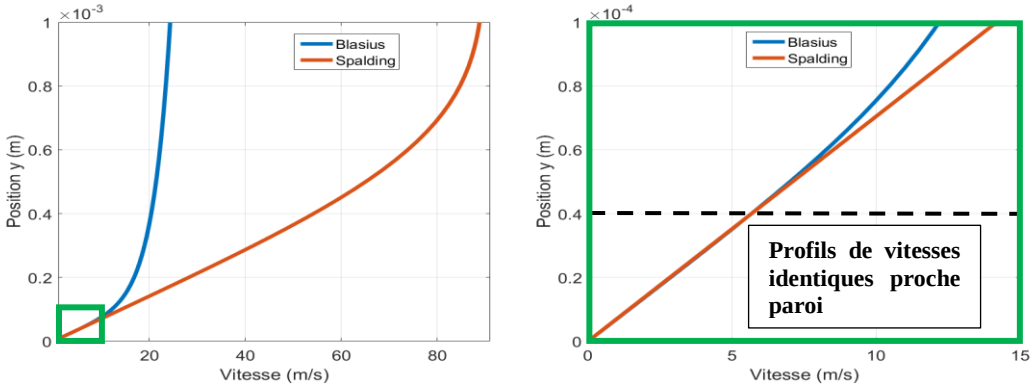



Figure 25. Profils de Spalding et de Blasius pour une même contrainte pariétale.

Le résultat de cette comparaison est intéressant. En effet, la différence connue entre un profil laminaire et un profil turbulent pour une même contrainte pariétale est visible sur le graphique de gauche. On remarque que le profil turbulent présente des vitesses moyennes plus élevées. Toutefois, lorsque l'on observe ces profils proches de la paroi sur le graphique de droite, on constate que les profils sont identiques à faible hauteur puisque le frottement à la paroi est le même dans les deux cas. L'influence des vitesses très proches paroi est donc identique entre laminaire et turbulent jusqu'à une certaine hauteur. Ce résultat permettra de justifier le choix du régime d'écoulement dans l'étude numérique du capteur.

## 2.1.3. Phénomènes liés à la couche limite

### 2.1.3.1. Décollement de la couche limite

Jusqu'à présent, nous avons considéré la couche limite sur une plaque plane dans un souci d'estimation des composantes de cette couche (Changement de régime, épaisseur de la couche limite, contrainte pariétale etc.). Mais cette simplification par une surface lisse et plane ne reflète pas la réalité des études aérodynamiques que nous souhaitons mesurer. En effet, la grande majorité des études aérodynamiques se portent sur des formes arbitraires. On peut citer pour exemples la forme de l'aile d'un avion et celle des carrosseries automobiles. Dans un écoulement sur une aile d'avion, la couche limite en amont de l'aile est soumise à un gradient de pression favorable, alors qu'en aval elle est soumise à un gradient de pression défavorable. Si le gradient d'une pression négative est suffisamment élevé, la couche limite est susceptible de se décoller.

$$\text{Si } \frac{dP}{dx} \text{ est grand} \rightarrow \text{Risque de décollement}$$

Des schémas de séparation de la couche limite sur une aile d'avion sont représentés sur la Figure 26 pour différentes inclinaisons de l'aile. L'exemple **a.** montre un écoulement avec une couche limite attachée à toute l'aile de l'avion. Les exemples **b.** et **c.** montrent la séparation de la couche dans la région arrière de l'aile, où les gradients de pression sont élevés. La ligne de courant en rouge indique une région de recirculation appelée bulle de décollement. La formation de cette bulle crée un écoulement inverse rendant inapplicables les équations de la couche limite. La séparation de la couche limite et le décollement limitent les performances de la plupart des systèmes aérodynamiques par la perte de portance, une augmentation de la traînée ou encore une baisse de rendement.

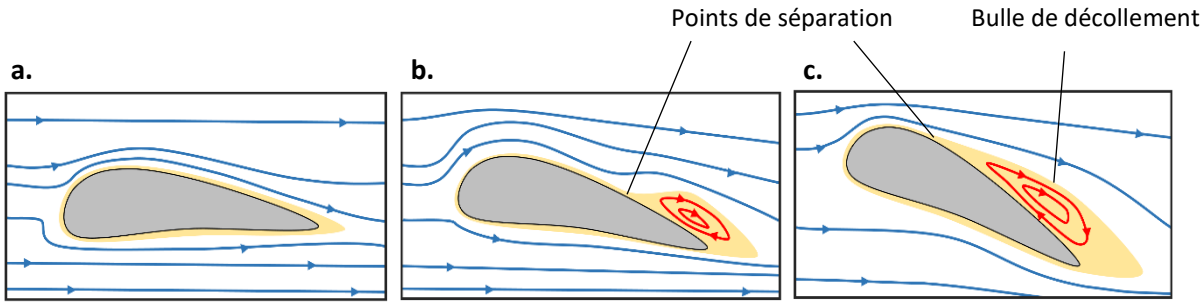



Figure 26. Schémas de décollement de la couche limite sur une aile d'avion dans la région de gradient de pression négatif.

Maintenant que le phénomène de décollement est introduit, nous pouvons analyser le comportement des profils de vitesses pour un attachement et un décollement de la couche limite, le point de séparation étant la position entre ces deux états. La Figure 27 présente les profils de vitesse pour une couche attachée puis séparée. Le profil **1**. est le profil attaché à la couche limite comme il a pu être défini sur une plaque plane. Sa contrainte pariétale est positive suivant l'écoulement. Le profil **2**. est le point de bascule entre l'attachement et le décollement de la couche. A cet endroit, la dérivée de la vitesse est nulle et par définition sa contrainte pariétale l'est aussi. Enfin, le profil **3**. est un profil avec le décollement de la couche limite. La zone de la bulle de décollement inverse le sens d'écoulement du profil de vitesse. Par conséquent, la valeur de la contrainte pariétale dans une zone de détachement de la couche limite change de signe.

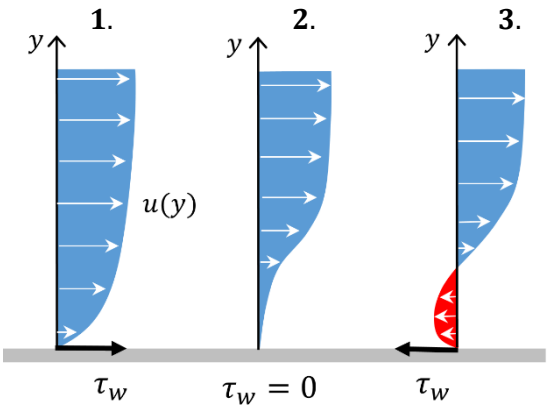



Figure 27. Profils de vitesses pour une couche limite attachée et décollée de la surface.

Pour conclure, nous pouvons dire que l'attachement de la couche limite joue un rôle important dans les phénomènes aérodynamiques. Néanmoins, certaines géométries ne permettent pas de garder un attachement constant. Le décollement de la couche limite crée des écoulements inverses qui nuisent aux performances aérodynamiques du système. La prédiction du décollement de la couche limite est donc un enjeu capital en aérodynamique. La connaissance du signe de la contrainte pariétale permettrait de renseigner sur les états attaché et détaché de la couche limite. La problématique de la mesure du décollement peut être résolue par la présence d'un capteur de contrainte pariétale. Les travaux de recherche réalisés dans cette thèse visent à développer un capteur calorimétrique capable de détecter avec précision ce décollement.

### 2.1.3.2. Transition laminaire/turbulent sur une plaque plane

Les conditions pour lesquelles la couche limite évolue d'un régime laminaire à turbulent sont présentées dans ce paragraphe. Tout d'abord, il est nécessaire de supposer que la transition débute à un emplacement critique $x_{cr}$ qui est déterminé par un nombre de Reynolds critique $Re_{x,cr}$.

$$Re_{x,cr} = \frac{\rho V x}{\mu}$$

Si le nombre de Reynolds $Re_x$ est inférieur à $Re_{x,cr}$, on peut supposer que l'écoulement reste laminaire jusqu'à la position $x_{cr}$. En revanche, si $Re_x$ est supérieur au nombre de Reynolds critique, l'écoulement est supposé turbulent. La Figure 28 illustre les changements de régime de la couche limite. Pour une plaque plane avec un écoulement uniforme, le processus de transition commence à un nombre de Reynolds critique $Re_{x,cr} \cong 10^5$. A partir de ce point, les profils de vitesse sont instables car des tourbillons commencent à se créer. L'écoulement est considéré comme turbulent pour un $Re_x > 3.10^6$. Nous savons à présent que le passage d'un écoulement laminaire à un écoulement turbulent dans la région de la couche limite a des conséquences néfastes sur le comportement aérodynamique. Pour exemple, la turbulence diminue les performances des avions en augmentant la traînée de frottement. La détection de la transition laminaire/turbulent par le capteur calorimétrique développé dans cette thèse permettrait donc à terme un contrôle actif de l'écoulement proche paroi.

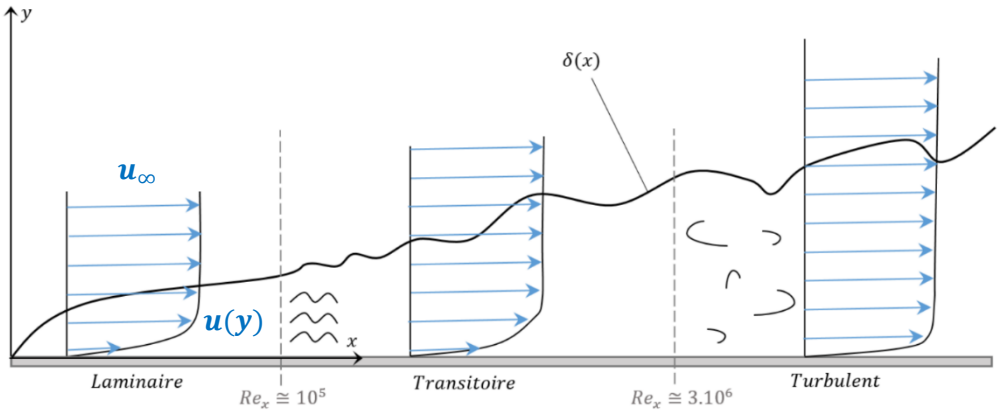



Figure 28. Schéma des régimes d'écoulement sur une plaque plane.

## 2.1.4. Conclusion sur la théorie de la mécanique des fluides proche paroi

L'explication des phénomènes propres à la couche limite tels que le changement de régime d'écoulement ou encore le décollement peuvent s'expliquer par la mesure de la contrainte pariétale et le calcul du nombre de Reynolds critique. Les solutions de l'équation de l'écoulement proche paroi permettent de calculer les profils de vitesse se propageant au sein de la couche limite pour un régime laminaire et turbulent. La simulation du capteur présentée dans le chapitre 3 se basera sur les notions de couche limite qui viennent d'être présentées.

# 2.2. Théorie du capteur thermique à fil chaud

Le fonctionnement du capteur calorimétrique à fil chaud est possible en partie grâce à la formation d'un gradient thermique provenant de sa résistance de chauffe. Cette partie permet d'une part de mettre en lumière les différents échanges thermiques mis en jeu lors du fonctionnement du capteur, mais surtout d'expliquer en détail le fonctionnement du fil chaud et de cerner les limites théoriques du capteur.

## 2.2.1. Présentation des principaux échanges thermiques

Si une différence de température entre deux systèmes existe, alors par convention le plus chaud cèdera de la chaleur au plus froid. Il y a alors un échange thermique ou bien transfert d'énergie entre ces deux systèmes. Les différents échanges thermiques existants (Conduction, convection, rayonnement) sont définis ci-dessous [48].

- **Les rayonnements** : Le rayonnement est une énergie qui se déplace sous forme d'onde. Il correspond à l'émission d'une onde électromagnétique impliquée dans la dissipation de l'énergie cinétique des électrons libres en mouvement dans un matériau.
- **La conduction thermique** : La conduction est un phénomène de diffusion qui permet à la chaleur de se propager à l'intérieur d'un solide. La chaleur se propage au contact de deux systèmes, pouvant être de composition quelconque, par différence de températures. Ce transfert a pour particularité de n'impliquer aucun transport de matière. Le flux conducteur $\Phi$ [W] est défini par l'équation de Fourier comme :

$$\Phi_{\text{conducteur}} = -\text{kS}|\text{grad}(\text{T})|$$

Dans cette relation, la conductivité thermique est notée k [$W.m^{-1}.K^{-1}$], la surface d'échange thermique est notée S [$m^2$] et le gradient de température entre les deux systèmes est noté grad(T) [K].

- **La convection thermique** : La convection est le transport de la chaleur par déplacement de matières. Une circulation de liquide ou de gaz peut transporter une quantité d'énergie thermique. Il existe deux catégories de transferts convectifs :
  - **La convection naturelle** est un phénomène naturel d'échange de chaleur entre deux points d'un fluide ayant une différence de température. Le fluide chaud, qui aura une masse volumique plus faible que le fluide froid aura une tendance à monter sous l'effet de la poussée d'Archimède.
  - **La convection forcée** est un transfert convectif dans lequel l'écoulement du fluide est forcé par un dispositif mécanique quelconque.

  Le phénomène de convection thermique est mis en relation par la loi de Newton, où le flux convectif $\Phi$ [W] est décrit comme :

$$\Phi_{\text{convectif}} = \text{hS}(\text{T}_\text{s} - \text{T}_0)$$

avec h le coefficient d'échange convectif exprimé en [$W.m^{-2}.°K^{-1}$], la surface d'échange thermique notée S [$m^2$] et la température de surface $T_s$ qui est soustraite à la température du fluide loin de cette surface $T_0$ [K].

## 2.2.2. Bilan énergétique de l'anémomètre à fil chaud

Ce bilan énergétique va permettre d'établir les équations qui régissent le fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud [49]. Ce modèle va permettre de comprendre le bilan de puissance des transferts thermiques du fil mais également de définir la relation entre la vitesse du fluide et la réponse thermique du fil. Les deux modes de fonctionnement de la résistance de chauffe seront présentés.

### 2.2.2.1. Théorie du fil chaud

Une géométrie simplifiée du fil chaud de longueur l et de diamètre d est schématisée sur la Figure 29. Sous l'effet d'un flux d'air U, le gradient de température créé par le réchauffement du fil est déformé.

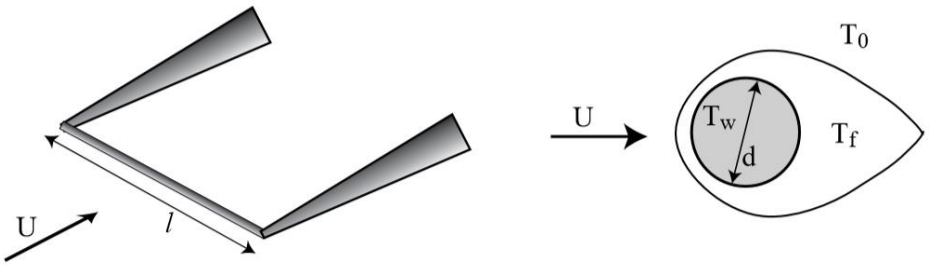



Figure 29. Schémas d'un fil chaud de longueur l et de diamètre d.

Dans notre étude, bien que la structure de la résistance de chauffe soit parallélépipédique, il est possible d'appliquer la théorie du fil chauffé. En effet, on peut considérer le système comme un fil si son rapport d'aspect l/d est supérieur à 200. Dans notre cas, la résistance est constituée d'un film de longueur l = 1000 µm, de largeur w = 25 µm et d'épaisseur t = 0.2 µm. A présent, si un courant I circule dans ce fil de résistance $R_w$, celui-ci va chauffer par effet Joule. En notant E l'énergie stockée sous forme de chaleur dans le fil, le bilan de puissance du fil peut s'écrire :

$$\frac{dE}{dt} = \dot{W} - \dot{Q}_{fil}$$

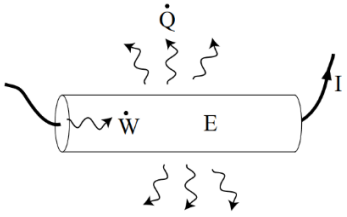



Figure 30. Schéma du bilan de puissance du fil chaud.

Dans cette relation, $\dot{W} = R_w I^2$ est la puissance apportée par effet Joule et $\dot{Q}_{fil}$ la chaleur transférée depuis le fil vers l'extérieur. Le fil est porté à une température $T_w$ supérieure à la température du fluide environnant $T_0$ . Le bilan de puissance des transferts thermiques est le suivant :

$$\dot{Q}_{joule} = \dot{Q}_{convectif} + \dot{Q}_{conduction} + \dot{Q}_{rayonnement} + \dot{Q}_{fil}$$

$\dot{Q}_{joule}$ : Chaleur apportée par effet Joule

$\dot{Q}_{convectif}$ : Chaleur transférée par convection

$\dot{Q}_{conduction}$ : Chaleur transférée par conduction vers les branches (négligeable car isolé thermiquement)

$\dot{Q}_{rayonnement}$ : Chaleur transférée par rayonnement (négligeable car très faible)

$\dot{Q}_{fil}$ : Chaleur stockée dans le fil

En négligeant les échanges par conduction et rayonnement, le bilan de puissance du fil chaud devient :

$$\frac{dE}{dt} = R_w I^2 - hS(T_w - T_0) \qquad \text{avec } S = \pi dl$$

Il faut à présent introduire le nombre de Nusselt Nu. Ce nombre adimensionnel caractérise le type de transfert thermique. Il est d'autant plus élevé que la convection prédomine sur la conduction. Sa relation et son introduction dans le bilan de puissance nous donne :

$$Nu = \frac{hd}{k_{fil}}$$

$$\frac{dE}{dt} = R_w I^2 - \pi l k_{fil}(T_w - T_0)Nu$$

L'énergie emmagasinée par le fil E peut s'écrire en fonction de la température du fil :

$$E = mcdT_w$$

Où m est la masse du fil et c sa capacité calorifique massique. Dans l'hypothèse où la température du fil ne varie pas au cours du temps par un mode de fonctionnement à température constante, la dérivée de l'énergie devient nulle. Dans cette hypothèse, le **bilan de puissance** est le suivant :

$$\boldsymbol{R_w I^2 = \pi l k_f (T_w - T_0) Nu}$$

## 2.2.3. Relation fondamentale de l'anémomètre à fil chaud : La loi de King

Les travaux de L. V. King en 1914 ont permis des avancées majeures dans la compréhension du fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud [50] [51]. Théoriquement, il est possible d'établir une relation entre la réponse électrique du fil chauffé et la vitesse du fluide qui le refroidit. Dans le cas d'un anémomètre à fil chaud, nous souhaitons disposer d'une relation donnant le refroidissement du fil, donc les variations de résistance du fil en fonction de la vitesse du fluide.

### 2.2.3.1. Transfert de chaleur $\mathbf{Nu = f(Re)}$

La loi d'évolution du transfert de chaleur Nu en fonction de la vitesse du fluide u est fondamentale dans la compréhension de l'anémomètre à fil chaud. Cette loi est fonction du nombre de Reynolds $Re_w$ à la surface du fil :

$$Re_w = \frac{Ud}{v_f}$$

où U est la vitesse en amont du fil, $v_f$ la viscosité cinématique à la température du fil et d son diamètre. Une des lois du **transfert de chaleur** la plus utilisée est la loi de Kramers [52]. Elle fait appel au nombre de Prandtl Pr et au nombre de Reynolds $Re_w$ :

$$\mathbf{Nu = 0.42Pr^{1/5} + 0.57Pr^{1/3}\sqrt{Re_w}}$$

### 2.2.3.2. Dépendance de la résistance du fil $R_w$ avec sa température $T_w$

En injectant la loi de Kramers dans l'expression du bilan de puissance précédente, nous obtenons la relation suivante :

$$R_w I^2 = \pi l k_f (T_w - T_0)\left(0.42Pr^{\frac{1}{5}} + 0.57Pr^{\frac{1}{3}}\sqrt{Re_w}\right)$$

Si on se positionne maintenant dans la réalité de la mesure, que peut mesurer l'expérimentateur ? Les appareils électroniques nous permettent de mesurer la tension aux bornes d'une résistance parcourue par un courant électrique et dans notre cas de mesurer la tension $e = R_w I$ (Loi d'Ohm). La mesure de la température en fonction de la vitesse du fluide passe par une caractérisation électrique de la résistance. En effet, il existe en première approximation une dépendance linéaire entre la résistance $R_w$ et la température du fil $T_w$ :

$$R_w(T_w) = R_0(1 + \alpha(T_w - T_0))$$

$$\text{Avec} \qquad \alpha = \frac{1}{R_w}\frac{\partial R_w}{\partial T}$$

$R_0$ est la résistance du fil à $T_0$ ($R_0 = R_w(T_0)$) et α est un coefficient de température exprimé en ($K^{-1}$). Une caractérisation électrique de la résistance permet de relever la valeur de la résistance pour différentes températures. La dépendance linéaire de $R_w(T_w)$ permet de retrouver les constantes α et $R_0$.

En reportant la relation $R_w(T_w)$ dans le bilan de puissance, l'équation fondamentale de l'anémomètre à fil chaud décrite par la loi de L.V. King est la suivante :

$$\frac{\mathbf{R_w I^2}}{\mathbf{R_w - R_0}} = \mathbf{a + b\sqrt{U}}$$

avec $a = \frac{\pi l k}{\alpha R_0} 0.42 Pr^{\frac{1}{5}}$ et $b = \frac{\pi l k}{\alpha R_0} 0.57 Pr^{\frac{1}{3}} \sqrt{\frac{d}{v_f}}$

## 2.2.4. Modes de fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud

La dépendance de la tension mesurée e avec la vitesse du fluide U s'applique pour deux modes de fonctionnement. Soit le courant injecté reste constant et la mesure de la fluctuation de vitesse se fait à travers la variation de résistance $R_w$, soit la température et la résistance du fil restent constantes et la mesure de la vitesse se fait à travers les fluctuations du courant I.

### 2.2.4.1. Modes de fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud

Le **mode CCA (Constant Current Anemometer)** est un fonctionnement à courant constant. Les fluctuations de vitesse U induisent une variation de $T_w$ et donc de $R_w$. Les légères variations provoquent un léger déséquilibre du pont de Wheatstone mesurable par la fluctuation de tension δe. Les fluctuations δe sont de faibles amplitudes mais elles peuvent s'amplifier à la sortie du pont. Il est donc possible d'optimiser le rapport signal/bruit. En revanche, la température n'est pas constante telle que l'hypothèse théorique le propose. En effet, la loi de King a été obtenue en admettant une température du fil constante. De plus, les propriétés du fil et de l'air autour varient (conductivité thermique, viscosité cinétique) avec la température.

Pour pallier les inconvénients du mode CCA, un fonctionnement à température de fil constante est possible. C'est le **mode CTA (Constant Temperature Anemometer)** qui permet de maintenir la température $T_w$ constante malgré une variation de la vitesse du fluide [53]. Ce fonctionnement est rendu possible en adaptant le courant I pour maintenir une résistance $R_w$ constante $(e(t) = R_w I(t))$. L'expression de la loi de King peut se présenter alors sous la forme suivante :

$$e = R_w I = \sqrt{R_w(R_w - R_0)(a + b\sqrt{U})}$$

L'équation s'écrit ensuite de la manière suivante :

$$E_s = \sqrt{\beta + \gamma\sqrt{U}}$$

Où $\beta = R_w(R_w - R_0)a$ et $\gamma R_w(R_w - R_0)b$ sont des constantes. La valeur de la tension de sortie du pont $E_s$ varie en fonction de la vitesse du fluide U. Afin de maintenir une résistance constante, il faut introduire une rétroaction en bouclant la mesure du pont δe sur sa propre alimentation. Si un fluide refroidit le fil, la diminution de δe va induire une augmentation du courant I et $R_w$ retrouvera sa valeur initiale.

Sur la Figure 31 sont représentés les schémas électriques de principe pour les deux modes de fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud.

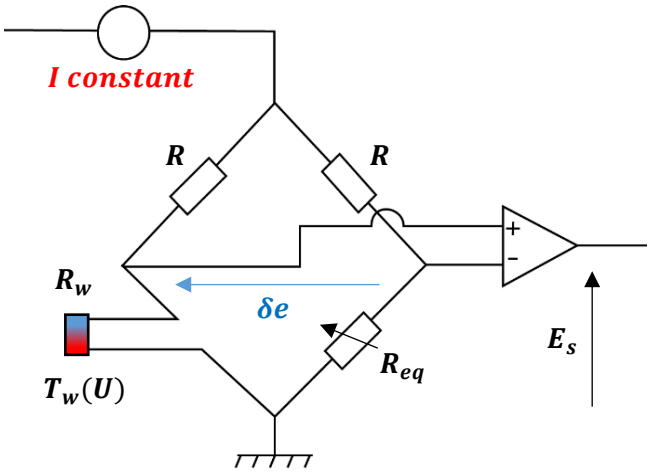



**Schéma électrique de principe du mode CCA**

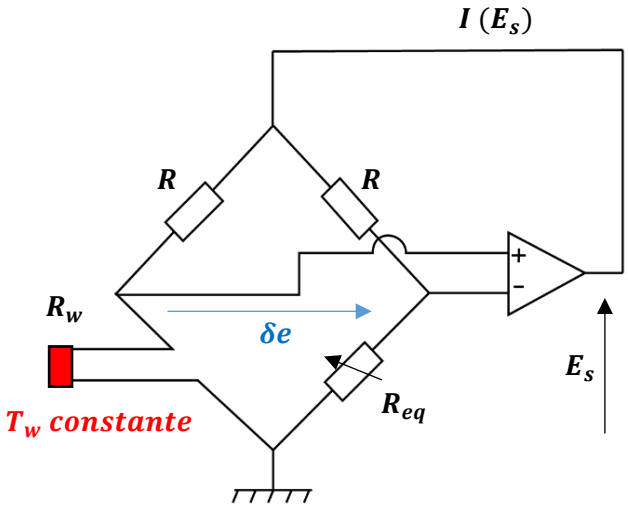



**Schéma électrique de principe du mode CTA**

Figure 31. Circuits électriques pour un anémomètre fonctionnant à courant constant (CCA) et à température constante (CTA).

## 2.3. Conclusion de l'étude théorique sur le capteur calorimétrique

L'étude théorique de l'anémomètre à fil chaud nous a permis de comprendre les principaux échanges thermiques mais aussi de définir le bilan énergétique d'une résistante chauffante. A la suite de ce bilan, la relation fondamentale du fonctionnement de l'anémomètre à fil chaud a été présentée. Nous avons vu que la résistance du fil présente une variation linéaire avec sa température et que deux modes de fonctionnement de l'anémomètre sont possibles. Le fonctionnement anémométrique à température de fil constante est un mode adapté à la mesure de vitesse car les fluctuations de sortie du circuit électrique sont reliées aux variations de l'écoulement du fluide.

L'étude numérique du capteur qui va suivre prend en considération le choix d'un fonctionnement à température constante. Cette étude va permettre d'élargir la compréhension du fonctionnement thermique du capteur car l'étude analytique ne permet pas une approche exhaustive de ses paramètres. Celle-ci débutera par l'analyse du gradient de température autour de la résistance de chauffe sous l'effet de l'écoulement du fluide. Puis, l'étude numérique permettra de comparer plusieurs structures et géométries au niveau de leur sensibilité et de leur étendue de mesure en particulier.

# CHAPITRE 3 Étude numérique du capteur calorimétrique

Le troisième chapitre présente l'étude numérique du capteur. Pour cela, le développement d'un modèle numérique a été réalisé dans l'objectif de renseigner sur le comportement calorimétrique du capteur en fonction d'un écoulement proche paroi.

Dans ce cadre, une première partie porte sur la résolution numérique du capteur calorimétrique soumis à l'écoulement d'un fluide. Cette étude est possible en appliquant une méthode de résolution numérique adaptée. Avant d'entreprendre les simulations, il est donc nécessaire de définir les paramètres de la méthode de résolution de notre problème. En mécanique des fluides, la méthode numérique de résolution utilisée est la CFD (Computational Fluid Dynamics). Tout d'abord, la méthode puis les conditions adaptées à sa résolution seront présentées, puis la résolution numérique du capteur calorimétrique par la méthode des volumes finis sera appliquée.

Ce modèle numérique a permis, dans une seconde partie, de présenter les résultats numériques sur le capteur. Une grande partie de l'étude numérique a donné lieu à la simulation de l'écoulement proche paroi sur différents capteurs présentant différentes structures. Celles-ci seront utilisées dans les travaux expérimentaux de cette thèse.

# 3.1. Méthodologie de résolution d'un problème de Mécanique des Fluides Numérique (MFN)

## 3.1.1. Choix des modèles et paramétrage MFN pour la résolution numérique de notre système

La résolution numérique de notre système débute par la définition du modèle mathématique. La définition du modèle permet de sélectionner le mode mathématique que l'on veut utiliser pour simuler l'écoulement. Elle va également définir le niveau d'approximation que l'on souhaite pour représenter notre système. Ce modèle se compose des équations qui régissent l'écoulement mais aussi des conditions initiales des variables mises en jeu. La discrétisation va permettre d'établir un maillage sur le domaine de calcul dont la géométrie sera à définir. Enfin, la résolution du problème se fera par la méthode de résolution MFN.

Un certain nombre de questions se posent lorsque l'on souhaite résoudre un modèle mathématique pour simuler l'écoulement, dont en particulier :

- Celui-ci peut-il être simulé en 2D ou en 3D ?
- Le fluide doit-il être admis comme compressible ou incompressible ?
- L'écoulement est-il laminaire ou turbulent ?

### 3.1.1.1. Le choix d'une simulation en deux dimensions

Pour l'étude numérique, la simulation en deux dimensions a été choisie pour les raisons suivantes :

- La 1ère raison est que la symétrie de la géométrie du capteur le permet. La méthode numérique ne consiste pas à reproduire à l'identique, mais de comprendre dans une démarche de simplification, le comportement thermique du dispositif en fonction de l'écoulement du fluide proche paroi. La Figure 32 présente les lignes de coupe pour une géométrie en 2 dimensions du capteur. De par sa symétrie, il est possible de simuler sur le plan de même sens de l'écoulement, le comportement thermique du capteur. A noter pour la suite qu'avec une étude en 2D, les effets de dissipation thermique des résistances vers les contacts engendrent quelques erreurs.

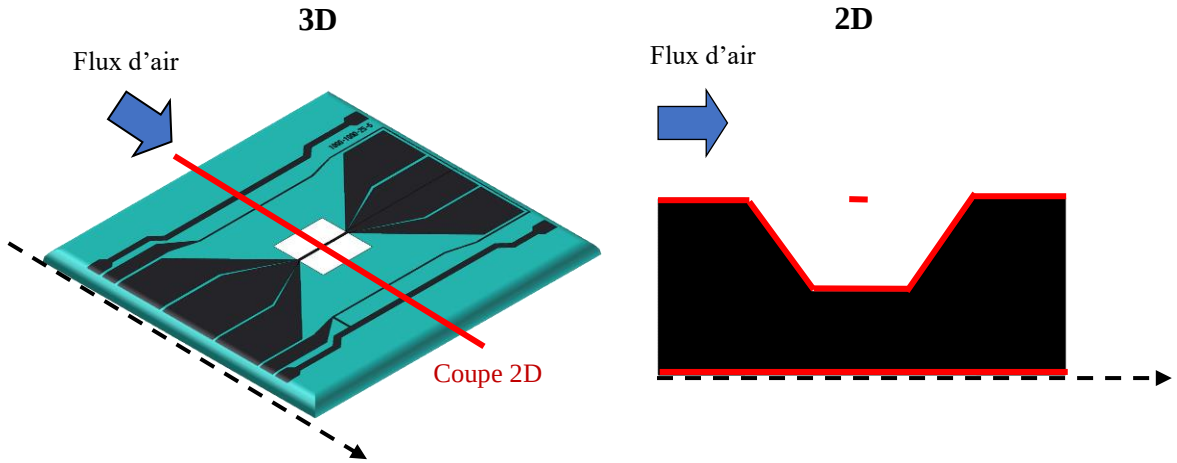



Figure 32. Coupe en deux dimensions du capteur.

- La seconde raison se trouve au regard de la puissance de calcul disponible pour la résolution numérique du problème. En général, les résolutions de la CFD en 3 dimensions sont élevées en nombre de points de calcul puisqu'elles nécessitent une précision accrue dans les zones d'écoulement proche paroi. L'avantage d'une simulation en 2D permet dans notre cas, une réduction des temps de calcul du logiciel de simulation par la diminution du nombre de points discrets, rendue possible grâce à son axe de symétrie.

#### 3.1.1.2. Le choix d'un fluide laminaire incompressible

Le choix d'un fluide laminaire dans la résolution de l'écoulement a été défini. En effet, les conditions sur l'écoulement de l'air ont été choisi par les approximations de l'écoulement dans la couche limite et la valeur de son nombre de Reynolds en surface. Pour cela, les simulations ont été réalisées en prenant en compte des nombres de Reynolds critiques $Re_{x,cr} < 10^5$. De plus, l'intérêt de cette étude numérique a été de représenter la réponse calorimétrique du capteur sans prendre en compte les fluctuations de l'écoulement, notamment au sein de la cavité. De ces choix, la simulation a donc été réalisée en stationnaire et pour différents profils de vitesse avec de l'air incompressible.

### 3.1.2. Dimensionnement du domaine sur une plaque plane

La conception du modèle numérique développé se base sur les conditions expérimentales d'étalonnage des capteurs. Dans ce contexte, nous souhaitons donc simuler la réponse thermique du capteur en régime permanent sur une géométrie de plaque plane. Dans un premier temps, une compréhension du comportement du fluide dans la couche limite est nécessaire pour définir les dimensions du domaine de la simulation afin de reproduire les écoulements proches des mesures expérimentales. La taille du domaine doit permettre de simuler la propagation de l'écoulement d'un profil de vitesse proche paroi sur une plaque plane. De ce fait, la hauteur du domaine doit être en relation avec la hauteur des profils de vitesse de la couche limite et sa longueur suffisante pour propager l'écoulement en amont et en aval du

capteur. Bien évidemment la simulation de la couche limite sur toute une plaque plane n'est pas envisageable car elle nécessiterait un trop grand nombre de points de calcul. Le domaine va donc couvrir une partie de la plaque et les profils de vitesse imposés en entrée seront représentatifs des profils à cette position avancée de la couche limite. Les profils de vitesse imposés dans la simulation sont représentés sur la Figure 33 ci-dessous. Ce sont des profils de Blasius calculés à partir l'équation de Blasius présentée dans le paragraphe 2.1.2.3 du chapitre 2.

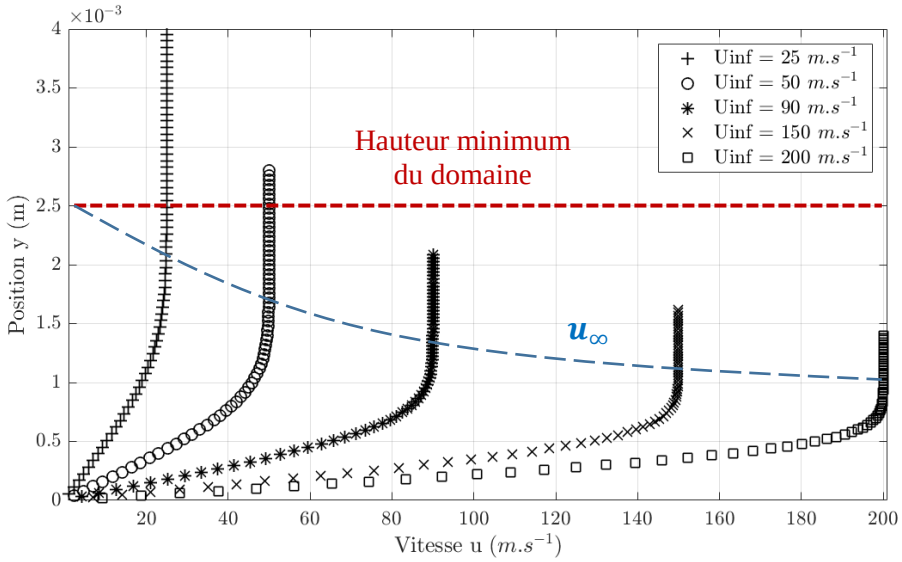



Figure 33. Profils de Blasius pour différentes vitesses infinies. Position x sur la plaque = 0.35 m.

Ce graphique nous donne une visualisation des profils utilisés pour la résolution de la CFD. Chaque profil a une contrainte pariétale donnée par la dérivée de sa vitesse à la paroi. Changer de profil va permettre d'étudier le comportement du capteur en fonction d'une contrainte plus ou moins forte. Pour prendre en compte l'intégralité de chaque profil, nous partons du principe qu'il faut inclure la quasi-totalité de la couche limite, c'est-à-dire les profils sous la courbe de $u_\infty$ tracée en pointillés sur le graphique. La hauteur du domaine doit alors être supérieure à la valeur maximale de $u_\infty$ possible. Pour les profils de vitesse imposés dans cette étude, la hauteur du domaine H doit être supérieure à 2.5 mm.

Ce domaine de la simulation est affiché sur le schéma de la Figure 34. La hauteur H définie est de 7.5 mm. Cette hauteur de domaine, trois fois supérieure au minimum de 2.5 mm, s'avère amplement suffisante pour notre étude. Quant à la longueur « L », sa valeur a été choisie à 41 mm pour permettre une stabilisation du profil de vitesse en amont et en aval du capteur. En effet, la longueur du domaine a été optimisée car il est nécessaire au profil de vitesse d'avoir assez de distance pour parfaitement rentrer et sortir du domaine. Les conditions de maillage du domaine, présentées par la suite, justifient également cette longueur pour éviter des problématiques de divergence.

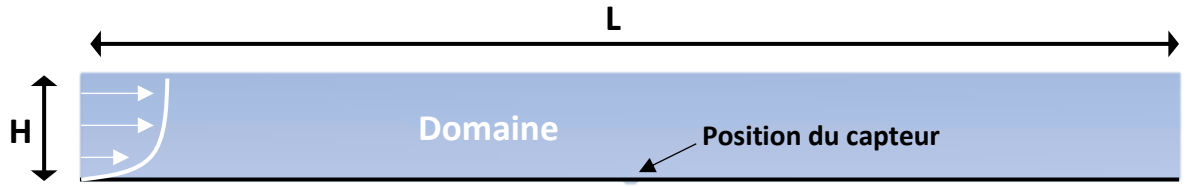



Figure 34. Taille du domaine de la simulation 2D du capteur calorimétrique. Les dimensions choisies pour le domaine des simulations sont L = 41000 µm et H = 7500 µm.

## 3.1.3. Discrétisation du domaine

Comme il a été dit précédemment, il est quasiment impossible de trouver les solutions analytiques, c'est-à-dire l'obtention d'une solution à chaque point de l'espace et à n'importe quel instant. La discrétisation consiste à créer un domaine de calcul sur lequel l'équation sera résolue. Il faut pour cela déterminer un maillage et un certain nombre de points discrets capables d'approximer au mieux une solution à notre système. Cette partie développe la discrétisation utilisée pour la résolution de l'écoulement proche paroi.

### 3.1.3.1. Maillage

Le maillage du domaine est un élément clé dans la résolution d'un problème de CFD. La précision du maillage dans les zones d'étude va déterminer la pertinence de l'analyse numérique des simulations. Dans le processus de résolution, il convient de déterminer une topologie adaptée au problème posé. La topologie dépend grandement de la complexité géométrique du domaine à mailler. Pour une géométrie rectangulaire couvrant un domaine d'écoulement horizontal, une topologie à base de quadrilatères orthogonaux est adaptée. Si l'on souhaite simuler un écoulement de fluide visqueux et qu'une paroi se trouve dans le domaine physique, alors on observe des gradients élevés des composantes de la vitesse du fluide au voisinage de la paroi. En conséquence, il convient de raffiner le maillage au voisinage de celle-ci. Un raffinement peu adapté et un raffinement propice à un profil de vitesse proche paroi sont présentés sur la Figure 35.

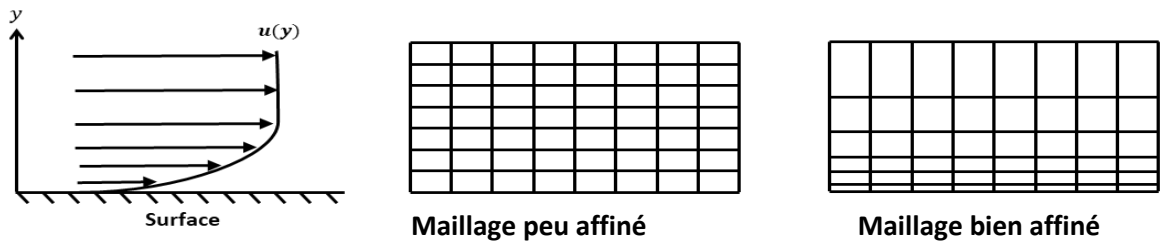



Figure 35. Exemple schématique des maillages peu et bien affinés pour la simulation d'un écoulement proche paroi.

Un affinement du maillage autour de la chauffe et des détecteurs est également important. En effet, l'objectif principal de cette étude réside dans l'analyse du gradient

thermique du capteur sous l'effet de l'écoulement du fluide. Il convient donc d'accroitre la précision des mailles dans la zone de la cavité et proche des détecteurs.

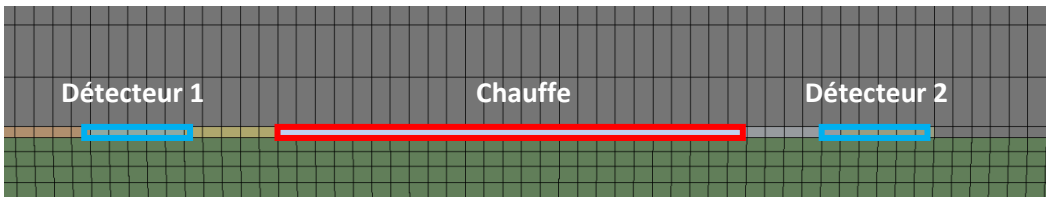



Figure 36. Maillage proche de la chauffe.

Le maillage de l'ensemble du domaine est présenté sur la Figure 37. Une stratégie adaptative pour raffiner au mieux l'ensemble du domaine a été appliquée. Elle consiste en un raffinement progressif du domaine par une succession de calculs numériques. Un compromis est trouvé entre temps de calcul et raffinement lorsque la puissance de calcul de l'ordinateur s'approche de ses limites.

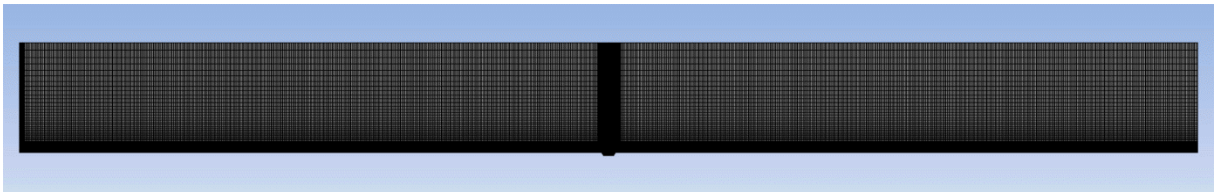


Figure 37. Maillage sur l'ensemble du domaine.

Une fois l'optimisation de la densité du maillage réalisée, il est possible de déterminer si le maillage est bon ou mauvais. Il existe pour cela différents critères de qualité du maillage que l'on peut afficher sur ANSYS. Si ces critères de qualité sont médiocres, le calcul numérique peut diverger ou converger imparfaitement. Un premier critère observable est le rapport d'expansion. Dans le cas d'un raffinement local où le maillage est irrégulier sur l'ensemble du domaine, le rapport d'expansion noté r renseigne sur l'évolution de la taille du maillage. Concrétement, il ne faut pas que deux volumes adjacents aient leurs pas d'espace d'un rapport supérieur à 1,2.

$$r = \frac{\Delta x_2}{\Delta x_1} \leq 1.2$$

Dans notre simulation, le rapport d'expansion est important dans le sens de l'écoulement du fluide où le calcul de la quantité de mouvement est élevé. Le maillage a donc été optimisé pour respecter l'expansion dans le sens de l'écoulement. Il a fallu pour cela imposer une transition entre le centre où le maillage est affiné et le reste du domaine par un élargissement progressif du maillage (Figure 38).

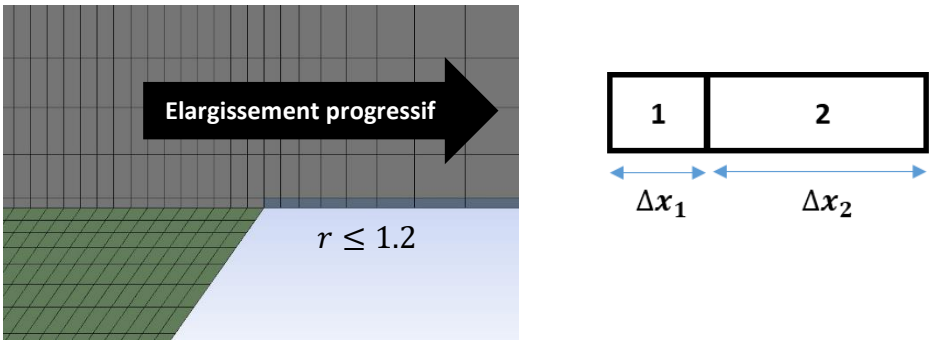



Figure 38. Rapport d'expansion du maillage.

Pour une simulation CFD avec un maillage quadratique non-structuré, deux autres critères sont à observer : le critère d'inclinaison et le critère de qualité orthogonale. Les résultats pour notre maillage sont représentés sur la Figure 39 ci-dessous avec les échelles de recommandation sur la pertinence des éléments du maillage telles que ANSYS le suggère dans le Tableau 3.

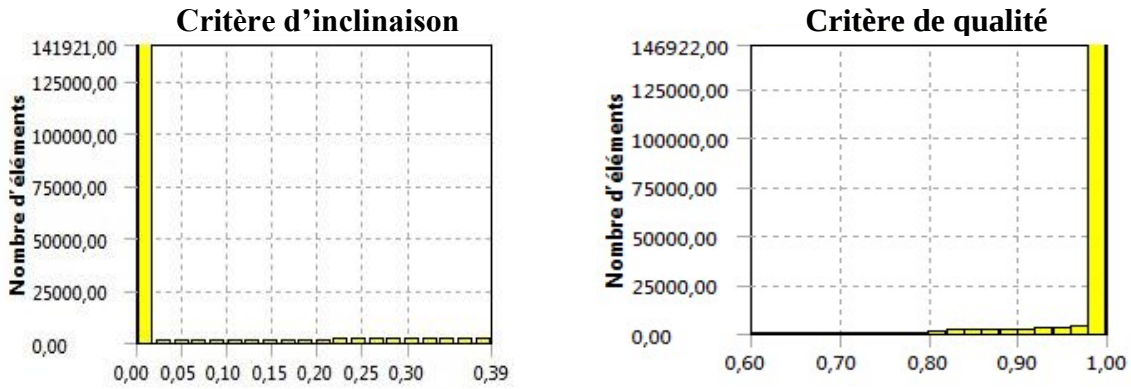



Figure 39. Critères d'inclinaison et de qualité orthogonale du maillage quadratique des simulations.

Tableau 3. Recommandation sur les critères de qualité pour l'inclinaison et la qualité orthogonale d'un maillage.

| Critère | Recommandation sur les critères de qualité | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Inclinaison | Excellent | Très bon | Bon | Acceptable | Mauvais | Inacceptable |
| | 0 - 0.25 | 0.25 - 0.50 | 0.50 - 0.80 | 0.80 - 0.94 | 0.95 - 0.97 | 0.98 - 1.00 |
| Qualité orthogonale | Inacceptable | Mauvais | Acceptable | Bon | Très bon | Excellent |
| | 0 - 0.001 | 0.004 - 0.14 | 0.15 - 0.20 | 0.20 - 0.69 | 0.70 - 0.95 | 0.95 - 1.00 |

Les critères sur notre maillage sont très corrects, la majorité des éléments est proche de 0 pour le critère d'inclinaison et proche de 1 pour le critère de qualité orthogonale. Néanmoins, il est important de regarder l'étendue du critère. En effet, même avec une majorité des éléments avec un très bon critère, quelques éléments éloignés peuvent nuire à la convergence de la simulation. Dans notre cas, le critère maximal de l'inclinaison est de 0.39, ce qui est tout de même très acceptable, et le critère minimal de l'orthogonalité est de 0.60, ce qui est acceptable.

### 3.1.3.2. Méthode de calcul des équations aux dérivées partielles

La discrétisation consiste également à imposer une méthode de calcul qui soit la mieux adaptée à la résolution de notre problème. Le logiciel ANSYS Fluent a été choisi afin de réaliser les calculs numérique, ce logiciel propose plusieurs méthodes de résolution et le choix des conditions de calcul est présenté dans cette partie.

Tout d'abord, il existe deux approches de résolution des équations aux dérivées partielles. Les équations peuvent se résoudre de manière séquentielle ou de manière couplée. Le couplage des équations est moins stable dans des conditions de turbulence élevée mais permet un gain de temps de calcul non négligeable lorsque l'on cherche à réaliser de nombreuses simulations. Dans l'objectif de réduction du temps de calcul, la résolution des calculs s'est faite en couplant les équations. Deux types de solvers sont utilisables sous ANSYS Fluent, l'un est basé sur la pression « Pressure based » et l'autre est basé sur la densité « Density based ». Le solver basé sur la densité est utilisé pour des couplages forts entre les équations (exemples : Ecoulement compressible à grande vitesse avec combustion, écoulements hypersoniques, choc). Le solver basé sur la pression est, quant à lui, utilisé pour des écoulements de fluides monophasés comme notre simulation d'écoulement de l'air proche paroi. Le choix du solver s'est donc porté sur « Pressure based ».

Les différentes méthodes de résolution des équations aux dérivées partielles du solver ANSYS Fluent sont présentées dans les deux tableaux ci-dessous [54].

Tableau 4. Méthodes de discrétisation pour la pression utilisée dans le solver ANSYS Fluent.

| Méthodes | Présentation |
|---|---|
| Standard | ▪ Schéma par défaut<br>▪ La précision est réduite pour les écoulements présentant des gradients importants près des limites |
| **Presto** | ▪ Fortes turbulences (tourbillons)<br>▪ Variation de pression (cavité) |
| Linear | ▪ Lorsque d'autres options entraînent des difficultés de convergence ou un comportement non physique |
| Second order | ▪ Ecoulement compressible |
| Body Force Weighted | ▪ Fortes turbulences<br>▪ Nombre de Rayleigh élevé |

Tableau 5. Méthodes de discrétisation pour la densité, la quantité de mouvement et l'énergie utilisée dans le solver ANSYS fluent.

| Méthodes | Présentation |
|---|---|
| First Order Upwind | ▪ La précision de la résolution des équations reste sur le premier ordre<br>▪ La convergence est plus simple |
| Second Order Upwind | ▪ La précision de la résolution des équations est sur le second ordre<br>▪ La convergence est plus longue à atteindre |
| **Monotone Upstream Centered Schemes for Conservation Laws** (**MUSCL**) | ▪ La précision de la résolution des équations est sur le troisième ordre<br>▪ Adaptée au maillage non-structuré<br>▪ Précision sur les écoulements secondaires et tourbillonnaires |
| Quadratic Upwind Interpolation (QUICK) | ▪ La précision de la résolution des équations est sur le troisième ordre<br>▪ Adaptée au maillage structuré<br>▪ Adaptée à la turbulence |

Le choix de la méthode de discrétisation de la pression s'est porté sur le paramètre « Presto » car cette méthode s'associe aux variations importantes de pression. Elle s'adapte également aux fortes turbulences comme le tourbillonnement du fluide par exemple. Ces deux arguments se retrouvent dans les effets de la géométrie de la cavité du capteur sur l'écoulement du fluide. Quant aux choix de la méthode de discrétisation de la densité, de la quantité de mouvement et de l'énergie, il s'est porté sur le paramètre « MUSCL » car cette méthode est adaptée au maillage non-structuré avec une précision sur les écoulements tourbillonnants.

### 3.1.3.3. Conditions aux limites

Sur les frontières du domaine, il convient de spécifier des conditions limites. Elles visent d'une part à assurer le comportement physique de la solution sur la frontière et d'autre part à fermer le domaine. Les conditions aux frontières rendent la solution unique car les constantes qui y sont imposées vont déterminer les paramètres de la simulation (Température ambiante, vitesse d'écoulement, pression atmosphérique etc.).

- La condition d'entrée (Inlet) va déterminer la façon dont le fluide entre dans le domaine. Le profil de vitesse est imposé à toutes les composantes de la vitesse. Par exemple, pour le profil de Blasius, les vitesses pour chaque position d'entrée ont été calculées et imposées sur la limite gauche du domaine. Il est indispensable de respecter la position de chaque composante pour que l'écoulement se propage correctement.
- La condition de sortie (Outlet) va mimer la façon dont l'écoulement quitte le domaine. Cette condition est délicate à définir et il existe plusieurs stratégies sans véritable optimum. Une mauvaise condition de sortie est immédiate sur la divergence de la solution. De ce fait, il est indispensable de respecter certains principes. Lorsque l'écoulement est énergétique et que des structures tourbillonnent, comme cela est le cas dans la cavité du capteur, l'écoulement peut mal se comporter si ces mouvements sont proches de la sortie du domaine. Pour limiter l'impact de la cavité sur la sortie du domaine, il faut repousser la frontière la plus loin possible. Cette stratégie ajoute du temps de calcul mais améliore grandement la convergence de la solution. Un deuxième principe conseille de relâcher le maillage en aval du domaine. De larges mailles dans la direction normale à la frontière de sortie auront pour effet de dissiper les structures tourbillonnantes avant d'arriver à la sortie. Pour la simulation du capteur, la 1ère condition a un impact plus fort que la 2ème car les effets de tourbillons se trouvent seulement dans la cavité.
- La condition sur la frontière du haut (Topline) est une condition de symétrie. Elle s'utilise principalement lorsqu'il y a une symétrie géométrique dans le domaine et que la solution l'est aussi. Elle peut également s'avérer utile pour limiter la taille du domaine de calcul. Une condition de sortie sur le haut est possible mais pour un écoulement laminaire seulement. Dans cette configuration, un régime turbulent mettrait en difficulté la convergence de la simulation sous l'effet de turbulences proches de la sortie. Le régime d'écoulement choisi dans l'étude numérique est le régime laminaire, cette condition est donc valable.
- La condition sur la paroi (Wall) est simplement la condition limite d'un mur fixe sur la partie basse du domaine. La condition d'adhérence stipule que le fluide adhère à la paroi à cause de sa viscosité.
- La condition de chauffe (Heater) est la condition d'un mur fixe sur les côtés de la résistance de chauffe. Pour simuler le mode CTA du capteur, la chauffe est représentée par des parois à température constante.
- Les détecteurs sont représentés comme des solides de platine avec une condition dite « Coupled » entre le solide et l'air. L'air et le platine ont donc une conductivité thermique imposée.

Tableau 6. Conditions limites utilisées pour la simulation sur ANSYS Fluent.

| ANSYS Fluent | Condition limite | Matière | Valeurs imposées | Constantes |
|---|---|---|---|---|
| **Inlet** | Velocity Inlet | Air | Profil de Blasius | Température : 297 K |
| **Outlet** | Pressure Outlet | Air | Pression statique | |
| **Topline** | Symmetry | Air | Axe de symmetrie | |
| **Wall** | Wall | $SiN_x$ | Paroi fixe | |
| **Heater** | Wall | Platine | Paroi fixe | Température : 513 K |

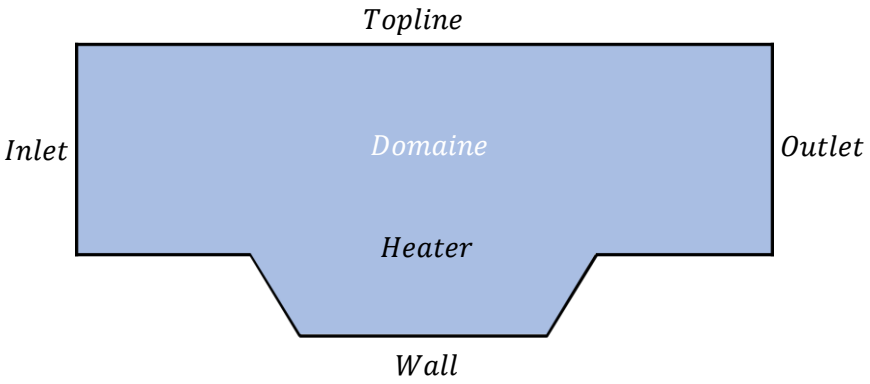



Figure 40. Schéma des conditions limites sur le domaine de simulation.

## 3.1.4. Validation de la solution numérique du capteur calorimétrique

### 3.1.4.1. Calcul et contrôle de la solution

Le contrôle sur le calcul de la solution permet de suivre en temps réel le comportement de la simulation. L'objectif est d'utiliser des indicateurs capables de rassurer sur le déroulement de la simulation. Ces différents éléments permettent de contrôler que le calcul n'est pas en train de diverger. L'intérêt de ce contrôle est aussi de faire un diagnostic sur ce qui fonctionne et ce qui ne fonctionne pas pour notre solution numérique et de corriger les éventuelles sources de problèmes. Bien évidemment, la qualité du maillage, le choix des conditions aux limites ou encore les tolérances apportées au calcul sont des exemples de points d'amélioration. Le processus de validation d'une solution numérique passe donc par une boucle d'amélioration entre les étapes précédant le calcul et la réponse de celui-ci. Il est possible d'afficher plusieurs indicateurs pour contrôler le calcul de la solution en temps réel:

- **La valeur des résidus :** A la fin de chaque itération, la somme résiduelle des variables est calculée. La Figure 41 présente l'affichage ANSYS Fluent de ces résidus au cours d'une simulation. La continuité du calcul, les vitesses en x et y et la conservation de l'énergie sont représentées. Au fil des calculs, ces résidus vont diminuer jusqu'à une valeur plus ou moins basse en fonction de la précision de la simulation (dans un cas idéal avec une précision infinie, ces résidus atteindraient zéro). Pour la plupart des problèmes résolus

sur ANSYS Fluent, le critère de convergence est une quantité maximale de $10^{-3}$ des résidus pour toutes les équations, à l'exception de l'énergie dont la quantité ne doit pas excéder $10^{-6}$.

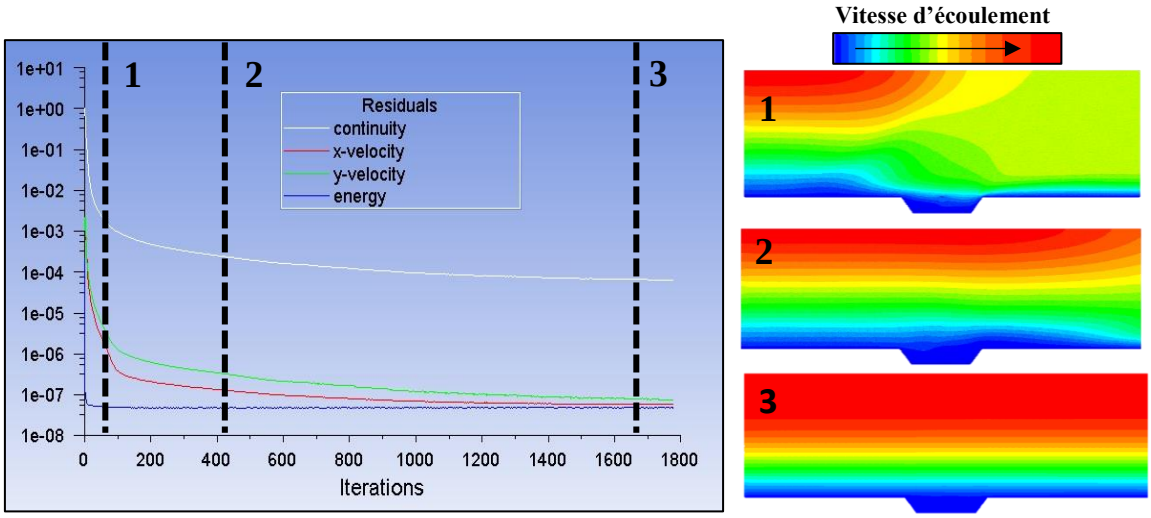



Figure 41. Evolution des résidus dans le calcul de la solution. La continuité, les vitesses et l'énergie sont représentées. Visualisation de l'avancement de la vitesse d'écoulement dans le domaine pour trois nombre d'itérations croissants.

- **L'utilisation de moniteurs :** Un moniteur peut être volontairement placé dans le domaine pour suivre au cours des calculs l'évolution des données. Il est possible de suivre une température, une vitesse ou bien une pression en un ou plusieurs points précis. Cet indicateur a l'avantage de vérifier si la simulation a atteint une solution stationnaire. La Figure 42 présente les moniteurs de températures qui ont été utilisés en amont et aval de la chauffe pour être certain de la stabilité du gradient thermique dans la cavité. Lorsque la simulation converge, ces indicateurs sont constants. De plus, ces moniteurs correspondent à la partie des détecteurs de notre capteur et seront l'image de la réponse de celui-ci.

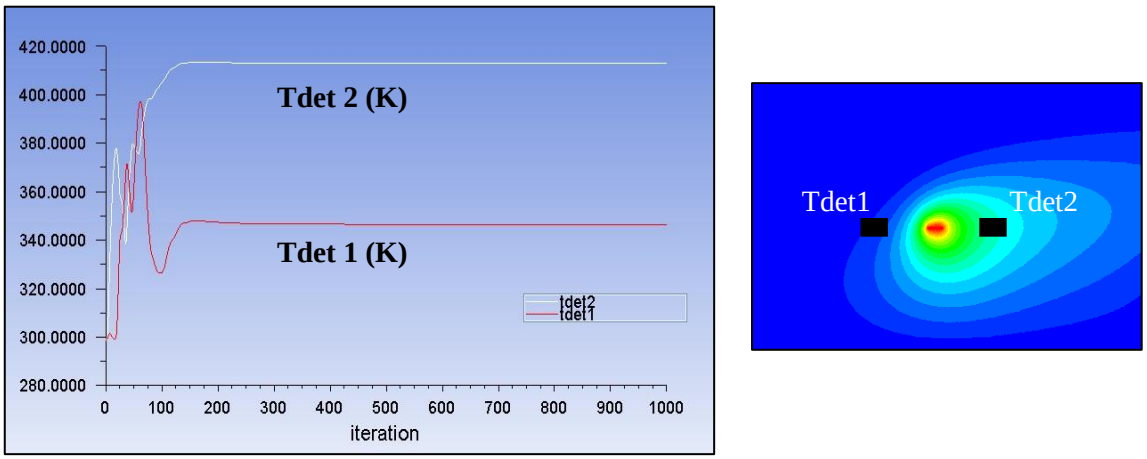



Figure 42. Moniteurs de températures Tdet1 et Tdet2 pour le contrôle de la convergence du calcul de la solution.

- **Résultat du calcul de la conservation :** Lorsque le calcul est terminé, il est possible de vérifier la bonne conservation des équations mises en jeu. Par exemple, la quantité de flux entrant dans le domaine doit être proportionnelle au flux qui en sort.

### 3.1.4.2. Écoulement dans la simulation : Validation de la mesure de la contrainte pariétale

Le capteur calorimétrique a pour intérêt de renseigner les informations sur le comportement de l'écoulement proche paroi telles que la direction de l'écoulement et la contrainte pariétale. Dans la simulation, le système est symétrique et l'écoulement qui se fait dans un seul sens aurait le même comportement que dans l'autre sens. De ce fait, la réponse du capteur sur un changement de direction du fluide n'est pas à démontrer. En revanche, il convient de calculer et de retrouver la contrainte pariétale le long de la paroi créée par l'écoulement du fluide telle que la théorie nous la présente. L'équation théorique de la contrainte pariétale $\tau_w$ en fonction de la distance x sur la paroi est la suivante. En prenant en compte les paramètres imposés dans la simulation, il est possible de comparer l'évolution de $\tau_w$ au cours de la simulation avec son évolution théorique.

$$\tau_w = A * \frac{\rho {u_\infty}^2}{\sqrt{\frac{u_\infty x}{\nu}}}$$

| Symbole | Valeur | Unité |
|---|---|---|
| A | 0.332 | Sans unité |
| $\nu$ | $1.7894e-05$ | $m^2/s$ |
| $\rho$ | 1.29349 (incompressible) | $kg/m^3$ |
| $u_\infty$ | [25,50,90,150,200] | $m/s$ |

La Figure 43 représente l'évolution de $\tau_w$ calculée par l'équation précédente en fonction de la position x sur la paroi pour les vitesses infinies utilisées pour les simulations. La loi d'évolution de la contrainte le long de la paroi est décroissante. La Figure 44 présente quant à elle la comparaison entre ces courbes et la contrainte pariétale calculée dans la simulation. De par la géométrie de notre capteur et la présence de la cavité, il est normal qu'il existe une divergence de la mesure de $\tau_w$ au centre car l'extraction de cette dernière s'est faite dans la portion de la cavité qui n'est pas au contact de la paroi. Ces pics ne sont pas pris en compte dans le calcul de la contrainte pariétale. On remarque aussi que le début des courbes ANSYS Fluent est légèrement décalé de la théorie. Ce phénomène peut s'expliquer par l'instabilité du profil de vitesse en entrée, l'écoulement se stabilisant par la suite. Bien évidemment, pour avoir la valeur de la contrainte au niveau du capteur et donc au centre de la cavité, il faut soit extrapoler les courbes numériques, soit calculer théoriquement sa valeur au bon endroit de la paroi. Quoi qu'il en soit, la convergence de la solution théorique et de la solution CFD en amont de la cavité justifie la taille du domaine choisie pour l'étude numérique.

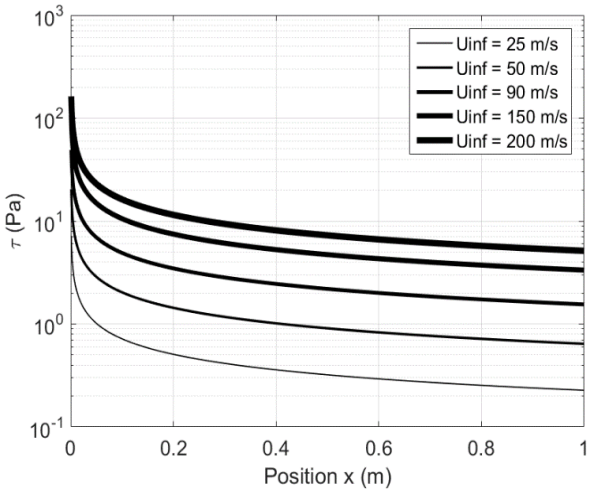



Figure 43. Evolution théorique de $\tau_w$ sur une paroi pour plusieurs vitesses infinies.

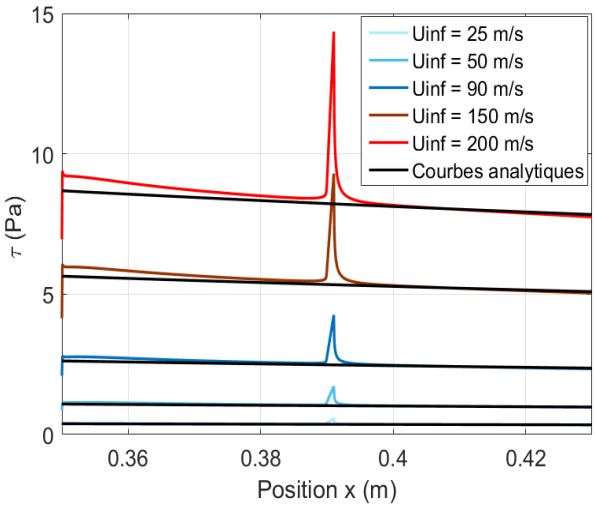



Figure 44. Comparaison du calcul de $\tau_w$ numérique avec le calcul analytique.

### 3.1.5.

### 3.1.6. Conclusion sur la méthode de résolution numérique

La résolution numérique du capteur calorimétrique soumis à l'écoulement d'un fluide proche paroi a été présentée dans cette partie. La discrétisation des équations du système mises en jeu a permis de définir la pertinence de notre résolution numérique par un maillage adapté à l'écoulement proche paroi. Parmi les différentes méthodes de résolution des équations aux dérivées partielles, la méthode des volumes finis a été choisie car elle se prête aux problèmes de mécanique des fluides et à tout problème de transport reposant sur des principes de conservation. Néanmoins, le calcul de la solution ne s'opère pas si facilement. Dans cette phase où l'ordinateur fait majoritairement le travail, il était nécessaire de contrôler le bon déroulement du calcul et en particulier sur la convergence de la simulation. Le contrôle de la simulation a permis de confirmer la convergence du calcul par l'analyse des résidus et par l'utilisation de moniteurs. Enfin, la mesure numérique de la contrainte pariétale sur la longueur du domaine a également été validée.

## 3.2. Résultats de l'étude numérique du capteur calorimétrique

Les résultats de l'étude numérique présentés dans cette partie sont obtenus avec la méthode de résolution numérique de l'écoulement proche paroi détaillée dans la partie précédente. Une grande partie de l'étude a donné lieu à la simulation de l'écoulement proche paroi sur différents capteurs présentant différentes structures. Celles-ci seront utilisées dans les travaux expérimentaux de cette thèse. La structure idéale du capteur pariétal à haute étendue de mesure serait la suivante : La mesure de la vitesse proche paroi ne perturbe pas l'écoulement et le capteur répond aux conditions extrêmes d'écoulement avec une structure robuste tout en maintenant une sensibilité élevée. La structure initiale du capteur calorimétrique [10, 13] présente une cavité permettant de maintenir cette sensibilité élevée car les résistances sont isolées thermiquement par l'air. Seulement, garder des résistances suspendues est un facteur de fragilité pour des écoulements élevés. Différentes solutions seront donc proposées afin d'améliorer cette fragilité. De plus, la cavité déforme l'écoulement proche paroi et donc le profil de vitesse.

Pour répondre à l'ensemble de ces problématiques, une étude géométrique du capteur a été réalisée. Dans l'intérêt d'une amélioration de la sensibilité et la bande passante, l'influence de la distance inter-résistances et la taille de cavité ont été étudiées. Une deuxième partie a permis de comparer quatre structures des moins aux plus robustes pour répondre aux enjeux des environnements extrêmes. La moins robuste correspond à la structure initiale, avec une cavité et des résistances séparées par du gaz. La structure la plus solide correspond au capteur sur substrat souple, sans cavité. Dans un souci de clarté sur la compréhension des résultats numériques, les paramètres étudiés ainsi que les différentes structures du capteur sont dans un premier temps introduits.

### 3.2.1. Présentation des structures étudiées

La méthode de résolution numérique a permis de valider l'écoulement du fluide sur la paroi du domaine. A présent, l'intérêt de l'étude est de comparer la réponse thermique du capteur en fonction de la contrainte pariétale et cela pour plusieurs structures dont les géométries vont avoir une influence sur le comportement thermique du capteur. Le travail numérique reposera alors sur la compréhension du déplacement du gradient thermique créé par la résistance de chauffe, dans ces structures. Les différentes structures sont étudiées pour répondre à trois objectifs majeurs :

- Garder une sensibilité du capteur élevée pour mesurer avec le plus de précision le décollement de la couche limite.
- Avoir une étendue de mesure la plus élevée possible afin de mesurer la transition laminaire/turbulent et les hautes contraintes.
- Avoir une structure robuste pour résister aux conditions aérodynamiques extrêmes avec de fortes contraintes.

La Figure 45 présente les quatre structures qui ont été conçues et étudiées, des moins aux plus robustes. Ceux sont des représentations schématiques en deux dimensions proches des résistances.

- La structure (1) appelée « Gap » correspond à la géométrie initiale. Toute la structure est ouverte et un gap d'air est présent entre les détecteurs et la chauffe. Cette structure est la plus fragile car les résistances suspendues sont maintenues seulement par les bords de la cavité ainsi que par trois haubans (non représentés dans la simulation) – (Voir chapitre 4 sur la fabrication du capteur).
- La structure (2) appelée « NoGap » conserve le nitrure de silicium entre les détecteurs et la chauffe. Cette géométrie permet de renforcer mécaniquement les fils suspendus entre eux, mais implique un certain niveau de conduction thermique entre le fil de chauffe et les détecteurs.
- La structure (3) appelée « Membrane » présente une membrane de $SiN_x$ qui couvre l'ensemble de la cavité. Cette structure présente un grand intérêt sur la mesure car l'écoulement n'est pas perturbé par la géométrie du capteur alors qu'une cavité est toujours présente sous les résistances afin d'améliorer l'isolation thermique.
- La structure (4) appelée « Kapton » n'a pas de cavité. Les résistances sont positionnées directement sur le substrat. Cette structure présente un grand intérêt sur la mesure car l'écoulement n'est pas perturbé par la géométrie comme pour les deux premières et les propriétés souples du substrat en font un capteur adapté aux surfaces incurvées.

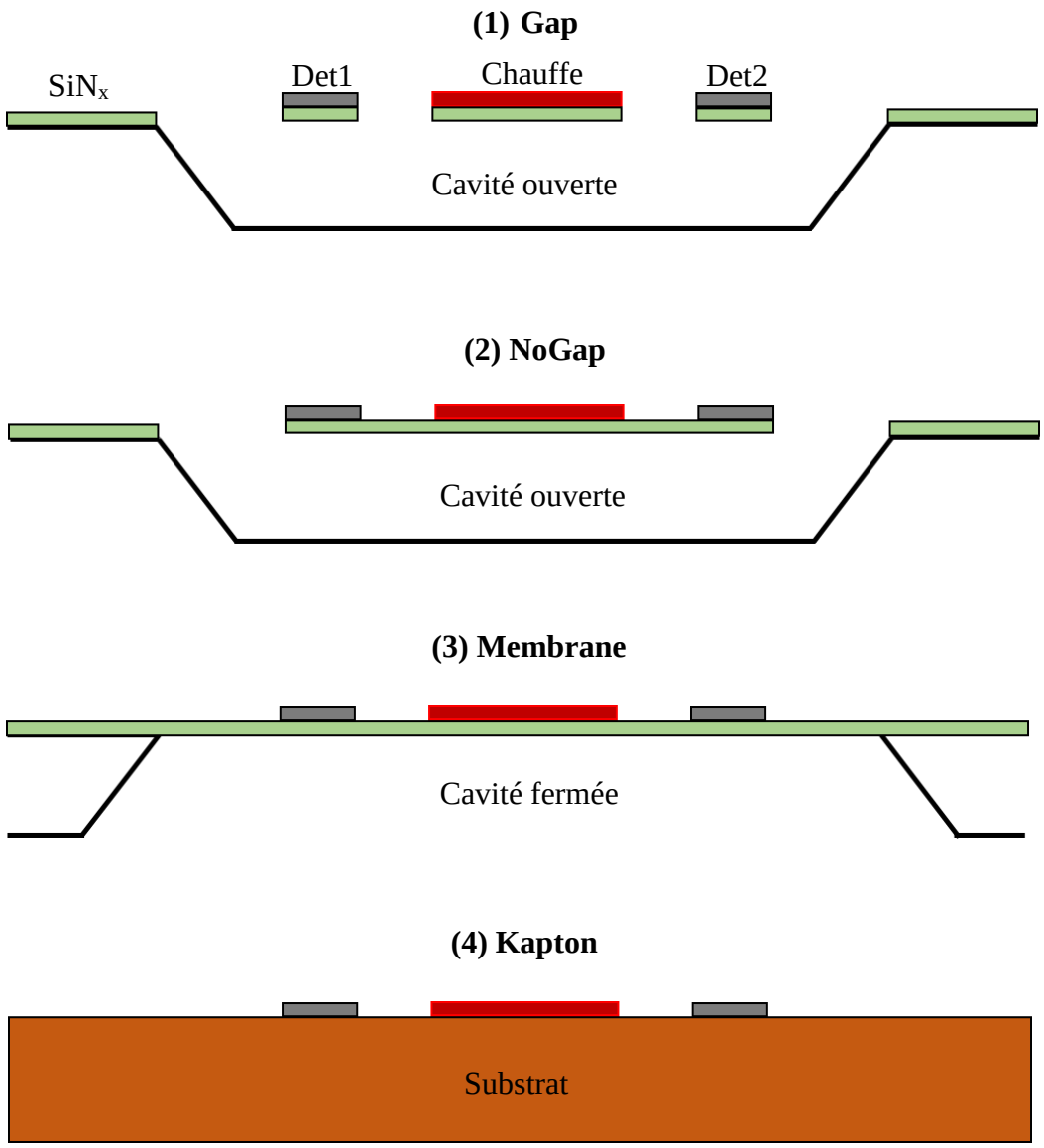



Figure 45. Structures schématiques du capteur Gap (1), noGap (2), membrane (3) et Kapton (4).

### 3.2.2. Étude géométrique du capteur calorimétrique initial

L'étude numérique du capteur calorimétrique avec la structure initiale gap (Structure 1) a fait l'objet d'une analyse globale des différents paramètres influant sur le gradient thermique au sein de la cavité. Le but est de comprendre l'influence des paramètres étudiés afin d'obtenir un capteur robuste et sensible. Les résultats permettront également d'optimiser les performances du capteur calorimétrique. Les conditions limites des simulations sont définies dans le Tableau 7 et les paramètres étudiés dans l'étude de la cavité sont représentés sur la Figure 46.

Tableau 7. Conditions de l'étude numérique de l'influence de la cavité sur le déplacement du gradient thermique.

| ANSYS Fluent | Condition limite | Matière | Valeurs imposées | Constantes |
|---|---|---|---|---|
| **Inlet** | Velocity Inlet | Air | Profil de Blasius | Température : 297 K |
| **Outlet** | Pressure Outlet | Air | Pression statique | |
| **Topline** | Symmetry | Air | Axe de symmetrie | |
| **Wall** | Wall ou HeatFlux | $SiN_x$ | Paroi fixe | 297 K ou HeatFlux |
| **Heater** | Wall | Platine | Paroi fixe | Température : 513 K |

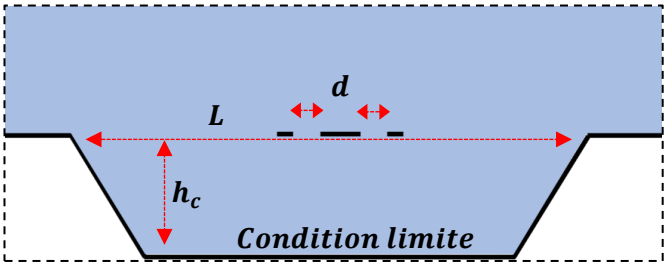



Figure 46. Schéma de la cavité et les paramètres étudiés : La longueur L et la profondeur $h_c$ de la cavité, la condition limite sur la paroi et la distance inter-résistance d.

Comme les simulations sont en deux dimensions, l'étude s'est portée sur les influences de la longeur L et de la profondeur $h_c$ de la cavité. Une premier étude a permis de simuler la propagation du gradient thermique à vitesse nulle pour plusieurs longueurs de cavité dans l'idée de comparer les résultats numériques aux résultats théoriques précédents. Une deuxième étude a permis de simuler la propagation du gradient thermique pour plusieurs profondeurs de cavité et pour des vitesses d'écoulements différentes. La visualisation des phénomènes d'écoulement dans la cavité permettra de définir un optimum sur le positionnement des résistances de détection. La condition limite à la paroi est également un paramètre qui peut avoir une influence sur le gradient thermique. Deux conditions sont possibles. La première est de considérer que les échanges thermiques entre l'air et le substrat sont négligeables, dans ce cas la condition à « température constante » est souhaitable. La deuxième est de considérer un échange thermique entre l'air et le substrat, dans ce cas la condition « HeatFlux » permet de définir la quantité de chaleur perdue dans le substrat. Une étude menée sur les deux conditions limites a montré qu'une condition de paroi à une température ambiante constante est la condition adaptée pour simuler le froidissement d'un substrat d'épaisseur infinie. Ce résultat est justifié par le fait que la conductivité du silicium est élevée, ce qui implique que le substrat prend la température du

solide sur lequel il est monté. Cette température étant dans notre cas égale à celle du fluide en amont, il est justifié de choisir une température de substrat constante et égale à celle du fluide. Enfin la distance inter-résistances d a permis de mesurer l'impact d'un rapprochement plus ou moins important des résistances de détection sur la résistance de chauffe.

### 3.2.2.1. Etude de l'influence de la longueur de la cavité sur le gradient thermique sans écoulement

Le travail numérique débute par l'étude de l'influence de la géométrie de la cavité sur la forme du gradient thermique. Comme nous l'avons vu précédemment, le capteur initial se compose d'une cavité sous les résistances. Cette cavité permet de séparer les résistances du substrat afin d'éviter les pertes de chaleur par conduction. Les résistances sont isolées entre elles par l'air. Les échanges thermiques se font uniquement par convection et le déplacement du gradient thermique créé par la résistance de chauffe est fonction du fluide en mouvement. Dans cette partie, l'influence de la longueur de la cavité L sur le gradient thermique a été étudiée avec les conditions des simulations reportées dans le Tableau 8.

Tableau 8. Conditions sur les simulations réalisées pour l'étude de la longueur de la cavité sur le gradient thermique.

| Conditions | Paramètres | Nom | Valeur |
|---|---|---|---|
| Dimensions constantes | Profondeur de la cavité | $h_c$ | 200 µm |
| | Largeur de la résistance de chauffe | wh | 25 µm |
| | Hauteur de la résistance de chauffe | e | 0.6 µm |
| Dimension variable | Longueur de la cavité | L | 200, 500, 1000, 2000 µm |
| Profil de vitesse | Pas d'écoulement du fluide pour cette étude | | |

Une étude sur la longueur de la cavité a permis la comparaison théorique sur le profil de température à vitesse nulle. En effet, en complément de cette étude, une équation analytique visible en annexe 1 de ce mémoire a permis de décrire la propagation de la chaleur autour d'un point chaud avec une limite de température pour des échanges conductifs et pour un modèle simple cylindrique. Nous avons donc voulu comparer le gradient de température calculé à partir d'un modèle cylindrique avec les simulations numériques de sa géométrie et la géométrie réelle du capteur pour différentes longueurs de la cavité. Cela nous permettra de voir la pertinence de notre choix avec les modèles analytiques simples.

Tout d'abord, sur la Figure 47 sont présentés les normalisations des deux types de géométrie (cylindrique et réelle). Dans le cas de la forme cylindrique (a.), le gradient thermique est enfermé par une paroi circulaire à température constante. Dans le cas réel (b.), le gradient thermique se propage verticalement vers le haut car la cavité est ouverte, la paroi étant également à température constante. L'axe de mesure de la température se trouve sur la longueur L de la cavité car cet axe correspond aux possibles positionnements des résistances de détection.

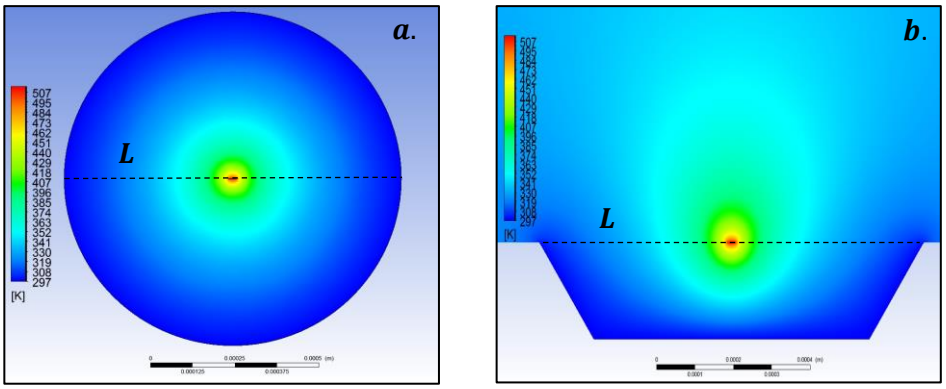



Figure 47. Propagations du gradient thermique pour une cavité cylindrique (a.) et pour la géométrie réelle du capteur (b.). La longueur de cavité est de 1000 µm pour les deux simulations.

La Figure 49 présente le comparatif du modèle cylindrique analytique, de sa simulation numérique avec une cavité cylindrique et des simulations numériques avec une cavité réelle pour une longueur $L$ = 1000 µm. Nous remarquons dans un premier temps, que le profil de température suivant l'axe horizontal est quasiment identique entre les cavités cylindrique et réelle. Ce qui prouve que l'ouverture de la cavité n'a pas ou peu d'effet sur le profil de température horizontal à vitesse nulle. De plus, le modèle analytique, malgré une légère hausse du profil, montre une tendance semblable au modèle numérique. La différence de forme et donc de volume la chauffe de la résistance (ronde et rectangulaire) peut expliquer ce léger écart de température.

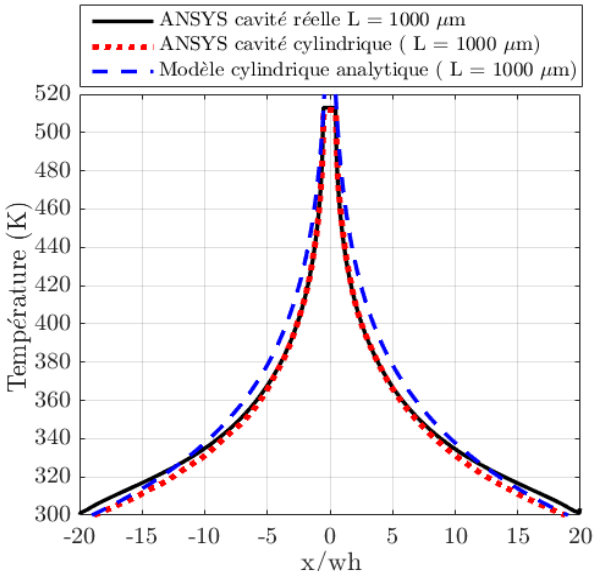



Figure 48. Comparaison entre le modèle analytique cylindrique et les simulations ANSYS avec une cavité cylindrique et une cavité réelle.

Nous voyons donc que lorsque les bords de la cavité sont suffisamment loin, dans ce cas au moins à 500 µm de la résistance de chauffe, les modèles numériques et analytiques sont en bonne adéquation. En effet, nous venons de montrer que, pour une cavité ouverte ou fermée, le gradient était identique. Il l'est également pour le modèle analytique. Une comparaison des profils de température pour plusieurs longueurs de cavité est maintenant présentée sur la Figure 49.

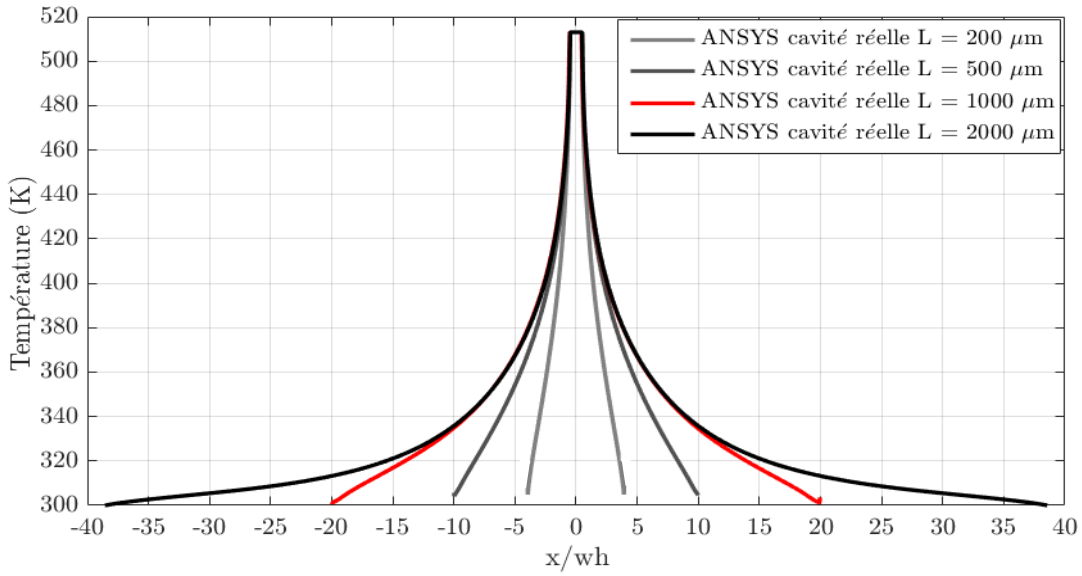



Figure 49. Profils de température simulés pour la cavité « réelle » du capteur en fonction de la position x divisée par la largeur de la résistance de chauffe wh.

En augmentant la longueur de la cavité, le profil de température est plus abrupt et donc le gradient de température est moins important. Ce résultat s'explique par la quantité d'espace disponible pour que le gradient thermique puisse se propager. Dans le cas d'une longueur de 200 µm, le gradient thermique est plus cantonné entre les parois extérieures qui sont à température ambiante constante. La paroi a donc un effet « thermostat » sur le gradient thermique créé par la résistance de chauffe. Cependant, on remarque que plus la longueur de la cavité augmente et plus les profils se superposent proche de la résistance de chauffe. On remarque également qu'à partir de 1000 µm, l'influence de la distance à la paroi n'a quasiment plus d'effet sur le profil de température. Pour la suite des simulations et la conception des capteurs, on a donc choisi de travailler avec une longueur de cavité de 1000 µm.

### 3.2.2.2. Étude de l'influence de la cavité sur le gradient thermique avec écoulement

L'étude de la géométrie de la cavité se poursuit par la visualisation des effets de la forme de la cavité sur l'écoulement du fluide. Les conditions des simulations sont reportées dans le Tableau 9. Plusieurs profils de vitesse sont imposés à l'entrée du domaine. Nous venons de voir que sans écoulement, le gradient de température se propage symétriquement dans le domaine. Lorsque qu'un profil de vitesse est imposé, ce gradient se déplace suivant le mouvement du fluide au sein de la cavité. L'objectif de cette étude est de comprendre les phénomènes qui se produisent lorsque le fluide proche paroi rencontre une marche comme dans le cas de notre cavité.

Tableau 9. Conditions de l'étude du gradient thermique pour plusieurs vitesses de frottement.

| Conditions | Paramètres | Nom | Valeur |
|---|---|---|---|
| Dimensions constantes | Longueur de la cavité | L | 1000 µm |
| | Largeur de la résistance de chauffe | wh | 25 µm |
| | Hauteur de la résistance de chauffe | e | 0.6 µm |
| | Profondeur de la cavité | $h_c$ | 200µm |
| Profil de vitesse | Vitesse de frottement | $u_\tau$ | [0 : 2.63] m/s |

La Figure 50 présente les champs de température et de vitesse dans la cavité pour plusieurs vitesses de frottement. En observant les champs de vitesses sur les images de droite, on remarque que la géométrie de la cavité crée deux principaux tourbillons en amont et en aval de la chauffe. La formation de tourbillons lorsque l'écoulement rencontre une marche est un phénomène connu de la mécanique des fluides [56]. Ces tourbillons tournent dans le sens horaire lorsque le fluide provient de la gauche. A noter qu'ils sont d'autant plus forts que les profils de vitesses sont élevés. En observant les champs de température sur la gauche, il est logique de penser que ce phénomène pourrait nuire à la mesure des détecteurs, or nous allons voir que ce n'est pas le cas.

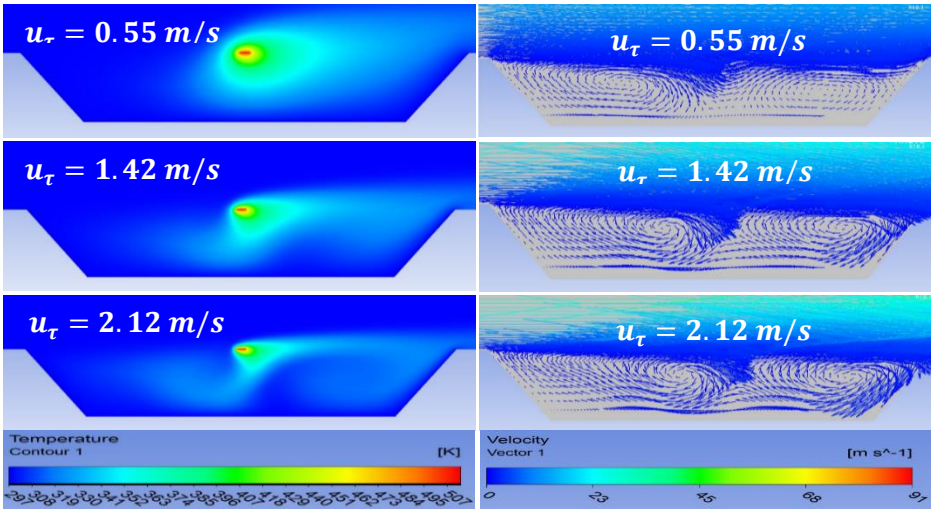



Figure 50. Champs de température et de vitesse dans la cavité pour plusieurs contraintes pariétales.

Une analyse du gradient thermique le long de la cavité suivant l'axe de la chauffe a donc été réalisée. La Figure 51 présente ces profils de température le long de la cavité pour plusieurs écoulements. L'effet de la vitesse et des tourbillons se retrouve sur ce graphique. En effet, le profil de température va fortement diminuer en amont de la chauffe avec l'augmentation de la vitesse du fluide car l'écoulement déplace le gradient vers la droite. On pourrait s'attendre à avoir ce même décalage en aval mais ce n'est pas le cas. Les profils se resserrent sur la chauffe même en aval.

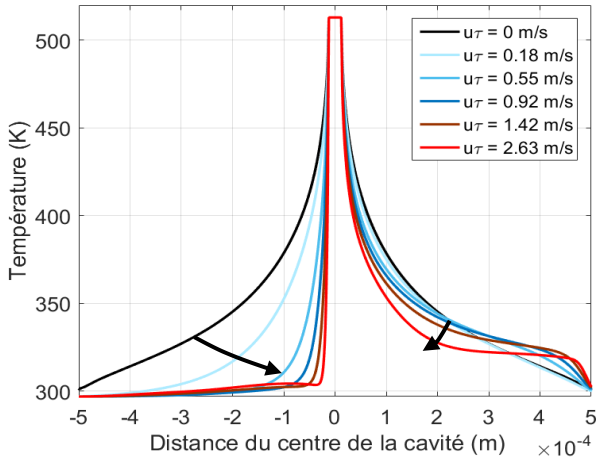



Figure 51. Résultats numériques des profils de température le long de la cavité pour plusieurs vitesses de frottement.

La Figure 52 présente la différence de température entre l'amont et l'aval de la résistance de chauffe et qui est représentative de la réponse du capteur. La différence maximale de température se trouve relativement proche de la résistance de chauffe et sa valeur augmente en fonction de l'écoulement. Les phénomènes tourbillonnants cantonnent le gradient de température autour de la chauffe où l'écart de température est le plus élevé pour des distances entre 50 et 100 µm. Néanmoins, nous verrons que le choix du placement des détecteurs ne se fera pas au maximum de la sensibilité pour ne pas saturer la réponse du capteur pour des contraintes relativement élevées. Les détecteurs seront positionnés plus près de la résistance de chauffe afin d'augmenter l'étendue de mesure du capteur.

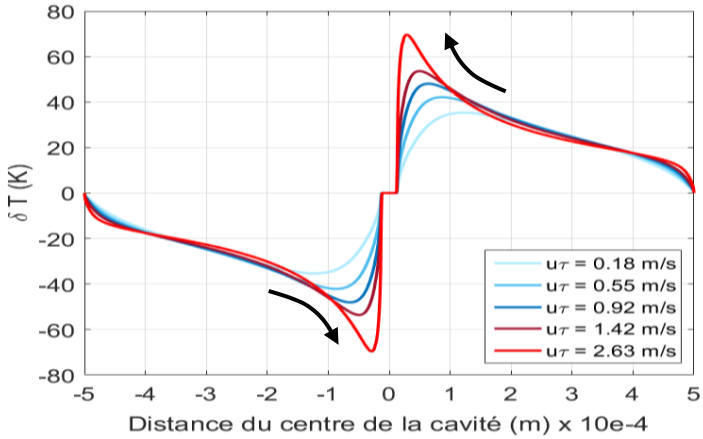



Figure 52. Différence de température entre l'amont et l'aval de la résistance de chauffe pour plusieurs vitesses de frottement.

### 3.2.2.3. Étude de l'influence de la profondeur de la cavité sur le gradient thermique

Cette partie présente l'influence de la profondeur de la cavité $h_c$ sur la réponse calorimétrique du capteur. Les conditions des simulations sont reportées dans le Tableau 10. L'étude permet donc de mesurer le profil de température le long de la cavité, mais également de visualiser le déplacement du gradient thermique et du champ de vitesse dans la cavité pour plusieurs profondeurs. Le but était de déterminer la profondeur de la cavité optimale sur différents critères que l'on précisera plus loin.

Tableau 10. Conditions sur les simulations pour l'étude de la profondeur de cavité sur le gradient thermique.

| Conditions | Paramètres | Nom | Valeur |
|---|---|---|---|
| Dimensions constantes | Longueur de la cavité | L | 1000 µm |
| | Largeur de la résistance de chauffe | wh | 25 µm |
| | Hauteur de la résistance de chauffe | e | 0.6 µm |
| Dimension variable | Profondeur de la cavité | $h_c$ | 50, 100, 200 et 300 µm |
| Profil de vitesse | Vitesse de frottement | $u_\tau$ | [0 : 2.63] m/s |

La Figure 53 présente le comportement des champs de températures et de vitesses à différences profondeurs de cavité. La forme du gradient de température varie légèrement en fonction de la profondeur de cavité. Cette variation s'explique par des déplacements de fluides différents et la formation de tourbillons plus ou moins importants. En effet, pour une cavité de 50 µm de profondeur, il n'y a quasiment pas de tourbillons. Les deux tourbillons sont présents pour des profondeurs de 100 et 200 µm. Pour la cavité la plus profonde de 300 µm, la taille de la cavité semble créer uniquement un principal tourbillon en aval de la chauffe.

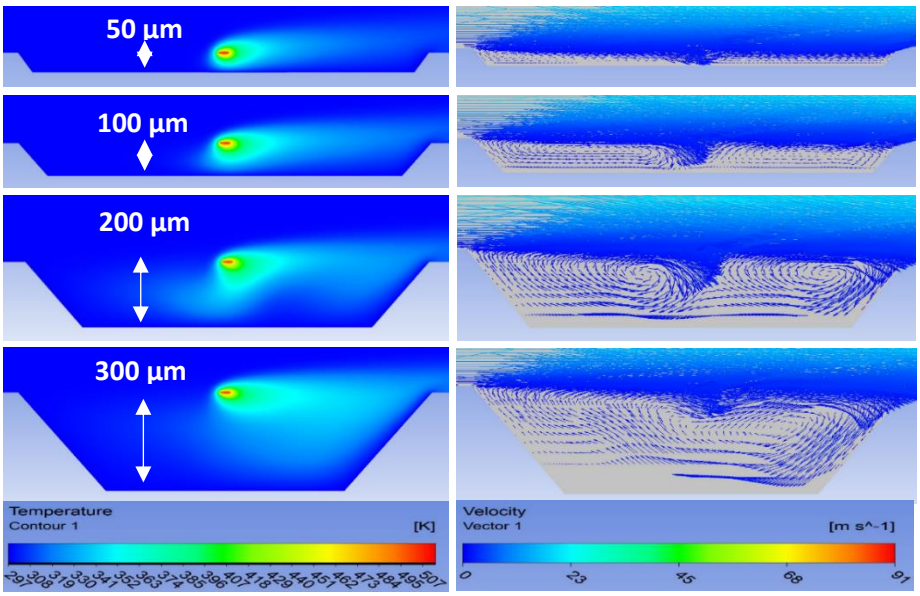



Figure 53. Champs de températures et de vitesses pour plusieurs profondeurs de cavité. Le profil de vitesse reste le même ( $u_\tau$= 1.42 m/s).

Des profils de température, il est possible d'extraire les différences de température entre les détecteurs pour différentes profondeurs de cavité. Le choix de la position des détecteurs est en lien avec les résultats de l'étude précédente et la volonté de leur rapprochement de la chauffe. Pour des détecteurs de 5 µm de largeur, la distance d les séparant de la chauffe a été choisie pour l'instant à 5 µm. Les résultats des simulations sont présentés sur la Figure 54. Le δT a été calculé pour des profondeurs variant de 5 à 300 µm et pour cinq vitesses d'écoulement différentes. Ce graphique montre que la valeur du delta T augmente avec celle de la taille de la cavité, en accord avec les résultats du paragraphe précédent. On voit que la profondeur a une influence sur la réponse thermique pour des valeurs inférieures à 100 µm (zone A). D'un autre côté, lorsque la profondeur dépasse 100 µm, elle a moins d'impact sur le δT et le gradient thermique (zone B).

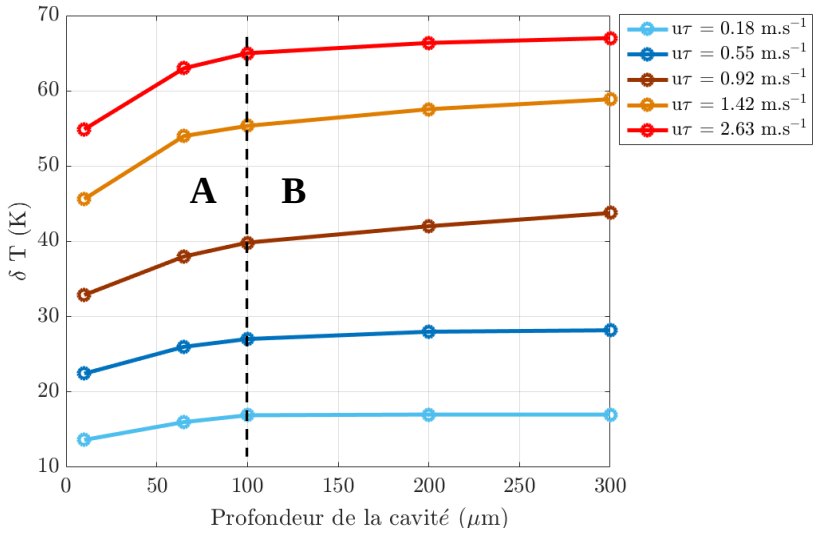



Figure 54. Graphique du delta T en fonction de la profondeur de la cavité à différentes contraintes. Les détecteurs sont placés à une distance de 5 µm de la chauffe.

Si l'on reste dans une logique d'augmentation de la sensibilité du capteur, nous voyons qu'il est nécessaire d'avoir une profondeur de la cavité d'au moins 100 µm pour que cet objectif soit rempli. Pour plus de précaution et avoir une marge de sécurité, une profondeur de 200 µm a été choisie dans les simulations suivantes. De plus, au point de vue de la fabrication du capteur, le choix de cette profondeur impliquera moins d'erreur dans le processus de gravure et plus de facilité de mise en œuvre.

### 3.2.2.4. Étude de l'influence de la distance inter-résistances d

Dans ce paragraphe, l'influence de la distance inter-résistance d sur la réponse thermique du capteur va être étudiée. Les premières manipulations expérimentales sur le capteur ont montré que le rapprochement des résistances de détection sur la résistance de chauffe améliore l'étendue de mesure du capteur. Dans cette partie numérique, les résistances de détection sont intégrées à la simulation. L'objectif est de déterminer l'étendue de mesure et la sensibilité du capteur calorimétrique pour des positions des détecteurs plus ou moins proches de la résistance de chauffe. Les conditions des simulations se trouvent dans le Tableau 11. La résolution par CFD nous permet d'imposer des vitesses de frottement supérieures aux conditions réelles des souffleries.

Tableau 11. Conditions des simulations pour l'étude de la distance inter-résistances d.

| **Conditions** | **Paramètres** | **Nom** | **Valeur** |
|---|---|---|---|
| Dimensions constantes | Profondeur de la cavité | $h_c$ | 200 µm |
| | Largeur de la résistance de chauffe | $w_h$ | 25 µm |
| | Largeur des résistances de détection | $w_d$ | 5 µm |
| | Hauteur des résistances | e | 0.6 µm |
| Dimension variable | Distance inter − résistances | d | $(1, 3, 5, 10, 20, 50)$ µm |
| Profil de vitesse | Vitesse de frottement | $u_\tau$ | [0 : 20] m/s |

La Figure 55 présente les résultats des simulations avec les détecteurs pour plusieurs distances d à la chauffe en fonction de la vitesse de frottement. La différence de température entre les deux détecteurs permet de visualiser l'étendue de mesure et la sensibilité du capteur. L'étendue de mesure correspond au domaine de mesure possible du $\partial$T et elle s'arrête au maximum du $\partial$T avant que celui-ci diminue de nouveau. La sensibilité de chaque géométrie a été calculée avec la pente sur la partie quasiment linéaire de chaque courbe, pour des valeurs inférieures à un delta de 30 °C.

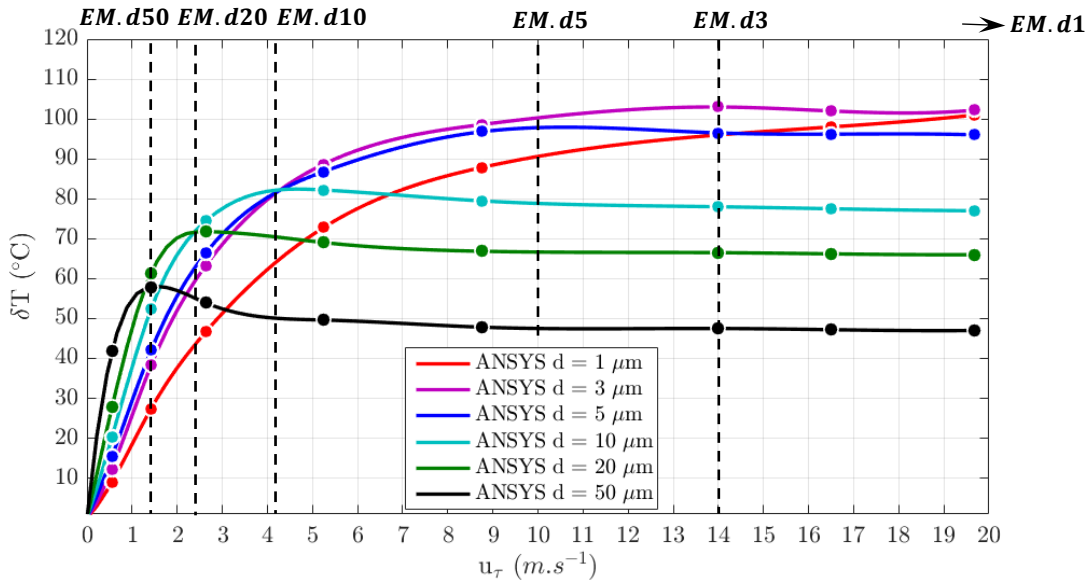



Figure 55. Evolution du delta T entre des détecteurs à différentes distances de la chauffe.

La distance d a été diminuée jusqu'à 1 µm. Cette distance correspond à la limite technologique de conception du capteur avec nos moyens. Les résultats montrent une réponse thermique à trois niveaux d'état. Tout d'abord, le ∂T évolue quasiment linéairement pour des valeurs inférieures à un delta de 30°C. Ensuite, le ∂T se courbe vers un maximum correspondant à l'étendue de mesure (EM.d) du capteur. Enfin la pente du ∂T a tendance à diminuer puis saturer. Cette saturation se produit lorsque la résistance de détection en amont se trouve en dehors du gradient thermique. Elle ne permet plus de renseigner sur la vitesse d'écoulement. Avoir une haute étendue de mesure est un besoin indispensable pour adapter le capteur aux environnements aérodynamiques extrêmes. C'est pourquoi, les résultats seront poursuivis jusqu'à des distances de 1 µm. Les valeurs des étendues pour chaque distance d sont représentées sur la Figure 56 suivante. On voit que le rapprochement des résistances de détection sur la résistance de chauffe augmente l'étendue de mesure. Cette augmentation est significative pour une distance d < 5 µm. L'étendue de mesure pour une distance d = 1 µm n'est pas déterminable car sa valeur est supérieure aux écoulements simulés.

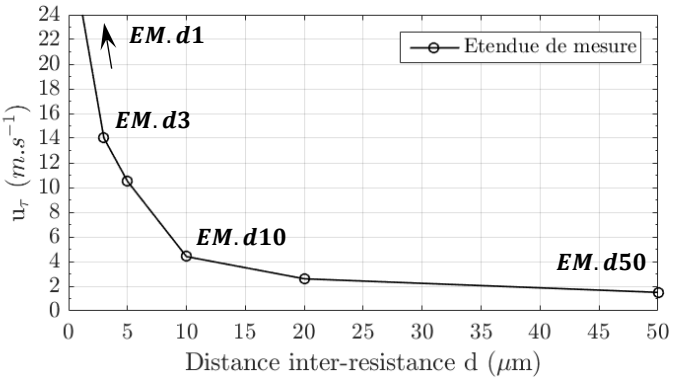



Figure 56. Etendue de mesure du capteur en fonction de la distances inter-résistances d.

Au niveau de la sensibilité du capteur calorimétrique en °C.m$^{-1}$.s, les résultats sont présentés sur la Figure 57. En opposition à l'étendue de mesure, la sensibilité diminue logiquement lorsque les résistances de détection se rapprochent de la résistance de chauffe. Pour des distances d supérieures à 10 µm et jusqu'à 50 µm, la sensibilité du capteur varie linéairement et à l'opposé la sensibilité diminue lorsque la distance d est inférieur à 5 µm. Pour conclure, le choix d'une distance d de 5 µm semble être un compromis convenable entre une étendue de mesure élevée ($u_\tau$ = 20 m.s$^{-1}$) et une sensibilité convenable dans sa partie linéaire égale à 30 °C.m$^{-1}$.s.

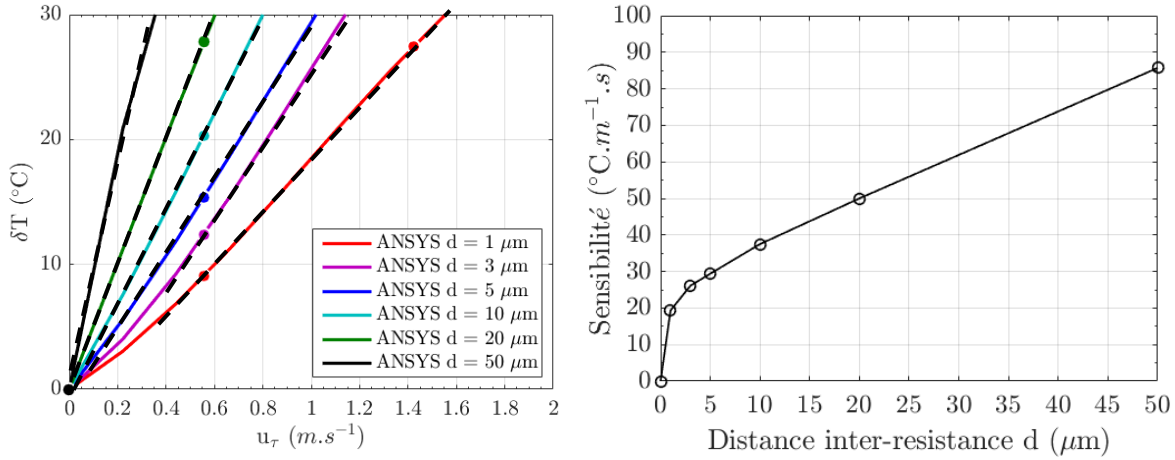



Figure 57. Sensibilité du capteur calorimétrique pour plusieurs distance inter-résistances.

### 3.2.2.5. Conclusion de l'étude géométrique du capteur calorimétrique gap

Nous venons d'étudier le comportement du gradient thermique du capteur calorimétrique avec une cavité ouverte. Cette structure initiale permet une isolation thermique des résistances par l'air. L'étude géométrique a mis en évidence l'influence du volume de la cavité sur le gradient thermique créé par la résistance de chauffe. La sensibilité de la réponse calorimétrique répond donc aux variations de l'écoulement du fluide au sein de la cavité. Dans le but d'améliorer la sensibilité du capteur, la cavité trouve un optimum dimensionnel pour une longueur de 1000 µm et une profondeur supérieure à 100 µm. L'étude de la distance inter-résistance d a montré qu'un placement des résistances de détection proches de la résistance de chauffe augmente l'étendue des mesures calorimétriques du capteur, ce qui permettrait des mesures en environnements aérodynamiques extrêmes où les vitesses de frottement sont élevées. Néanmoins, cette structure a le désavantage d'être fragile aux fortes perturbations au sein de la cavité. L'ouverture de la cavité transforme l'écoulement en tourbillons, des facteurs destructifs qui pourraient casser les résistances suspendues. Pour pallier cette fragilité, nous avons étudié des structures plus robustes au préjudice d'une sensibilité calorimétrique plus faible. La partie suivante présente l'étude numérique des quatre structures du capteur calorimétrique des moins aux plus robustes.

## 3.2.3. Étude numérique des quatre structures du capteur calorimétrique

Une étude numérique des structures du capteur calorimétrique a été réalisée pour comparer la sensibilité et l'étendue de mesure pour des structures de la moins à la plus robuste. Nous venons d'étudier la structure « Gap », la structure la moins robuste mais avec une cavité qui isole les résistances et qui limite les transferts thermiques par conduction vers le substrat. Les nouvelles structures « NoGap » et « Membrane » comprennent l'ajout de nitrure de silicium respectivement entre les résistances et sur l'ensemble de la cavité pour renforcer la structure globale du capteur. Enfin la structure « Kapton » présente le dispositif sur substrat souple et sans cavité. Dans un premier temps, le déplacement du gradient thermique et la réponse calorimétrique du capteur ont été étudiés.

### 3.2.3.1. Choix des conductivités thermiques des matériaux isolants

Le choix des paramètres de la conductivité thermique des matériaux isolants des structures va s'avérer crucial. Il a donc été indispensable de faire une étude bibliographique afin de paramétrer les valeurs pour le $SiN_x$ et le kapton.

#### a. Conductivité thermique dans le nitrure de silicium

Dans le cas des capteurs nogap et membrane sur substrat silicium, la propagation de la chaleur créée par la résistance de chauffe jusqu'aux détecteurs est liée à la valeur de la conduction thermique du nitrure de silicium ($SiN_x$). La simulation des structures $SiN_x$ ne peut pas se faire sans connaitre cette valeur. On retrouve dans la littérature scientifique plusieurs études portant sur la conductivité thermique du nitrure de silicium. Zhang et Grigoropuolos [57] ont notamment observé la dépendance de la conductivité thermique sur l'épaisseur de la couche de $SiN_x$. On sait à présent que la conduction diminue lorsque les structures sont plus fines. Une solution pour mesurer la conduction d'une couche mince consiste à utiliser la méthode 3ω [58]. Cette méthode utilise un film métallique chauffé déposé sur une couche de diélectrique afin d'en mesurer sa conductivité thermique. A l'aide cette méthode, Bogner and al [59] ont mesuré une conductivité thermique entre 0.8 et 1.7 $W.m^{-1}K^{-1}$ pour des épaisseurs entre 300 et 1000 nm. Seulement, cette étude est réalisée sur un substrat en silicium, le cas idéal est une mesure avec le moins d'échange thermique extérieur. Sultan et al [60] ont quant à eux mesuré, pour une plaque de $SiN_x$ de 500 nm d'épaisseur suspendue dans l'air et chauffée entre 77 et 325 K, des valeurs de conduction entre 3 et 4 $W.m^{-1}K^{-1}$. Les mesures sur pont suspendu de H.Mastrangelo [61] vont également dans ce sens avec une conduction thermique du $SiN_x$ de 3.2 $W.m^{-1}K^{-1}$ pour une épaisseur de 700 nm. En se basant sur les recherches réalisées avec une isolation par l'air comme cela est le cas pour nos capteurs, la valeur de la conduction thermique de notre $SiN_x$ de 0.6 µm d'épaisseur choisie pour l'étude numérique est de 3 $W.m^{-1}K^{-1}$.

**b.Conductivité thermique dans le kapton**

Dans le cas des capteurs sur substrat souple, la propagation de la chaleur créée par la résistance de chauffe jusqu'aux détecteurs est liée à la conductivité thermique du kapton. Nous avons pris pour cette dernière la valeur du fournisseur égale à 0.12 $W.m^{-1}K^{-1}$ [62].

### 3.2.3.2. Étude du gradient de température des différentes structures

La Figure 58 présente les simulations numériques des nouvelles structures avec les champs de température et de vitesse pour les structures gap (1), noGap (2), membrane (3) et kapton (4). Cette comparaison permet de visualiser la forme du gradient thermique autour de la résistance de chauffe, déplacé par l'écoulement du fluide. Les structures gap et nogap qui possèdent une cavité sont quasiment identiques avec des tourbillons se formant lorsque le fluide s'écoule dans la cavité. Pour les structures membrane et kapton qui n'ont pas d'ouverture vers le dessous des résistances, le fluide qui s'écoule n'est pas perturbé, ce qui présente un avantage sur la robustesse du capteur et la qualité de l'écoulement. De plus, il existe un gradient quasi-constant en dessous de la membrane ou bien dans le substrat de kapton.

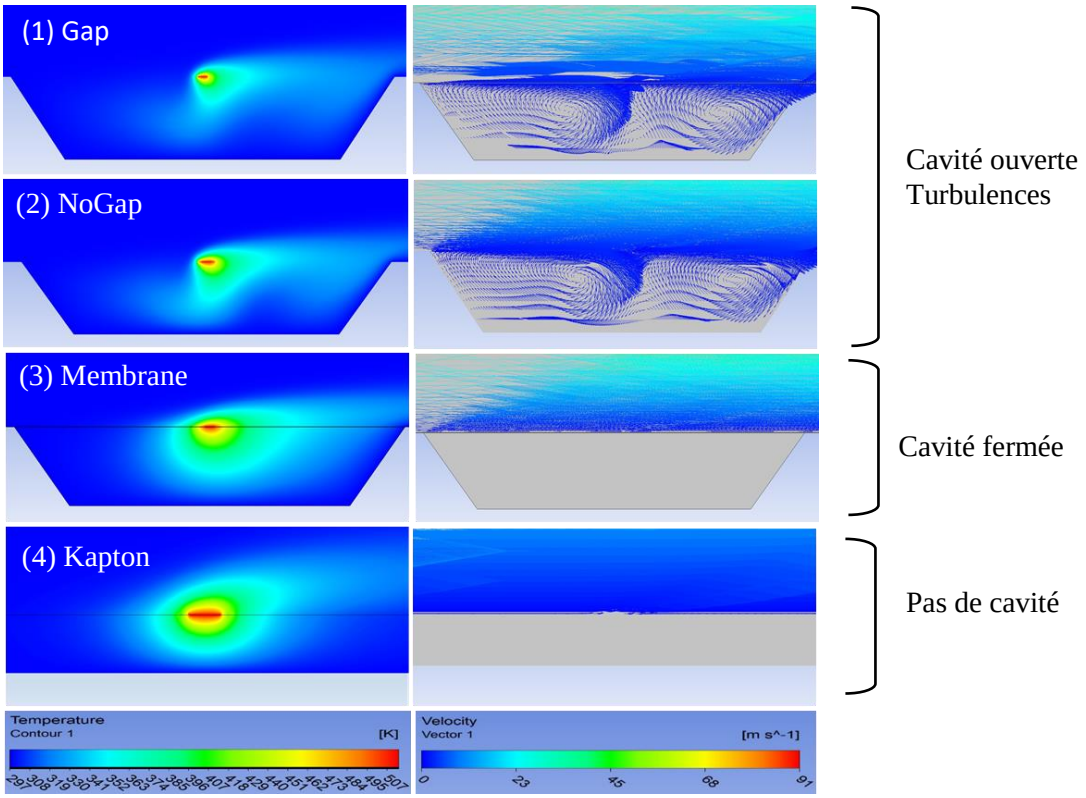



Figure 58. Champs de température et de vitesse pour les structures gap, noGap, membrane et kapton pour un écoulement et une contrainte de 2.4 Pa.

La Figure 59 présente les profils de température pour les différentes structures avec et sans l'écoulement du fluide. Les résultats sans écoulement sont ceux du haut et les résultats avec un écoulement sont du bas. La conduction dans le nitrure s'observe à la fois sur la membrane et le noGap. En effet, si l'on regarde les graphiques sans écoulement, les températures des détecteurs pour la membrane et le noGap sont quasiment identiques jusqu'aux détecteurs et proches de la température de chauffe (513 K). En opposition aux deux précédentes structures, le gap crée une rupture thermique par l'air et les températures de ses détecteurs chutent à 460 K. Le profil du NoGap dans les zones sans $SiN_x$ retrouve les courbes de températures du gap alors que la membrane garde le profil correspondant à la conduction et la décroissance de sa température se fait plus lentement. Concernant la structure kapton, son gradient de température est important et le capteur kapton sera potentiellement sensible à l'écoulement comme nous allons le voir. Ce capteur aura l'avantage d'être robuste car il ne présente pas de fil suspendu et conserve une isolation thermique important. Avec l'écoulement du fluide, les gradients de température se décalent comme présenté sur la Figure 58. On remarque que l'écoulement sur la membrane n'a peu ou moins d'impact sur le delta de température alors que le delta sur les détecteurs est bien plus significatif pour le gap et le nogap.

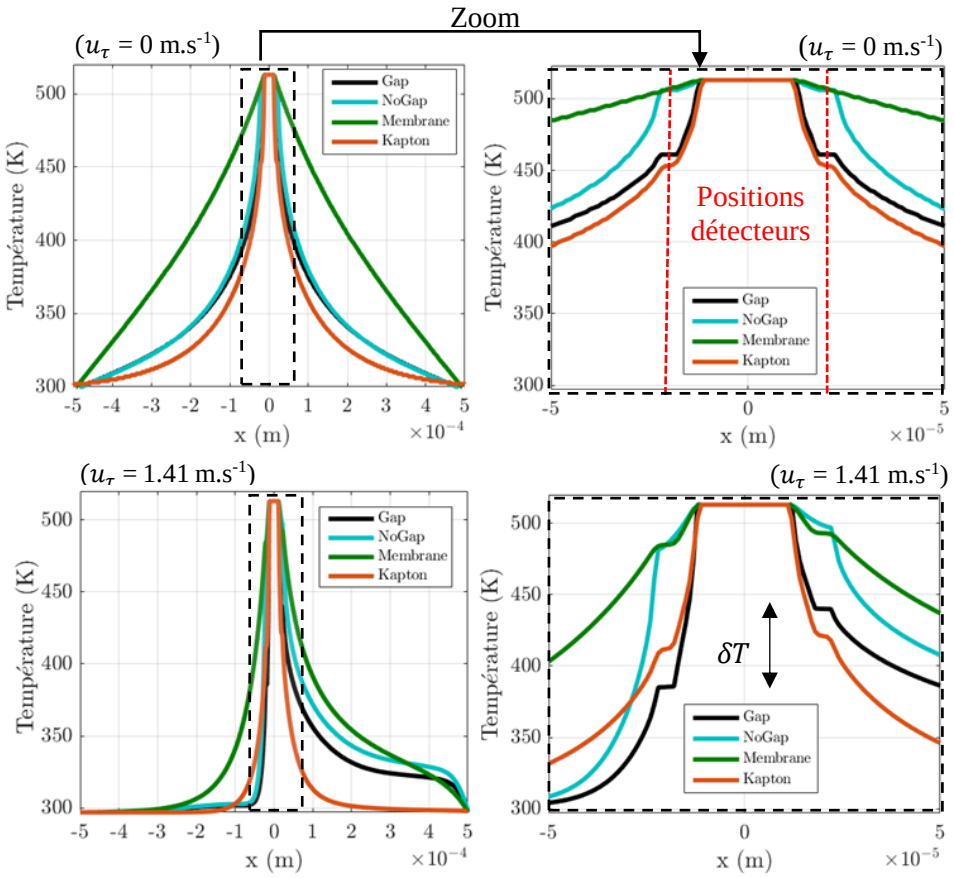



Figure 59. Profils de température le long de la cavité pour les différentes structures sans et avec un écoulement du fluide ($u_\tau = 1.41\ m.s^{-1}$).

La Figure 60 présente la différence de température entre l'amont et l'aval de la résistance de chauffe. Les graphiques permettent de comparer les quatre structures sur la valeur de leur delta T au niveau des résistances de détection, mais également d'observer le comportement de ces valeurs sur la longueur de la cavité. Le positionnement des détecteurs n'est pas au maximum de la courbe du delta T mais proche de la résistance de chauffe afin de maintenir une haute étendue de mesure. On remarque clairement que la réponse des détecteurs sur la structure gap est plus élevée que les autres structures. Ce résultat confirme l'intérêt d'un gap d'air entre les résistances si l'on souhaite cibler une sensibilité élevée.

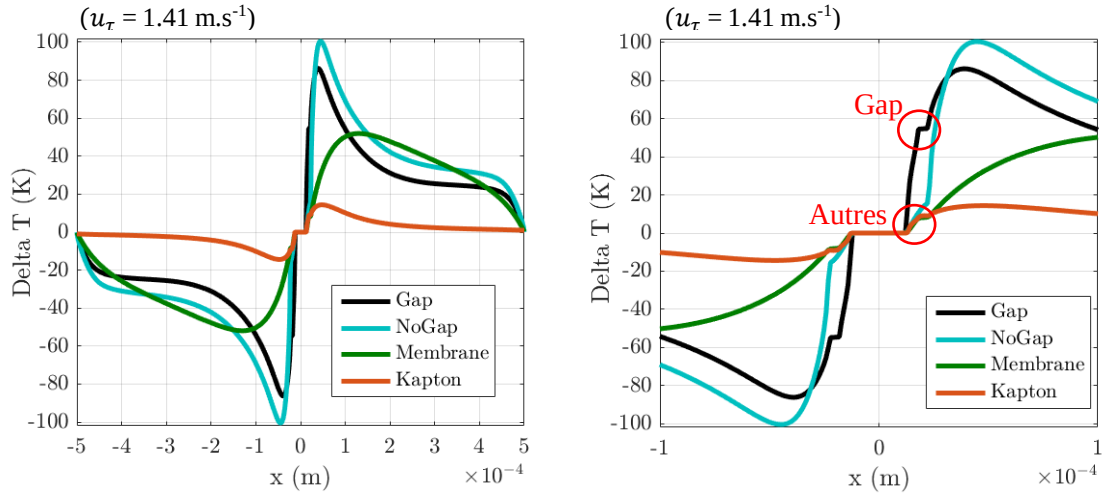



Figure 60. Calcul du delta de température pour les quatre structures du capteur avec une écoulement du fluide ($u_\tau = 1.41\ m.s^{-1}$).

Les résultats précédents montrent que l'ouverture de la cavité a un impact positif sur la sensibilité du capteur car nous observons que la température du détecteur en amont diminue plus facilement pour les structures gap et nogap. Cela s'explique par la présence de profils de vitesse incidents des structures à cavité ouverte plus élevés que les profils de vitesse sur les structures fermées. Néanmoins, les structures à cavité ouverte ont le désavantage d'être potentiellement plus fragiles mécaniquement parlant.

### 3.2.3.3. Étendue de mesure et sensibilité des différentes structures

La réponse calorimétrique des quatre structures en fonction de la vitesse de frottement $u_\tau$ est représentée sur la Figure 61. L'étude précédente sur la structure initiale nous a montré que la différence entre les deux résistances de détection augmente avec la vitesse de frottement et que l'étendue de mesure de la réponse calorimétrique est limitée lorsque cette différence sature ou diminue. Cependant, les résultats numériques montrent aussi que plus les dispositifs présentent une structure mécanique robuste, plus l'étendue de mesure augmente. En effet, la conduction va maintenir le gradient thermique entre la résistance de chauffe et les résistances de détection. En revanche, ces structures seront nettement moins sensibles à l'écoulement du fluide. Malgré le fait que la conduction dans le nitrure de silicium diminue la sensibilité du capteur, une structure comme celle de la « membrane » ou du « kapton » permettrait de supprimer les phénomènes turbulents créés par la géométrie de la cavité. En plus d'être robuste aux phénomènes aérodynamiques extrêmes, l'intérêt de ces deux structures résiderait donc dans la mesure de l'écoulement en surface sans altérer l'écoulement lui-même.

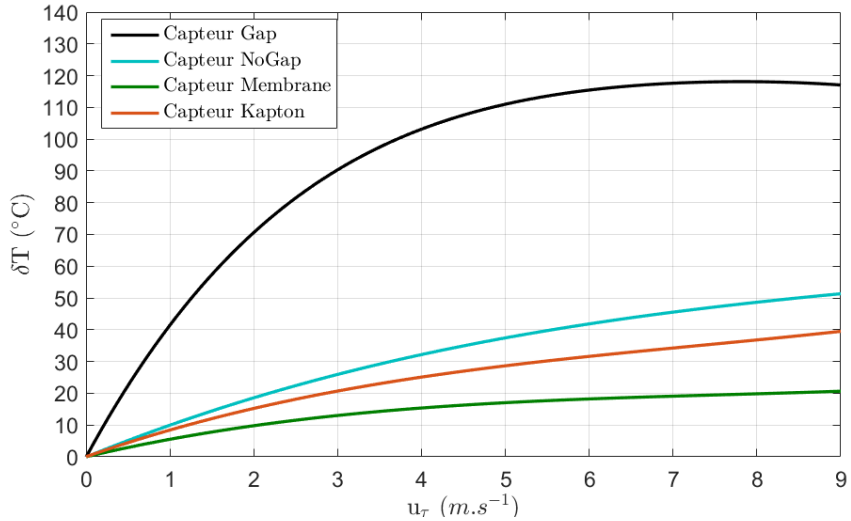



Figure 61. Réponse calorimétrique des quatre structures du capteur.

Les valeurs des sensibilités et des étendues de mesure de chaque structure se retrouvent dans le tableau ci-dessous.

Tableau 12. Valeurs numériques des sensibilités et des étendues de mesure des quatre structures du capteur.

| | Capteur Gap | Capteur NoGap | Capteur Membrane | Capteur Kapton |
|---|---|---|---|---|
| Sensibilité (°C.m$^{-1}$.s) | 45.5 | 10.3 | 5 | 8.3 |
| Etendue de mesure (m.s$^{-1}$) | 8 | >> 9 | >> 9 | >> 9 |

Cette partie nous a permis de montrer, d'un point de vue quantitatif, l'intérêt de la structure gap avec et des fils suspendues dans la perspective d'améliorer de la sensibilité du capteur. Les autres structures, à films chauds avec de la conduction thermique, seront d'avantage employées dans la mesure des écoulements à fortes contraintes grâce à leurs hautes étendues de mesure.

### 3.2.4. Conclusion de l'étude numérique des quatre structures du capteur calorimétrique

Nous venons d'étudier le comportement du gradient thermique des quatre structures du capteur calorimétrique. Un premier résultat a montré l'influence d'une cavité ouverte sur l'écoulement proche paroi. Les champs de vitesse des structures gap et nogap affichent des phénomènes tourbillonnant au sein de leur cavité, avec des profils de vitesse incidents plus élevés que sur la paroi. Ce qui a pour conséquence une influence sur la sensibilité du capteur. Les structures avec une cavité ouverte ont une sensibilité plus élevée que les structures sans ouverture car les profils incidents sont plus importants. Néanmoins, les structures à cavité ouverte sont supposées fragiles aux écoulements extrêmes car l'intensité de l'écoulement turbulent dans la cavité est un facteur potentiellement destructif pour les résistances [63]. Un deuxième résultat a montré que les structures avec une membrane ou avec le kapton ont une diminution d'un facteur jusqu'à cinq sur leur sensibilité par rapport à la structure gap. Un choix se présente donc entre augmenter la sensibilité et améliorer la robustesse et l'étendue de mesure du capteur. Prenons l'exemple du capteur sur kapton. En théorie, ce capteur est robuste mais avec une diminution de la sensibilité due à la perte de conduction dans le substrat. Malgré cela, si sa sensibilité est assez élevée pour détecter les phénomènes aérodynamiques sur des surfaces incurvées, ce capteur serait idéal pour des mesures avec des écoulements pour des contraintes pariétales plus élevées. Les résultats expérimentaux présentés dans le chapitre 5 permettront de compléter et conforter les résultats numériques de ce chapitre.

# CHAPITRE 4 Conception des capteurs calorimétriques : De la micro-fabrication au dispositif final

Ce chapitre présente les procédés de conception et de fabrication des capteurs calorimétriques sur substrat rigide et souple jusqu'à leur instrumentation.

Une première partie présentera les techniques de dépôt des différentes couches constituant les capteurs. Parmi les matériaux utilisés, nous retrouverons les substrats en silicium et en kapton, la couche métallique active de platine et la couche de diélectrique de nitrure de silicium.

Une deuxième partie introduira les différentes techniques de fabrication en salle blanche employées dans la réalisation des capteurs. Les principales étapes de fabrication telles que la photolithographie UV et les procédés de gravure des différentes couches seront détaillées.

Une troisième partie présentera les étapes de fabrication des différents capteurs. La géométrie des masques employés dans la réalisation des motifs sera précisée et des images permettront de visualiser les structures finales des capteurs. Enfin, la mise en place des capteurs avec leur instrumentation sera également présentée.

# 4.1. Techniques de dépôt des différentes couches comme base des capteurs sur substrat rigide et souple

## 4.1.1. Dépôt des couches de SiNx et de platine comme base du capteur calorimétrique sur substrat silicium

### 4.1.1.1. Substrat en silicium

Le silicium constitue le matériau de base des procédés de fabrication de composants électroniques. Les raisons sont multiples. Tout d'abord, la silice, composant du silicium, se trouve en abondance sur Terre, le silicium est donc employé en grande quantité et à bas coût. Le silicium est également un matériau semi-conducteur, une propriété indispensable dans la conception de composants électroniques tels que les transistors. De par les propriétés cristallines du silicium, le procédé de fabrication par tirage Czochralski permet d'obtenir des lingots de silicium sous forme monocristalline. Le découpage de ces lingots forme ensuite des tranches de silicium (wafers) avec une planéité remarquable. Il est donc possible de déposer les matériaux constituant le composant sur des mêmes plans. Le silicium monocristallin d'orientation <100> et une épaisseur de 400 µm a été utilisé dans la conception des capteurs. Le type d'orientation est expliqué en détail dans la présentation du procédé de gravure du silicium.

### 4.1.1.2. Dépôt de la couche de nitrure de silicium

Le platine étant un matériau conducteur et le silicium un matériau semi-conducteur, une couche de diélectrique entre ces deux matériaux est donc nécessaire afin de garantir une isolation électrique indispensable au fonctionnement du capteur. Le choix du nitrure de silicium ($SiN_x$) comme couche diélectrique fait suite aux précédents travaux de l'IES réalisés sur des structures identiques [64] [65]. L'oxyde de silicium ($SiO_2$) est également un choix de couche diélectrique. Cependant, les matériaux de la famille des oxydes possèdent des propriétés mécaniques incompatibles avec la réalisation des structures suspendues sous contraintes telles que les résistances du capteur le seront. Le $SiN_x$ utilisé pour le capteur a été réalisé au LAAS à Toulouse par le procédé LPCVD (Low Pressure Chemical Vapor Deposition). Cette technique a l'avantage de former une couche de $SiN_x$ avec une densité élevée (3.1 $g.cm^{-3}$) capable de résister aux attaques chimiques. Cette couche diélectrique a donc plusieurs intérêts : former une barrière électrique entre le métal et le substrat, protéger le substrat lors de la gravure humide de la cavité du capteur et assurer une rigidité mécanique aux ponts suspendus. Une couche de $SiN_x$ de 500 nm est donc déposée sur les deux faces du silicium.

### 4.1.1.3. Dépôt de la couche de platine

La couche mince de platine constitue le matériau actif du capteur. Elle fait office de couche conductrice et d'élément sensible à la température. Le platine a les atouts d'être un métal de grande stabilité dans le temps et pour des hautes températures, tout en ayant un coefficient de température et une résistivité élevés. En effet, ce dernier point permet de maximiser la sensibilité du capteur. Le coefficient de température de la résistance est une caractéristique importante pour les matériaux en couche mince (CTR du platine de $3{,}92.10^{-3}.°C^{-1}$). Cependant, le platine adhère mal sur le nitrure de silicium. Une couche d'accroche est donc nécessaire afin de fixer le platine sur le substrat. Cette couche permettra d'améliorer l'adhérence du platine. Des précédents travaux sur des structures identiques ont montré que les propriétés de l'oxyde de tantale ($Ta_2O_5$) remplissent les critères d'adhérence et de stabilité en température [66] [67]. Une couche d'adhérence de $Ta_2O_5$ d'une épaisseur de 20 nm environ et une couche de platine d'une épaisseur de 200 nm sont déposées dans un bâti d'évaporation par canon à électrons (Figure 62). Le principe de fonctionnement d'un dépôt par canon à électrons se base sur l'évaporation du matériau sur la surface de l'échantillon dans un bâti sous vide. Une quantité importante d'électrons est focalisée sur le matériau, apportant une quantité d'énergie suffisante pour le chauffer à sa température d'évaporation. Une balance en quartz permet de suivre en temps réel l'épaisseur du matériau déposé.

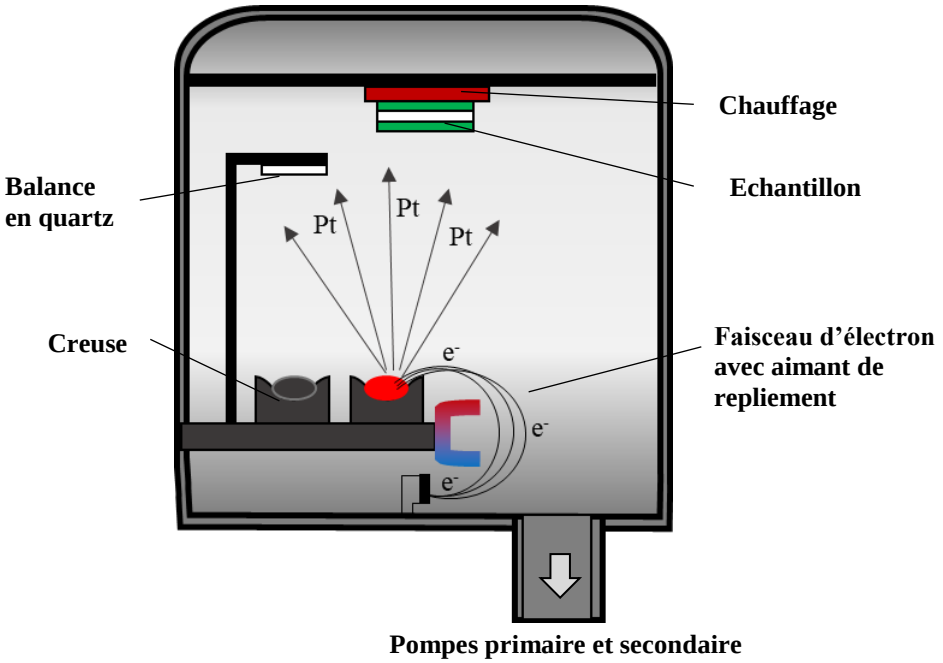



Figure 62. Schéma de principe d'une évaporation par canon à électrons dans un bâti sous vide.

Tableau 13. Paramètres de dépôt par évaporation du $Ta_2O_5$ et du platine.

| Paramètres du dépôt par évaporation | $Ta_2O_5$ | Pt |
|---|---|---|
| Pression de $O_2$ (Torr) | $8.10^{-5}$ | $\sim 10^{-6}$ |
| Température du substrat (°C) | 550 | 550 |
| Vitesse de dépôt ($nm.s^{-1}$) | 0.2 à 0.3 | 1 à 1.5 |
| Epaisseur (nm) | 20 | 200 |

## 4.1.2. Dépôt de la couche de platine comme base du capteur calorimétrique sur substrat kapton

### 4.1.2.1. Présentation du kapton

Le kapton est un film de polyimide souple. En plus d'une flexibilité et d'une résistance mécanique intéressantes, le kapton a d'autres propriétés avantageuses pour la réalisation d'un capteur thermique. Pour rappel, le substrat du capteur doit permettre d'isoler thermiquement les résistances métalliques sans creuser de cavité, mais également d'isoler électriquement les résistances entre elles. Le kapton répond à ces critères par une résistance diélectrique élevée (118 $kV.mm^{-1}$), une conductivité thermique faible (0.12 $W.m^{-1}.K^{-1}$) et une stabilité en température jusqu'à 400°C.

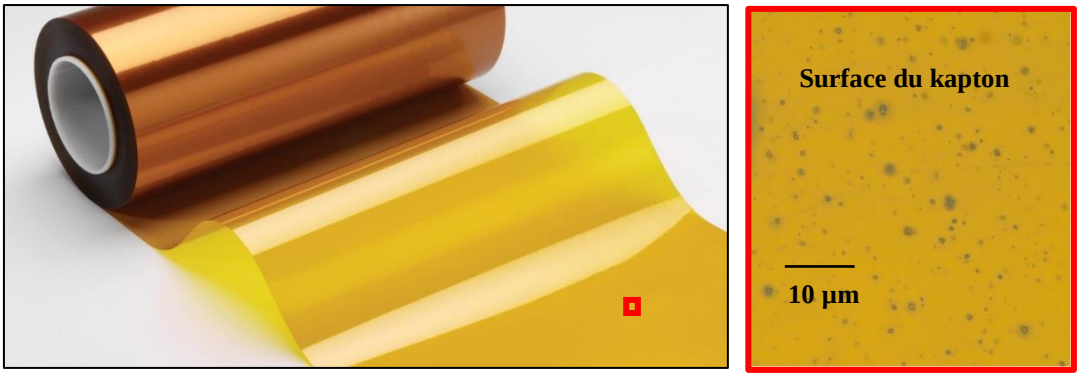



Figure 63. Représentation d'une feuille de kapton flexible et image au microscope de la surface du kapton.

Malgré les avantages du matériau, la surface kapton n'est pas très bien adaptée aux étapes de microfabrication. Une surface flexible seule ne peut être utilisée pour la réalisation des étapes technologiques. Un procédé de mise sur support rigide et plan sera détaillé par la suite pour répondre à cette problématique. De plus, une image au microscope à l'échelle micrométrique montre des défauts ponctuels susceptibles de fragiliser la couche de platine déposée. Le dimensionnement des motifs sera donc choisi en fonction de la taille de ces défauts, le principe étant de définir la plus petite dimension du motif plus grande que la taille des défauts.

### 4.1.2.2. Dépôt de la couche de platine

Les propriétés de la couche de platine comme matériau conducteur du capteur ont été introduites précédemment. Cette partie va présenter de manière visuelle la nécessité d'un dépôt par évaporation du platine sur le kapton. Pour cela, deux dépôts de platine ont été comparés : un dépôt par pulvérisation (Figure 64 a)) et un dépôt par évaporation (Figure 64 b)). Le dépôt par pulvérisation ne permet pas la réalisation d'une couche homogène et conductrice, des craquelures sont visibles à la surface du platine. D'autre part, le dépôt par évaporation montre une couche homogène et conductrice. Des défauts ponctuels sur la surface sont tout de même visibles. Ces défauts proviennent du relief du kapton. La couche de platine se calque sur le relief du kapton et il n'est pas possible de corriger ces défauts. La différence entre ces deux dépôts s'explique par le fait que la pulvérisation engendre du stress mécanique beaucoup plus important que le dépôt par évaporation. De plus, un recuit thermique de l'échantillon a été effectué directement dans le bâti d'évaporation et qui relaxe les contraintes. (320°C pour le kapton).

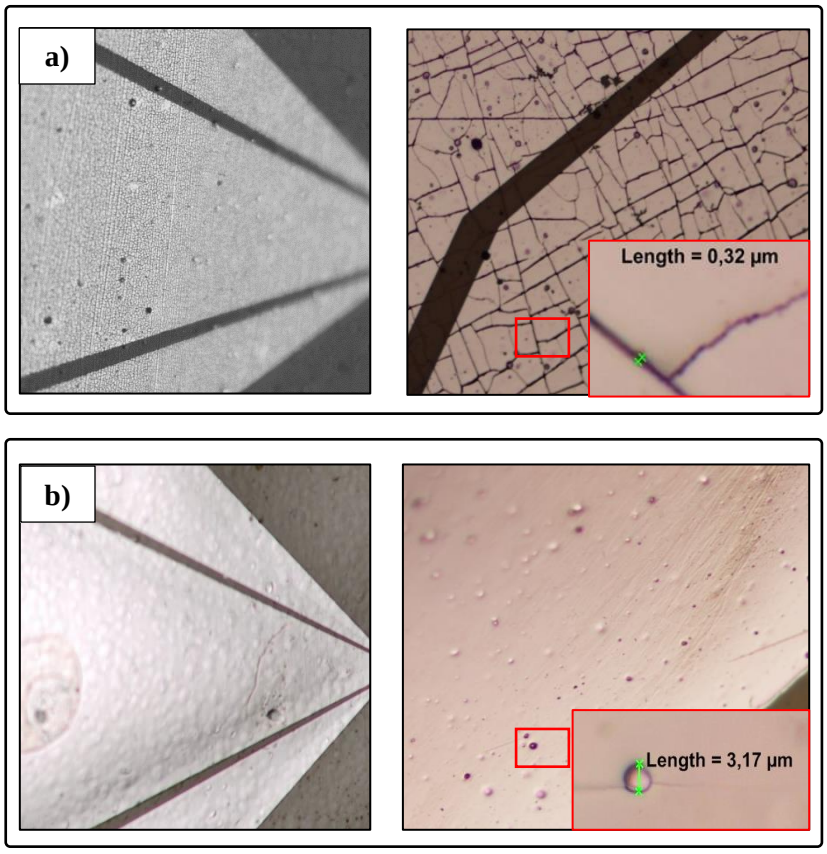



Figure 64. Comparaison des images du platine sur kapton par pulvérisation et par un dépôt par évaporation.

Le changement de substrat du silicium en kapton entraîne également la problématique de la couche d'accroche. Pour cela, une couche d'accroche de titane (Ti) sera préférée au $Ta_2O_5$. Le titane a des propriétés d'accroche identiques au $Ta_2O_5$. Seulement, il réagit lors de la gravure du silicium et n'est donc pas employé dans la conception du capteur sur substrat silicium. On retrouve l'utilisation du titane dans les précédents travaux de thèse au sein de l'IES [65].

# 4.2. Présentation des techniques de micro fabrication

Cette partie présente les différentes techniques de micro fabrication utilisées pour la conception des capteurs calorimétriques. Les étapes de fabrication ont été réalisées dans la Centrale de Technologie en Micro et nanoélectronique (CTM), plateforme de recherche au sein de l'université de Montpellier.

## 4.2.1. Conception des motifs par photolithographie UV

Les motifs du capteur calorimétrique sont de tailles micrométriques. Comme nous l'avons vu dans l'étude théorique et numérique, la réduction des dimensions du capteur est nécessaire à l'amélioration de sa sensibilité et de sa bande passante. En effet, les résistances sont des éléments sensibles et en lien avec la détection des fluctuations de l'écoulement de mêmes dimensions. La technique de conception capable de réaliser des motifs proches du micromètre est la photolithographie UV. Le principe de fonctionnement réside dans le transfert du motif d'un masque sur une résine photosensible par une insolation de rayonnement ultraviolet (UV). Cette technique propre à la microélectronique est délicate car elle nécessite une grande maîtrise expérimentale pour ses nombreuses manipulations. Cette partie va donc présenter les étapes de réalisation d'un motif par photolithographie UV telles qu'elles ont été réalisées au sein de la salle blanche de l'université de Montpellier.

### 4.2.1.1. Dépôt d'une couche de résine photosensible

Les résines photosensibles sont des composés organiques dont les propriétés sont marquées par le rayonnement UV [68]. En fonction du procédé de fabrication souhaité, deux types de résines existent : les résines positives et les résines négatives. Les résines positives sont composées d'un additif. Lorsque la résine est exposée aux UV, cet additif se transforme en une base acide carboxylique permettant de rendre la résine soluble dans une solution de développement. Ainsi, pour les résines positives, la partie exposée aux UV va disparaître et la partie cachée par le motif d'un masque va rester. A l'inverse, les résines négatives deviennent insensibles au développement lorsqu'elles sont exposées aux UV. Ainsi, pour les résines négatives, la partie insolée aux UV va rester et la partie cachée par le motif d'un masque va disparaître. Une des utilisations de la résine négative est la réalisation de Lift-Off, un procédé de conception de motif sans gravure. La couche non gravée est déposée entre la réalisation du motif en résine et le développement. La résine développée emmènera avec elle la partie non désirée lors du développement. Dans notre cas, le choix d'une résine positive est nécessaire car les multicouches de l'échantillon sont conçues en amont avec une température élevée incompatible avec la résine.

Une première étude sur le choix de la résine positive a permis la réalisation des motifs souhaités du capteur. En effet, pour satisfaire l'ensemble des procédés de fabrication, plusieurs types de résines existent avec des propriétés différentes. Il faut savoir que l'épaisseur de la résine doit être inférieure à la taille du plus petit motif souhaité, de quelques micromètres dans

notre cas. Cette épaisseur, que l'on souhaite proche du micromètre, est modulable sur deux paramètres : la viscosité de la résine et le procédé de dépôt. Le procédé de dépôt utilisé dans la salle blanche est présenté sur Figure 65. Tout d'abord, l'échantillon est placé au centre d'une centrifugeuse et fixé à un support par aspiration. Ensuite, la résine est déposée manuellement sur toute sa surface avant d'être étalée par la force centrifuge (Spin-coating). Enfin, l'échantillon et sa couche de résine sont placés sur une plaque chauffante afin de durcir la résine et d'évaporer les solvants. Dans ce procédé, la vitesse de rotation et le temps de rotation sont deux paramètres qui influent sur l'épaisseur de la résine. Pour la réalisation de nos motifs, la rotation maximale de 6000 tr/min et un temps de 30 s de rotation ont permis d'affiner l'épaisseur des résines étudiées. Une résine avec une viscosité faible sera préférée afin que sa répartition sur l'échantillon soit la plus homogène possible et avec une épaisseur la plus fine. Le choix de la résine sera présenté dans un tableau comparatif après la présentation des prochaines étapes utiles à sa compréhension.

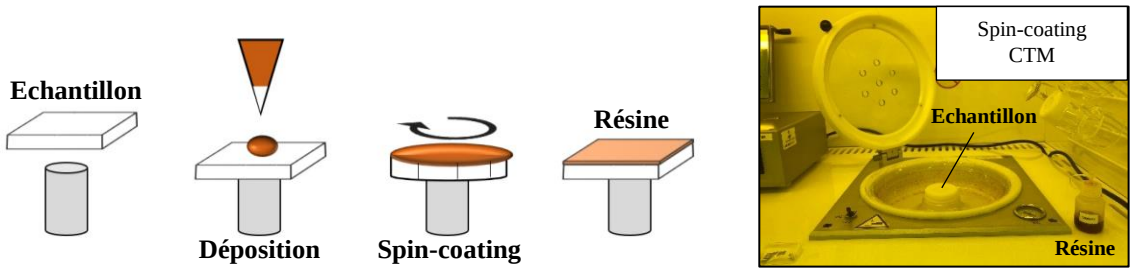



Figure 65. Etapes de déposition d'une couche de résine photosensible.

### 4.2.1.2. Insolation par photolithographie UV

L'insolation de la résine par photolithographie UV est l'étape suivante dans la conception des motifs du capteur. Le principe consiste à aligner et contacter la surface d'un masque avec la surface résinée de l'échantillon afin d'insoler par rayonnement UV la résine non protégée (Figure 66).

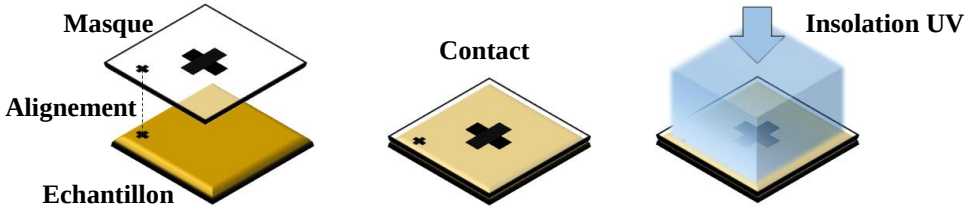



Figure 66. Etapes d'insolation de la résine par photolithographie UV.

La salle blanche possède deux équipements de photolithographie, une MJB4 SUSS et une EVG 620. Ces deux machines permettent toutes les deux la réalisation des motifs du capteur. Cependant la MJB4 est préférée car elle permet de manipuler des petits échantillons avec de faibles surfaces. En effet, l'étude paramétrique du capteur s'est faite par la réalisation unitaire de plusieurs structures. L'EVG 620 sera quant à elle préférée dans la conception de

motifs sur wafer 4 pouces et la fabrication en grande série. La MJB4 permet également de réaliser un contact par aspiration permettant de réduire l'espace entre l'échantillon et le masque et ainsi limiter les phénomènes de diffraction de la lumière UV, des phénomènes visibles également lorsque la surface n'est pas plane.

Un exemple d'effet indésirable sur le contact est les effets de bord. Lorsque la résine s'étale sur l'échantillon, si celui-ci n'est pas circulaire, une accumulation de la résine se produit sur les bords. L'épaisseur de la résine n'est pas homogène et le contact avec le masque perd en qualité. Le capteur sur substrat silicium est de forme carrée. Des effets de bords existent donc dans les coins où l'épaisseur de la résine est plus importante. La Figure 67 montre la mesure de l'épaisseur de la résine sur les bords d'un échantillon de silicium. Il a été mesuré jusqu'à 1 µm d'épaisseur en plus dans les coins de l'échantillon. Les études sur la conception de motifs entre 1 à 10 µm de large montrent que les effets de bords ont un impact sur les motifs inférieurs à 3 µm. Pour les motifs les plus fins, une solution, dite de double insolation, existe pour supprimer les effets de bords. Une première insolation UV avec un cache permet de n'insoler que les bords de l'échantillon afin d'enlever la résine indésirable lors du développement. L'insolation avec le motif souhaité peut donc être réalisée sans effet de bord.

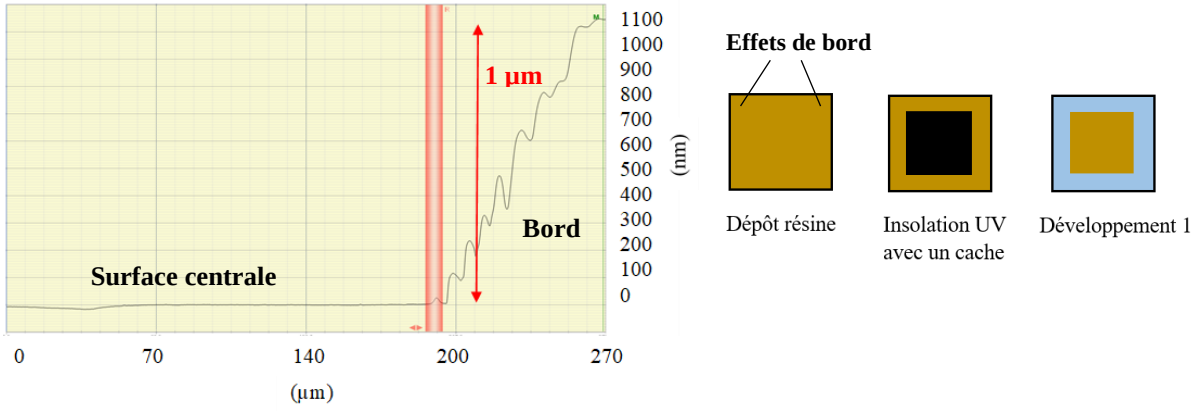



Figure 67. Mesure de la planéité de la résine (AZ701) sur les bords au profilomètre Dektak et procédé de suppression des effets de bords.

En plus d'un bon contact entre le masque et l'échantillon, le temps d'exposition au rayonnement UV est un paramètre déterminant dans la conception du motif. Une étude du temps d'exposition est nécessaire. Le temps d'insolation idéal doit permettre de changer les propriétés de toute la résine visible sans surexposer l'échantillon. En fonction de la puissance de la lampe UV utilisée et donc du type de machine, ce temps peut varier.

### 4.2.1.3. Développement de la résine

Le développement de la résine est la dernière étape de conception des motifs par photolithographie. Le développement de l'échantillon consiste à le plonger dans une solution de développement afin de dissoudre la résine insolée (Figure 68). Le développeur utilisé pour la résine positive est le développeur AZ 726. Le motif est révélé après un temps de développement de 1 minute.

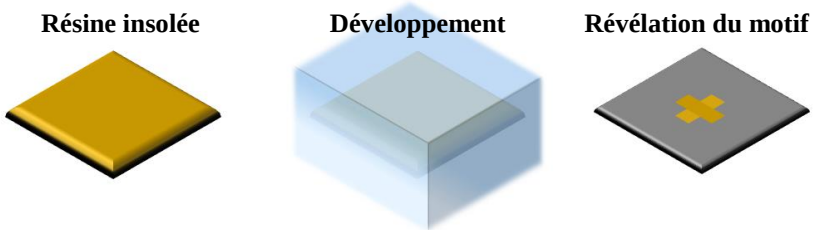



Figure 68. Etapes de révélation du motif par développement.

La qualité des étapes de lithographie n'est visible que lors de la révélation du motif. Malgré des étapes de conception maîtrisées, le résultat d'un motif sans défaut n'est pas simple. La propreté de l'échantillon et du masque, les effets de bords, un contact du masque non optimal ou encore un temps de développement trop long sont des facteurs aggravant les défauts du motif final. La Figure 69 présente les résultats des motifs pour des procédés avec défauts et sans défaut. Les défauts que l'on retrouve principalement sont des flancs de motif non droits et des largeurs de motifs différentes de celles du masque. Si le motif se présente sans défaut, il sera recuit sur une plaque chauffante puis servira de couche de protection pour l'étape suivante : la gravure par plasma.

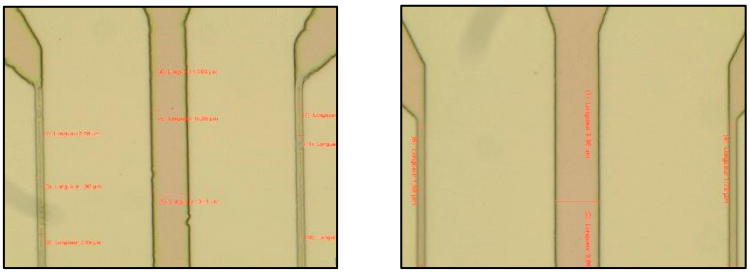


Figure 69. Résultats des motifs en résine pour un procédé de lithographie UV avec et sans défaut.

La totalité des lithographies a été réalisée avec une résine positive AZ 701. Un plan d'expérience sur les paramètres : temps d'exposition UV et temps de développement a permis de trouver la résine la plus adaptée à la réalisation de motifs proches du micromètre (Tableau 14). La résine AZ 701 permet d'obtenir des flancs droits et sans défaut et son épaisseur est de 800 nm pour un spin-coating de 6000 tr/min.

Tableau 14. Etude des résines positives pour une résolution de fabrication de motifs à 1 µm.

| Résine | Avantages | Inconvénients |
|---|---|---|
| **AZ 1518** | - Motifs bien définis | - Limite de résolution à 2 µm |
| **AZ 1505** | - Faible épaisseur : 500 nm pour un spin-coating à 4000 tr/min | - Défauts sur les flancs<br>- Limite de résolution à 2 µm |
| **S 1805** | - Motifs bien définis<br>- Permet d'atteindre des dimensionnements de 1 et 2 µm | - Trop fine pour graver des couches > 500 nm |
| **AZ 701** | - Motifs très bien définis<br>- Permet d'atteindre des dimensionnements de 1 et 2 µm | |

## 4.2.2. Gravure Ionique Réactive (RIE)

La gravure ionique réactive ou Reactive Ion Etching (RIE) est un procédé de gravure sèche par plasma. Le principe de fonctionnement vise à bombarder d'ions la surface de l'échantillon à graver. Le motif en résine, dont le procédé de création est présenté dans la partie précédente, servira de couche de protection. Le bombardement est généralement assuré par un plasma, un gaz ionisé. La CTM possède un bâti de gravure RIE dont le principe de fonctionnement est visible sur la Figure 70.

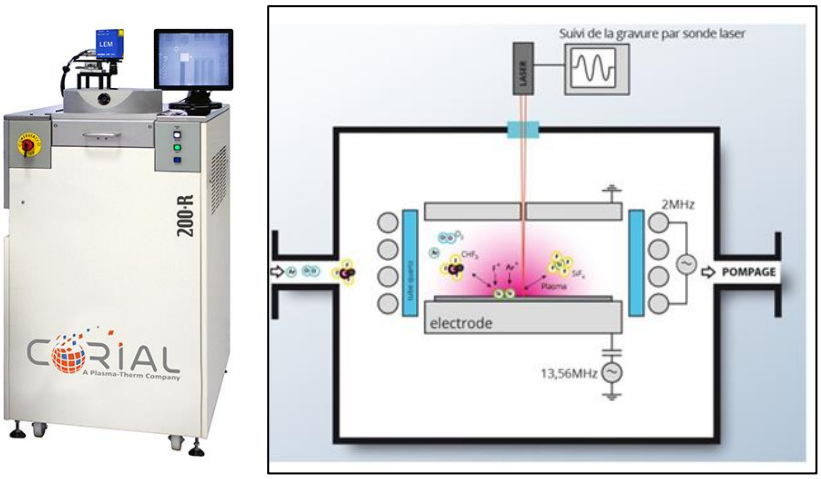



Figure 70. Schéma de fonctionnement du bâti de gravure ICP RIE 210IL de l'IES de Montpellier.

L'échantillon est placé dans une enceinte mise sous vide par une pompe moléculaire et une pompe secondaire. Cette enceinte possède des entrées pour les précurseurs, les gaz rares ionisés, et un dispositif ICP (Inductively Coupled Plasma) maintenant le plasma par un générateur LF à 2 MHz. Un second générateur RF à 13,56 MHz relié au support va permettre d'accélérer les ions vers la surface à graver. Lors du procédé, une sonde laser suit en temps réel l'avancée de la gravure. Un faisceau envoyé sur la surface se réfléchit en deux fois entre la surface de la couche qui se grave et la surface de la couche inférieure. La somme de ces deux faisceaux crée une figure d'interférence et la période de ce signal représente la quantité gravée par le plasma.

Ce procédé a l'avantage de garder un contrôle en temps réel sur une gravure isotrope. Il est donc possible de garder les flancs des motifs finaux parfaitement droits. En jouant sur la nature et la quantité de précurseurs injectés dans l'enceinte plasma, la vitesse de gravure peut être optimisée. Pour la gravure d'une couche métallique de platine, un unique plasma d'argon ($Ar^+$) est utilisé. Cette gravure est purement physique, les ions d'argon bombardent la surface du platine et les atomes se détachent. Pour la gravure d'une couche de $SiN_x$, un mélange gazeux de dioxygène $O_2$ et de $CHF_3$ est utilisé. Cette gravure est physicochimique, les atomes de fluor vont, en plus d'une interaction mécanique, réagir chimiquement avec les atomes de silicium qui compose la couche à graver. Le gaz $SiF_4$ produit est ensuite évacué par le dispositif de pompage.

### 4.2.3. Gravure humide du silicium dans une solution KOH

La réalisation de la cavité du capteur sur substrat silicium se fait par une gravure humide du silicium dans une solution de KOH. Le KOH est une solution obtenue par le mélange de cristaux d'hydroxyde de potassium dilués dans de l'eau déminéralisée. Ce procédé de gravure n'est pas unique. Il existe différentes manières de graver le silicium, notamment par le procédé de gravure sèche par plasma et par des gravures chimiques isotropes. Ces différents procédés influencent la direction et la forme de la gravure. Ainsi, on distinguera les gravures dites anisotropes (Figure 71 (b) et (c)) gravant dans des directions préférentielles, des gravures isotropes (Figure 71 (a)), dans toutes les directions.

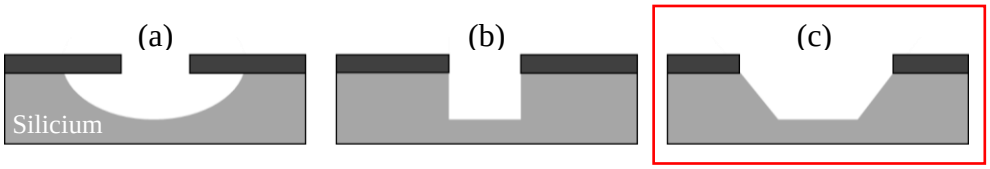



Figure 71. Différentes gravures du silicium : isotrope (a), anisotrope droite (b) et anisotrope (c).

La gravure KOH se classe parmi les procédés de gravure dits anisotropes (Figure 71 (c)). En effet, cette gravure s'opère suivant les plans cristallins du silicium. Pour visualiser son comportement isotrope, la Figure 72 illustre les plans cristallins d'un wafer de silicium. La vitesse de gravure KOH sera quasiment nulle dans les plans <100> et <110> et sera non nulle dans le plan <111>. Le plan <111> forme un angle de 54.74° par rapport au plan <110>, correspondant à l'angle de gravure de la cavité.

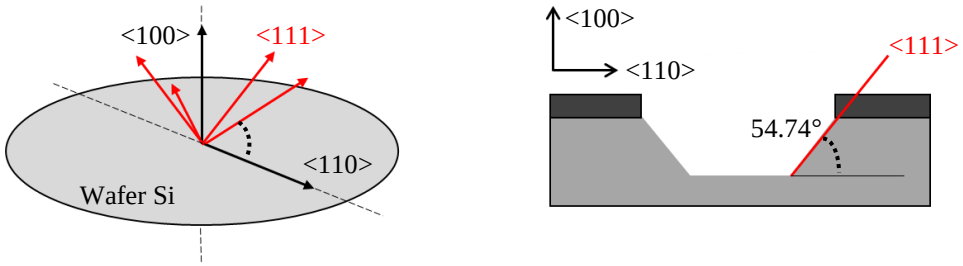



Figure 72. Représentation des plans cristallins d'un wafer de silicium <100> et schéma de l'angle de gravure d'une gravure anisotrope.

Dans notre cas, la gravure KOH est la plus adaptée à la réalisation de la cavité des capteurs sur substrat silicium. La gravure KOH grave majoritairement le silicium et peu le $SiN_x$. La couche de nitrure de silicium joue donc le rôle de masque lors de cette gravure afin de cibler la zone à graver. De plus, son comportement anisotrope en fait une gravure facilement contrôlable. Par exemple, la profondeur de la cavité, qui est fonction de la durée de gravure, sera facilement maîtrisée. Enfin, l'angle de gravure de 54.74° permet de graver facilement le silicium sous les résistances. Il est important de comprendre que la libération des résistances est possible seulement si le motif des fils est désaligné par rapport au plan <110>. La gravure du silicium sous les résistances ne pourra pas être possible si les motifs sont alignés par rapport aux axes cristallins du silicium.

La gravure KOH nécessite une mise en place relativement simple. La gravure chimique doit être réalisée sous une hotte de chimie avec un équipement de sécurité nécessaire à sa manipulation (sur gants, lunettes de protection et hotte chimie). Sa mise en place (Figure 73) comprend un bain-marie dans lequel la température de la solution KOH est contrôlée et des béchers de rinçage à l'eau afin de nettoyer l'échantillon en fin de gravure. Selon la concentration en KOH et la température de la solution, la cinétique de la gravure peut varier de 1 à 16 µm/min. Le choix d'une température de gravure à 82°C et d'une concentration à 45% de cristaux KOH a permis de contrôler l'avancée de la gravure proche de 1 µm/min.

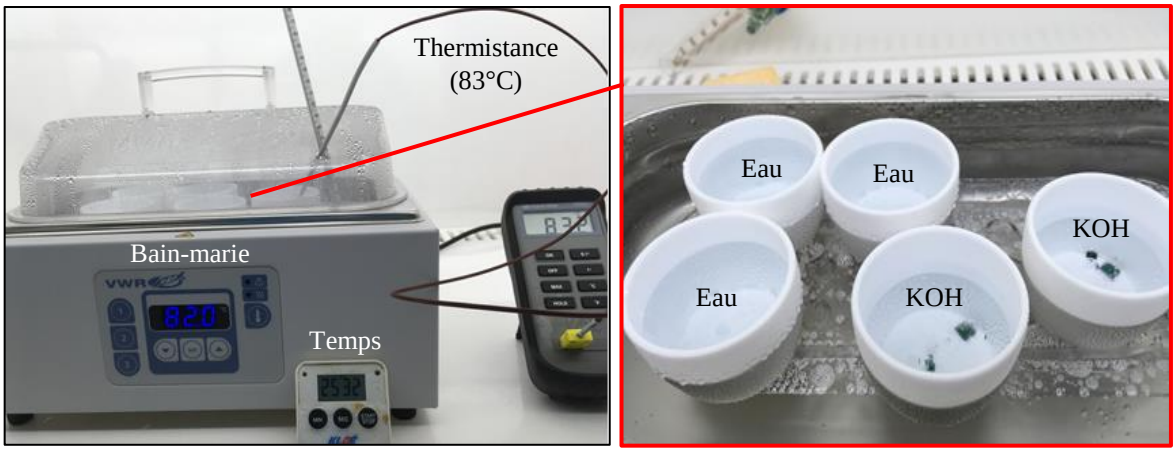



Figure 73. Fonctionnement du bain-marie pour la gravure chimique du silicium.

### 4.2.3.1. Validation de la mesure de la profondeur de la cavité

Malgré une vitesse de gravure proche de 1 micromètre, l'incertitude quant à l'objectif d'une profondeur de cavité de 200 µm est assez grande. Il est donc préférable de vérifier plusieurs fois la profondeur de la cavité si l'on souhaite arrêter la gravure sur une profondeur en particulier. Ce paragraphe présente la validation de la mesure de la profondeur de la cavité. Le principe de la mesure est géométrique. Le microscope optique permet de mesurer la distance $d$ entre le plan A (fond de la cavité) et le plan B (haut de la cavité) (Figure 74). En jouant sur le focal du microscope, il est possible de mesurer avec précision d'un bord à l'autre des plans.

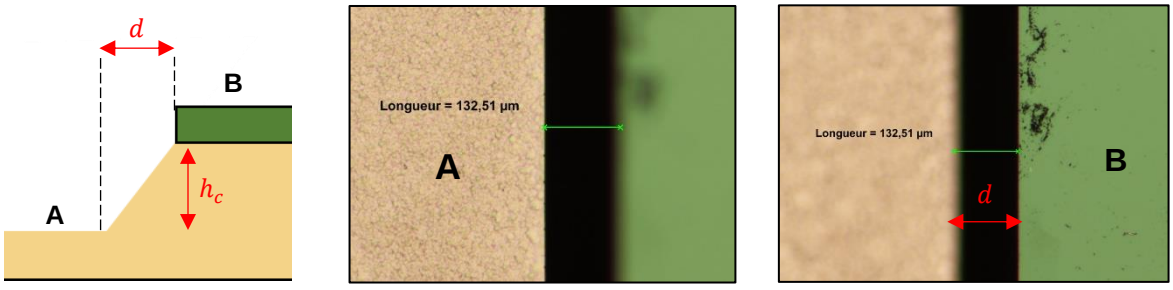
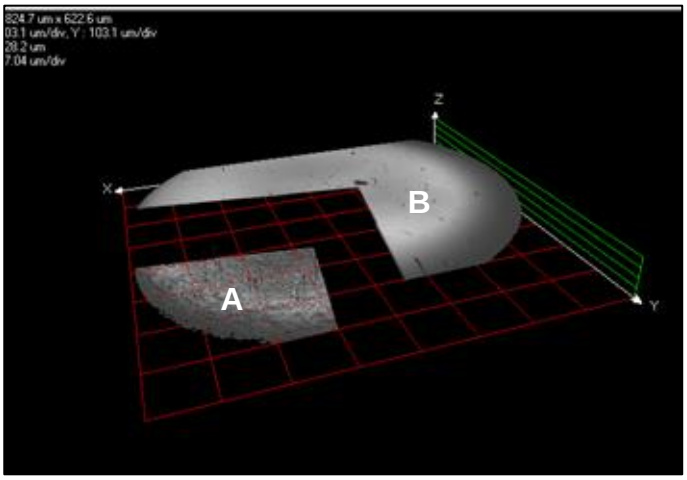



Figure 74. Mesure de la distance $d$ au microscope optique pour le calcul de la profondeur de la cavité.

L'angle de gravure de 54,74° nous permet de calculer la profondeur $h_c$ de la cavité par la relation géométrique suivante :

$$h_c = \frac{d}{\tan(90 - 54.74)}$$

Un calcul de la profondeur de cavité d'un capteur au profilomètre a permis de valider le procédé de calcul par la mesure au microscope. Pour ce capteur, la mesure de la distance $d$ entre le fond et le haut de la cavité nous donnait, par le calcul, une profondeur de 187 µm. La mesure de cette cavité au profilomètre fut de 189 µm (Figure 75). En prenant en compte l'erreur sur la mesure de la distance $d$, nous pouvons valider le procédé de calcul de la profondeur de la cavité par la mesure de distance au microscope.



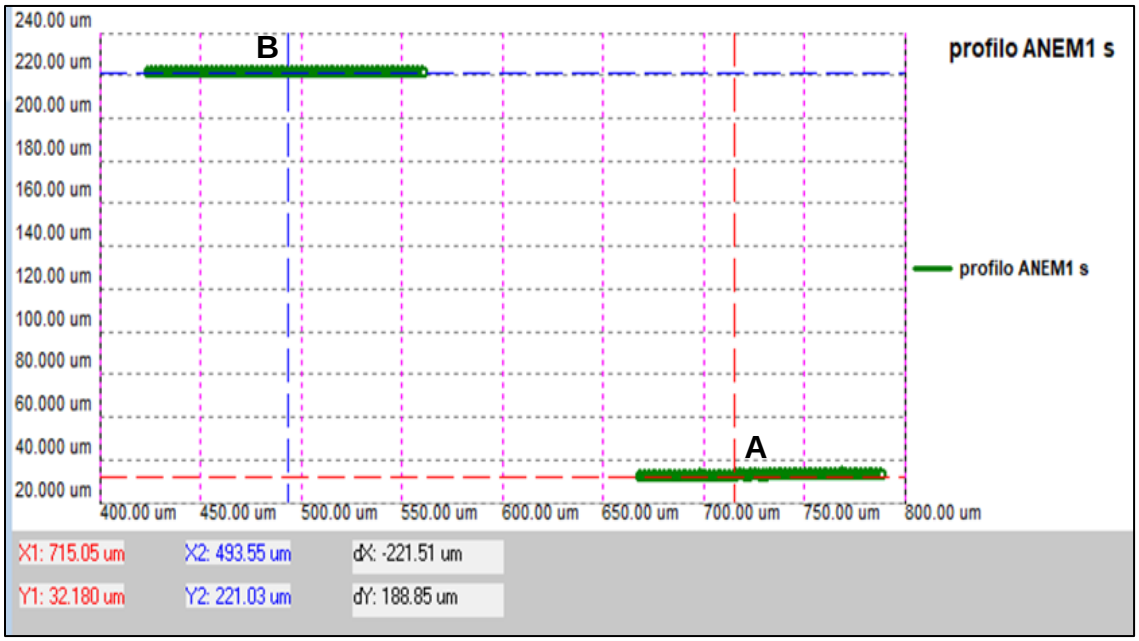




Figure 75. Image en 3D au profilomètre d'une cavité et mesure de sa profondeur (189 µm).

### 4.2.3.2. Gravure KOH pour une cavité droite et une cavité à 45°

Dans le procédé de gravure KOH du silicium précédemment exposé, il est important de comprendre que la libération des résistances est possible seulement si le motif des fils est désaligné par rapport au plan <110> du silicium. C'est pourquoi, deux types de cavité ont été étudiées afin de faciliter la gravure sous les fils. Des images au microscope électronique à balayage (MEB) d'un capteur avec une cavité dite « droite » et une cavité dite « à 45° », par rapport au motif des fils, ont été réalisées (Figure 76). L'objectif était d'observer la libération ou non des ponts pour une profondeur de la cavité de 25 µm. Cette valeur correspond à la profondeur théorique de libération minimale avec une largeur totale des résistances cumulées de 45 µm. Les résultats montrent que les ponts sont libérés pour une cavité à 45° mais qu'une fine crête reste à la surface du fond de la cavité suivant l'axe de la résistance de chauffe. L'exemple d'une cavité droite avec des motifs non suffisamment décentrés par rapport au plan cristallin montre une difficulté dans la libération des résistances, malgré une gravure plus profonde. Un « mur » sous les résistances est présent. En conclusion, la libération est plus facilement et rapidement obtenue pour une cavité à 45°. Pour une cavité droite, un minimum de tilt de 5° est nécessaire afin de graver sous les résistances. L'assurance d'une libération totale sous les résistances ne peut être assurée qu'avec une profondeur minimale des cavités de 50 µm.

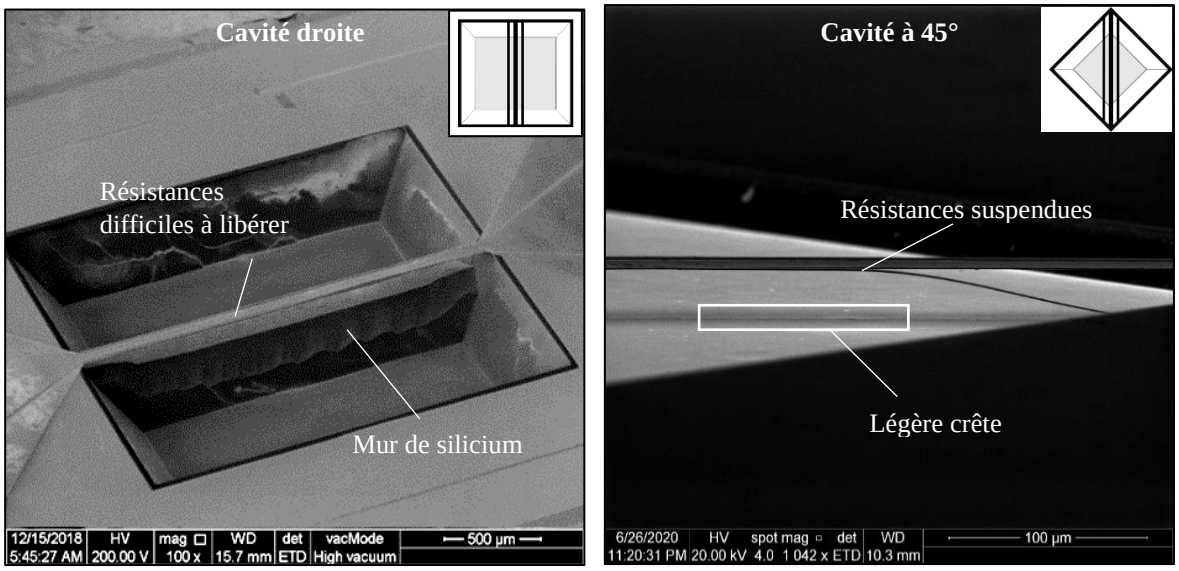



Figure 76. Images MEB d'une cavité droite avec peu de décalage du motif et une cavité à 45°.

# 4.3. Conception des capteurs sur substrat silicium

## 4.3.1. Présentation des masques pour la photolithographie UV

La micro fabrication du capteur calorimétrique sur substrat silicium se limite à à deux niveaux de masquage : un pour le motif du platine et un pour le motif du $SiN_x$ (Figure 77). Le dessin des masques a été réalisé avec le logiciel Layout Editor. L'entreprise Toppan Photomasks a été sollicitée pour leur fabrication. Sur cette figure sont représentés les masques face avant pour un capteur avec une cavité droite (a) et (c) et un capteur avec une cavité à 45° (b) et (d). Pour rappel, avec l'utilisation d'une résine positive, la partie en couleur de ces masques deviendra la couche de résine protectrice lors de la gravure du matériau, les parties blanches seront donc gravées. La réalisation des trois structures (Gap, nogap et membrane) se déroule par l'utilisation de plusieurs masques $SiN_x$. Les structures gap et nogap ont des masquages face avant légèrement différents, comme le montre l'agrandissement sur la Figure 77. On voit que des haubans de $SiN_x$ de quelques microns, ajoutés à la structure gap, maintiennent les résistances entre elles sur un même plan et sur trois positions le long des fils. Quant à la structure membrane, il n'y a pas de masquage $SiN_x$ face avant, mais un masquage $SiN_x$ face arrière afin de graver le silicium sous les résistances sans ouvrir la cavité face avant. Le flux de gaz verra donc une surface plane sur tout son parcours Les étapes de micro fabrication de ces structures sont présentées dans la partie suivante.

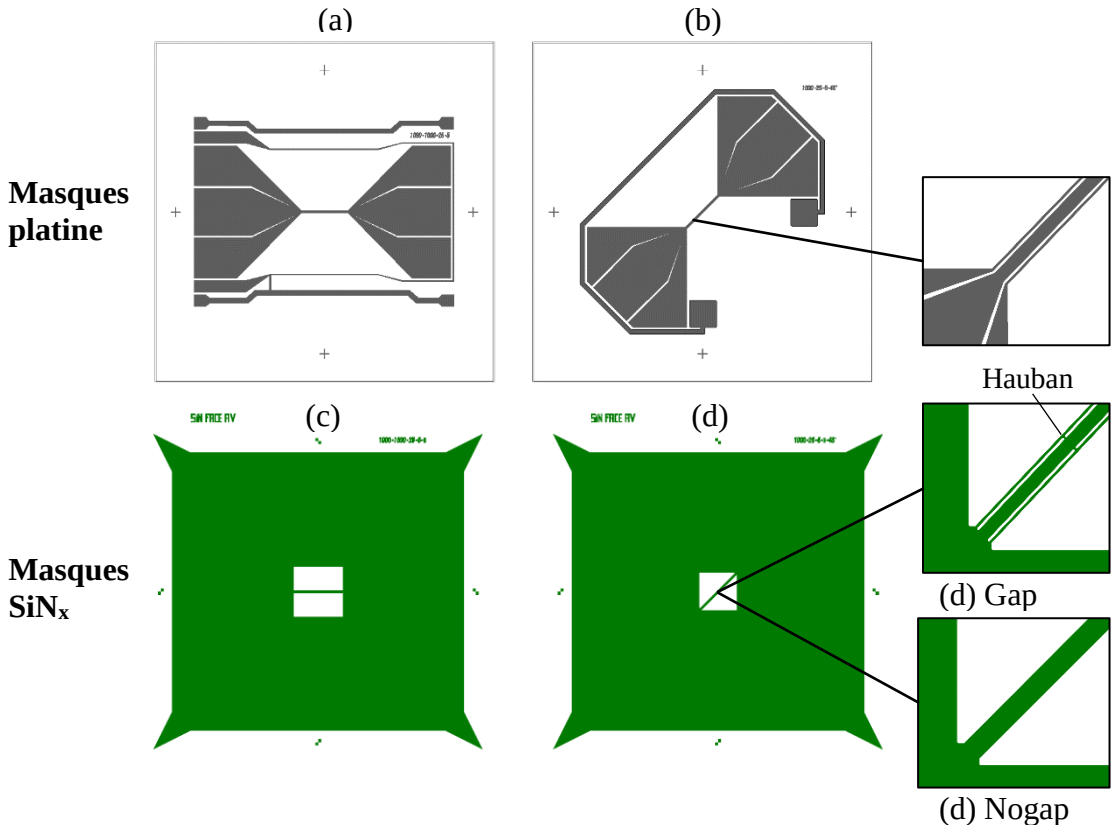



Figure 77. Présentation des masques pour la réalisation des motifs de platine et de nitrure de silicium. (a) et (c) Capteur droit. (b) et (d) Capteur à 45°.

## 4.3.2. Étapes de micro fabrication des structures sur substrat silicium

Les étapes de micro fabrication des structures sur substrat silicium sont présentées dans cette partie. La structure initiale avec les épaisseurs des différentes couches est affichée sur la Figure 78 ci-dessous. Le substrat de silicium de 400 µm d'épaisseur est recouvert sur chaque face par une couche de $SiN_x$. Sur la face avant, une couche d'accroche de 20 nm de $Ta_2O_5$ et de 200 nm de platine sont déposées par évaporation. Les prochaines étapes de conception sont possibles grâce aux techniques de micro fabrication présentées précédemment.

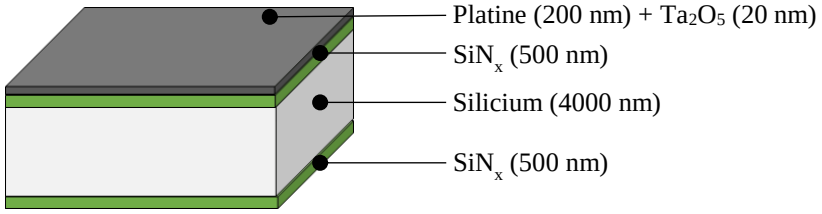



Figure 78. Différentes couches du capteur calorimétrique sur silicium.

La Figure 79 illustre les étapes de fabrication pour les structures gap, nogap et membrane. Ces étapes se classent en trois parties : la création du 1er motif en platine, puis la création du 2ème motif en $SiN_x$ et enfin la gravure de la cavité. Pour chacune des structures, des illustrations sur l'insolation, le développement et les gravures sèche et humide sont représentées. Le détail des paramètres de chaque étape, identiques pour l'ensemble des structures, est expliqué à la suite de cette figure.

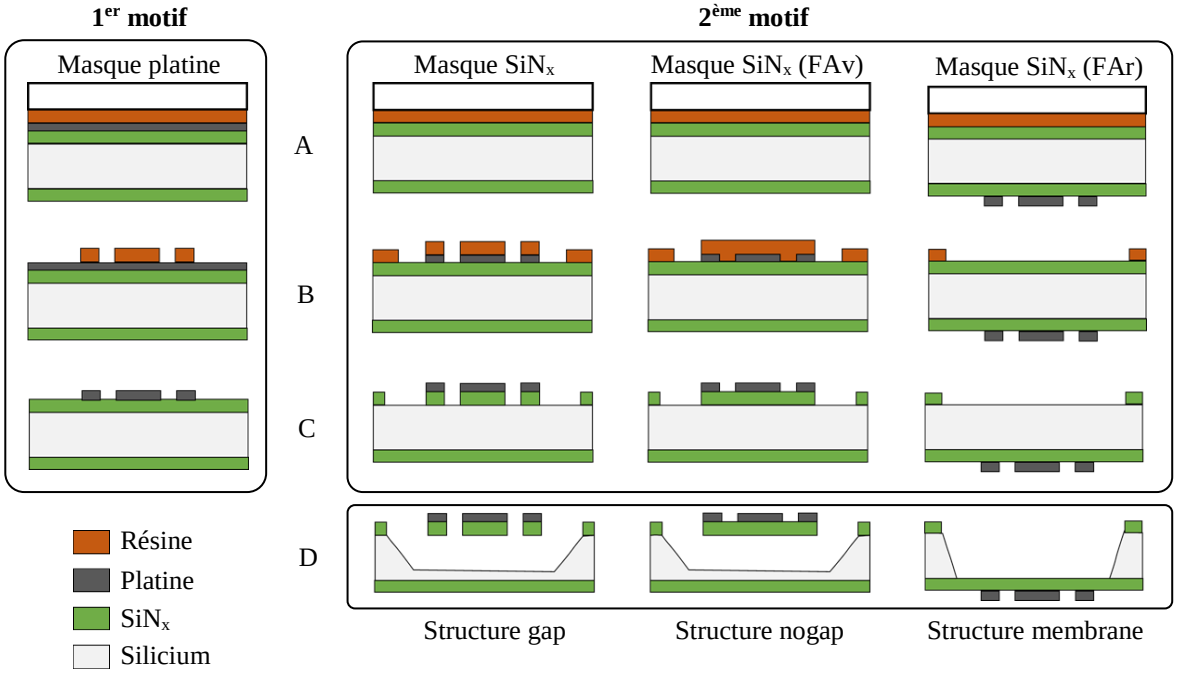



Figure 79. Etapes de fabrication des structures du capteur calorimétrique sur substrat silicium. A : Dépôt résine et insolation. B : Développement. C : Gravure sèche. D : Gravure humide.

La conception du capteur calorimétrique sur substrat silicium est réalisée de manière unitaire. Sur la base d'un wafer 2 pouces, des échantillons carrés de 5.5 mm de côté sont découpés avec une machine à disque de découpe (Figure 80 (a)). La surface des échantillons est méticuleusement nettoyée par l'utilisation de solvant. Un plasma $O_2$ peut également faciliter ce nettoyage. Cette préparation est indispensable pour la réalisation des motifs car les impuretés en surface nuisent à la conception des motifs. Les étapes de conception en salle blanche du capteur (Figure 80 (b)) sont expliquées ci-dessous.

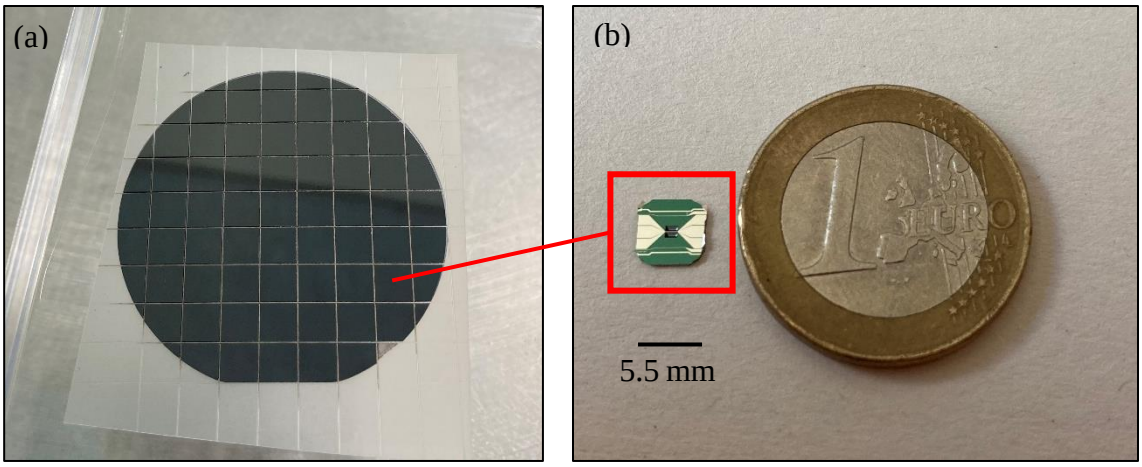



Figure 80. (a) Découpe du wafer pour la conception des capteurs calorimétriques sur substrat silicium. (b) Visualisation de la taille du capteur après les étapes de fabrication en salle blanche.

La première étape consiste à réaliser la structure des résistances sur la couche supérieure en platine. La photolithographie UV permet de créer son motif à l'aide d'un masque et d'une résine photosensible. Une fois le motif en résine réalisé, l'échantillon est placé dans un bâti de gravure RIE. La partie exposée est gravée, révélant la couche inférieure de $SiN_x$. La deuxième étape consiste à réaliser l'ouverture de la cavité. De la même manière, le motif en résine est réalisé par photolithographie. La partie exposée à la gravure RIE est gravée, révélant un carré de silicium autour des résistances. La dernière étape permet de libérer les résistances en gravant le silicium dans une solution KOH. Seul le silicium visible par l'ouverture de la deuxième étape sera gravé. Ces étapes sont identiques pour la conception des 3 structures présentées sur la Figure 79.

La Figure 81 présente deux images au MEB du capteur calorimétrique sur substrat silicium à la fin des étapes de fabrication en salle blanche. L'exemple est un capteur de structure type gap avec un espace d'air entre ses résistances. Le capteur possède un motif de platine à 45° par rapport au plan cristallin permettant de graver facilement le silicium sous les résistances. Comme nous pouvons le voir sur les images ci-dessous.

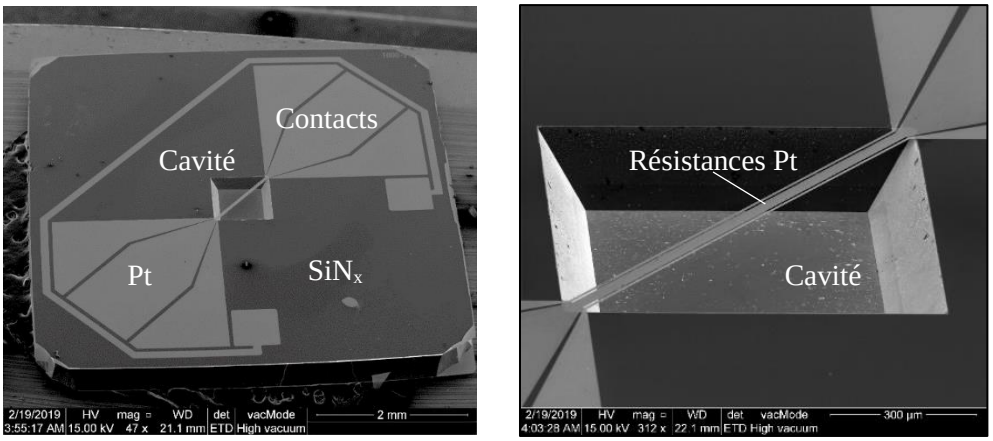



Figure 81. Images MEB du capteur calorimétrique avec une ouverture de la cavité face avant.

La Figure 82 présente une image MEB du capteur avec une structure membrane. Le motif reste droit par rapport au plan cristallin car la gravure du silicium est réalisée face arrière. Aucun motif ne va stopper la gravure. Le résultat montre les résistances de platine sur une membrane de $SiN_x$ sans ouverture face avant. La suppression du silicium sous les résistances permet d'augmenter l'isolation thermique des résistances sans perturber l'écoulement de l'air en surface.

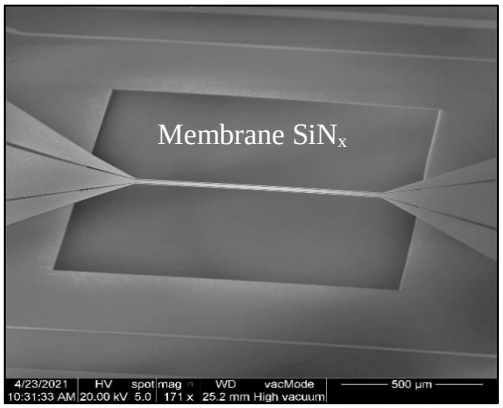



Figure 82. Image MEB du capteur calorimétrique avec une membrane de $SiN_x$ et une ouverture de la cavité face arrière.

Utiliser le capteur à ce stade n'est pas possible. Pour son fonctionnement, l'échantillon doit être connecté électriquement. La partie suivante présente donc la mise en place de l'échantillon sur son support. Celui-ci doit permettre la réalisation de connexions électriques sans nuire à la mesure de l'écoulement.

### 4.3.3. Mise en place du capteur sur son support

L'assemblage du capteur sur un support adapté permet la réalisation de toutes les étapes de caractérisation des résistances. La mise en place du capteur sur un support PCB (Printed Circuit Board) permet de connecter les résistances du capteur à son électronique de fonctionnement. Il est important de préciser que les connexions ne doivent pas perturber la mesure de l'écoulement en surface. De plus, le support doit être placé de manière à positionner la face avant sur le même plan que celui du PCB. Pour s'assurer du respect de ces contraintes, des vias ont été conçus afin de relier les faces avant et arrière du support. La mesure étant réalisée à l'avant, les connexions des résistances se feront par l'arrière. Les faces avant et arrière du support sont visibles sur la Figure 83. Le capteur est positionné dans une cavité en son centre. Les dimensions du support sont précisées en annexe.

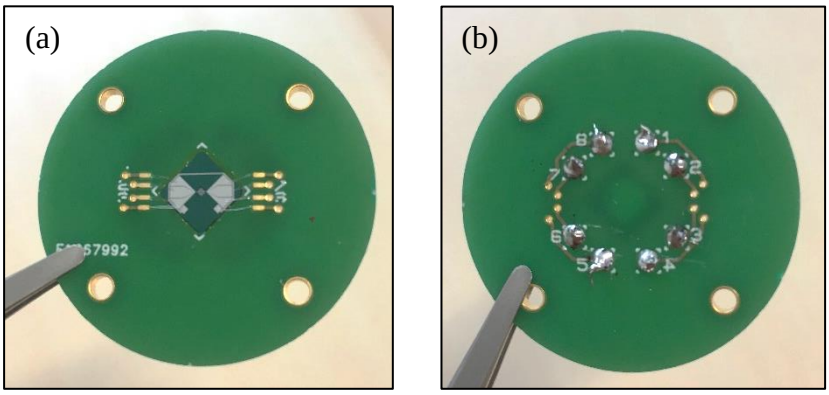



Figure 83. Support PCB du capteur calorimétrique sur substrat silicium. (a) Face avant, (b) Face arrière.

Le capteur est fixé dans la cavité du support par une colle UV (Figure 84). La colle est déposée dans la cavité, le capteur est positionné par-dessus. L'exposition aux UV rigidifie la colle et fixe le capteur. Cette étape est délicate, un désalignement du capteur par rapport au support peut déformer l'écoulement et donc sa mesure. Une fois le capteur fixé, les connexions entre les contacts du capteur et les contacts des vias sont réalisées par le positionnement de fils d'aluminium à l'aide d'une machine de câblage (Wedge bonding).

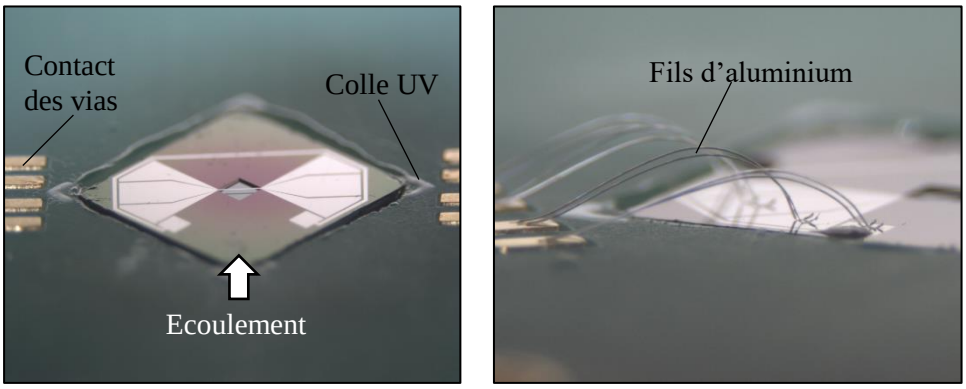



Figure 84. Images du capteur dans la cavité du support PCB avant et après câblage.

# 4.4. Conception des capteurs sur substrat kapton

## 4.4.1. Présentation des masques pour la photolithographie UV

La micro fabrication du capteur calorimétrique sur un substrat souple en polyimide (Kapton) se limite à l'utilisation d'un masque pour réaliser le motif du platine (Figure 85). Le choix d'un nouveau design fut nécessaire pour faciliter les connexions électriques. En effet, le caractère flexible du kapton et la déformation du matériau sous la pression ne permettent pas de câbler les contacts avec des fils en aluminium. Les contacts ont donc été élargis afin d'opérer une autre technique de connexion par encre conductrice. Ce procédé est présenté dans la mise en place du capteur sur son support. La largeur minimale des résistances a également été modifiée afin de répondre aux défauts et à la topographie du kapton. Pour le masque de la Figure 85, les largeurs des résistances de détection sont de 10 µm et la largeur de la résistance de chauffe de 25 µm.

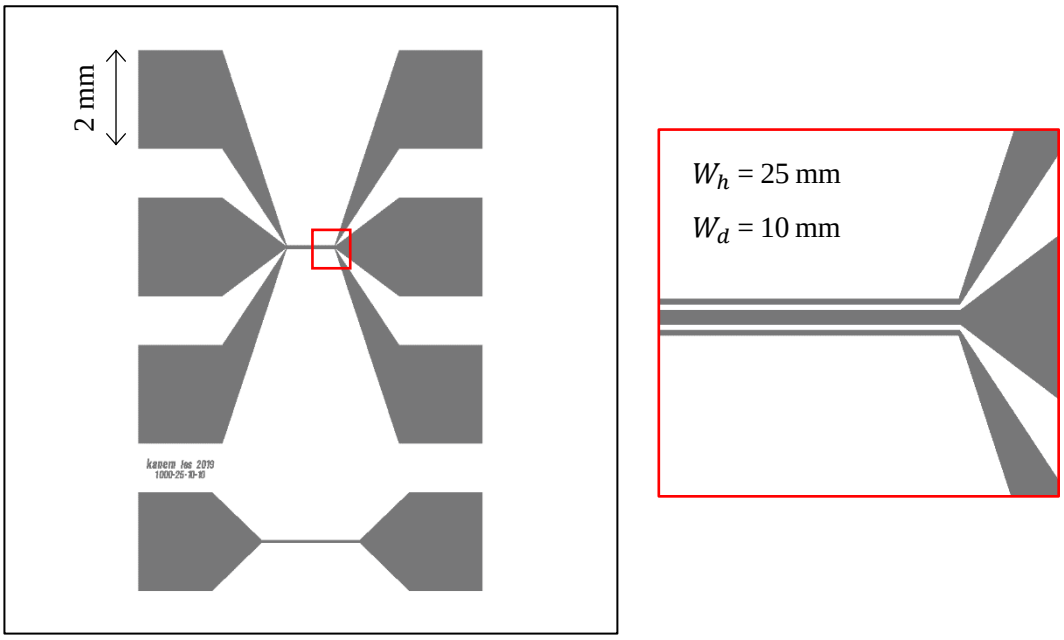



Figure 85. Présentation du masque pour la réalisation du motif du platine.

Une résistance est ajoutée en bas du motif du masque. Elle permet de mesurer la température ambiante lors de la mesure de l'écoulement. Collecter cette donnée est importante car les propriétés des résistances et de l'écoulement varient en fonction de la température du fluide.

## 4.4.2. Étapes de fabrication du capteur calorimétrique sur substrat kapton

### 4.4.2.1. Préparation de la feuille de kapton pour la photolithographie UV

Une préparation de la feuille de kapton est nécessaire pour réaliser les étapes de photolithographie. Contrairement au capteur sur substrat silicium, la couche de kapton ne peut pas faire seule office de substrat dans les étapes de conception en salle blanche de par sa souplesse. Le platine déposé sur la feuille de kapton flexible va créer un effet bilame qui enroule la feuille sur elle-même. Afin de réaliser le dépôt de la résine puis le contact avec le masque, cette feuille doit être fixée sur un support rigide. Le procédé de collage de la feuille de kapton sur un support en verre est représenté sur la Figure 86 ci-dessous.

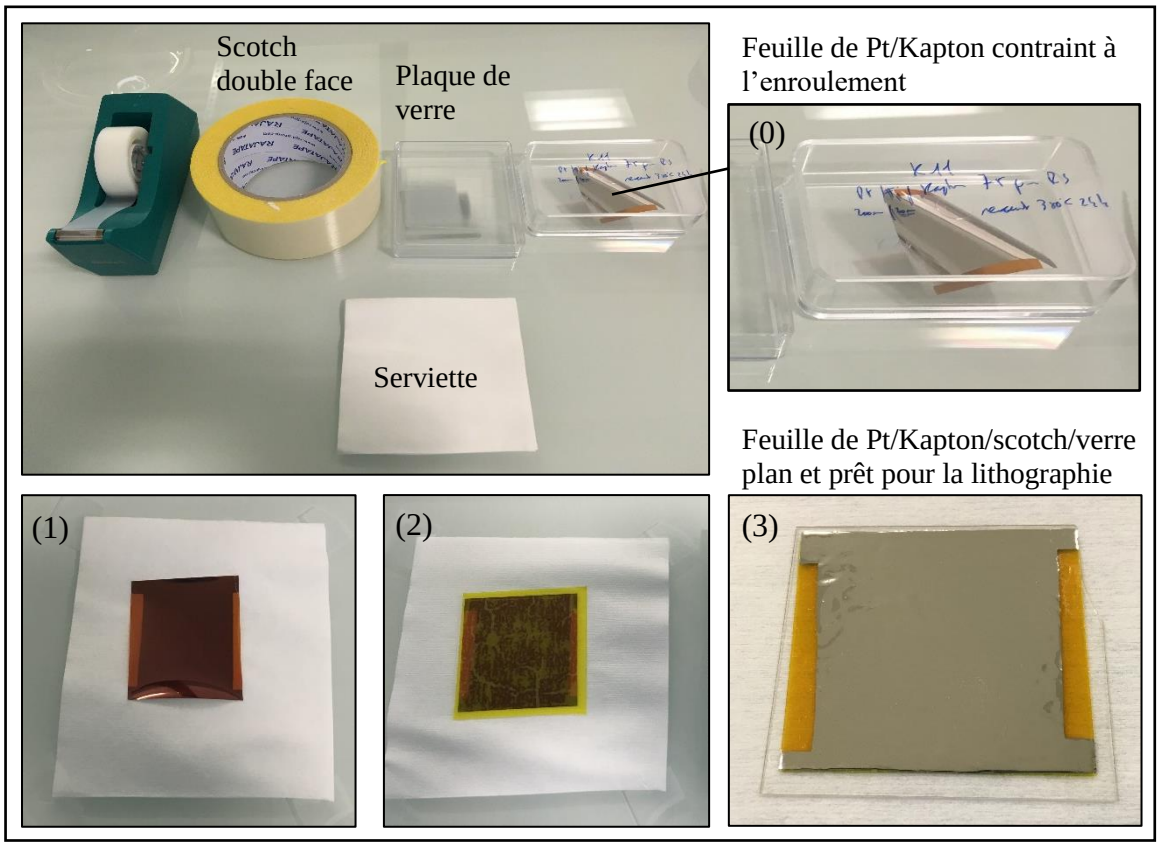



Figure 86. Etapes de préparation de la couche de platine sur kapton pour le procédé de photolithographie UV. (0) Feuille enroulée. (1) Feuille retournée et fixée dans les coins par du scotch. (2) Scotch double face déposé sur le kapton puis plaque en verre déposée par-dessus. (3) Scotch dans les coins enlevé et plaque retournée.

(0) La feuille de platine sur kapton (Pt/Kapton) n'est pas fixée. Elle s'enroule sur elle-même sous la contrainte.
(1) La feuille est retournée sur une serviette puis scotchée dans les coins afin de la garder à plat.
(2) Un morceau de scotch double face d'une surface identique est collé sur la feuille. Une plaque en verre est déposée par-dessus le scotch.
(3) Les morceaux de scotch dans les coins sont retirés et la plaque de Pt/Kapton/scotch/verre retirée de la serviette. Après un nettoyage de la surface du platine, le support est prêt pour les étapes de photolithographie.

### 4.4.2.2. Étapes de micro fabrication du capteur sur substrat kapton

Les étapes de micro fabrication du capteur sur substrat kapton sont présentées dans cette partie. La structure initiale avec les épaisseurs des différentes couches est affichée sur la Figure 87 ci-dessous. Sur une couche de kapton de 25 µm d'épaisseur, une couche d'accroche de titane de 20 nm est déposée et va permettre de déposer une couche de platine de 200 nm avec une bonne adhérence. Cette structure est maintenue à plat à l'aide d'une plaque de verre et un scotch double face.

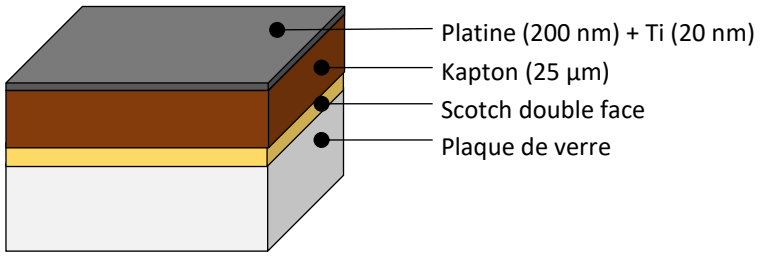



Figure 87. Différentes couches du capteur calorimétrique sur substrat kapton.

La Figure 88 illustre les étapes de fabrication en salle blanche du capteur sur substrat kapton. Ces étapes se classent en deux parties : la création du motif en platine, puis la séparation du support en verre qui ne sera pas utilisée par la suite. Le masque du platine est mis en contact avec une résine positive. Une insolation puis un développement de la résine forme le motif du platine. La partie non désirée du platine est gravée par RIE. Enfin, le support en verre et le scotch double face sont enlevés en plaçant l'échantillon dans un bain d'acétone durant un jour. L'acétone va annihiler les effets de la colle.

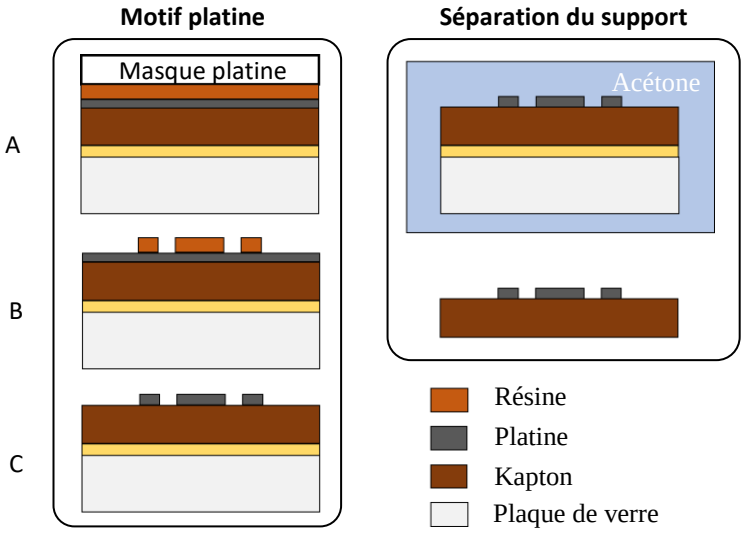



Figure 88. Etapes de fabrication du capteur calorimétrique sur substrat kapton. A : Dépôt résine et insolation. B : Développement. C : Gravure sèche.

La Figure 89 présente deux images au MEB du capteur calorimétrique sur substrat kapton après les étapes de fabrication en salle blanche. Une encre conductrice reliant les contacts est visible. Elle permet de connecter le capteur au support PCB. Cette partie est présentée dans la partie suivante.

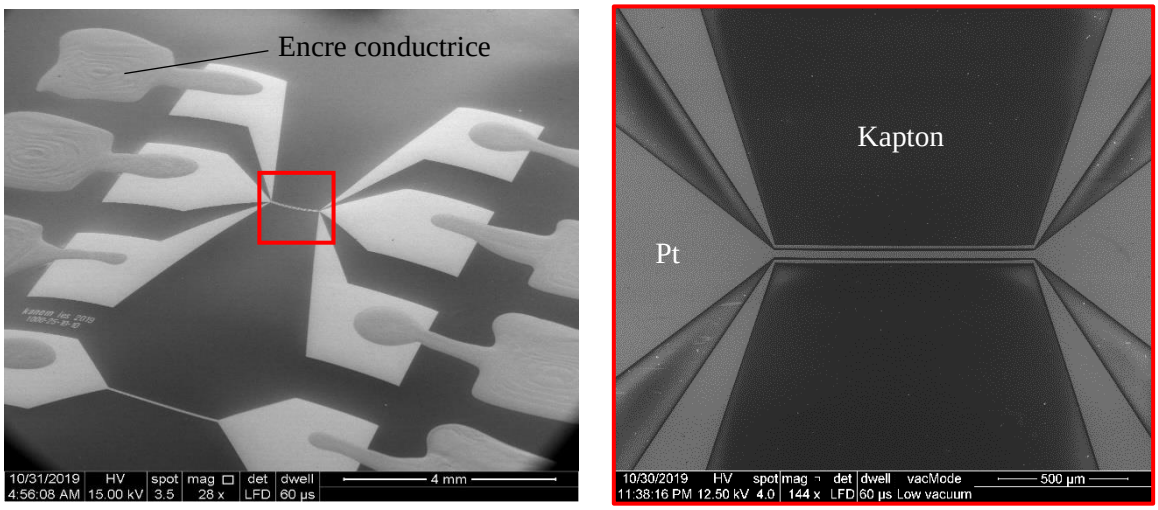



Figure 89. Images MEB du capteur calorimétrique sur substrat kapton.

## 4.4.3. Mise en place du capteur sur son support

### 4.4.3.1. Problématique sur la connexion électrique

Le kapton est un matériau mou, ce qui ne permet pas de câbler un fil d'aluminium à sa surface par wedge bonding. Le fil a besoin d'une surface rigide afin de se souder sur l'électrode. Un exemple de solution non viable fut de contacter un fil de cuivre avec le platine par une soudure en SnPb. La Figure 90 illustre les difficultés de soudure. En plus de perturber l'écoulement lors de la phase de mesure, la soudure à la main n'est pas précise et abîme la surface. Cette solution a donc été écartée.

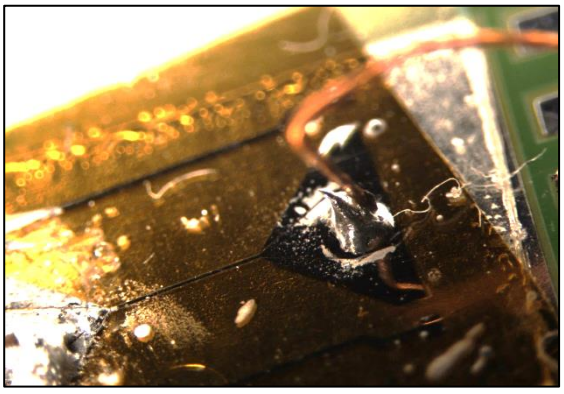


Figure 90. Image d'une soudure SnPb entre un fil de cuivre et la surface du platine.

### 4.4.3.2. Solution de la connexion électrique par une encre conductrice

L'utilisation d'une encre conductrice a permis d'élargir les contacts du capteur afin de connecter électriquement les résistances aux contacts arrière du PCB. La Figure 91 présente la machine VOLTERA, une imprimante 2D d'encres conductrices. Cette machine a permis d'imprimer des circuits d'encres conductrices (Référence : INK cartridge) sur le kapton comme l'exemple test sur l'image de droite le montre. Le débit du tube et la vitesse d'impression sur la surface sont les deux paramètres jouant sur la qualité du dessin. Une mise au point importante a été nécessaire afin de créer les motifs souhaités à la surface du kapton.

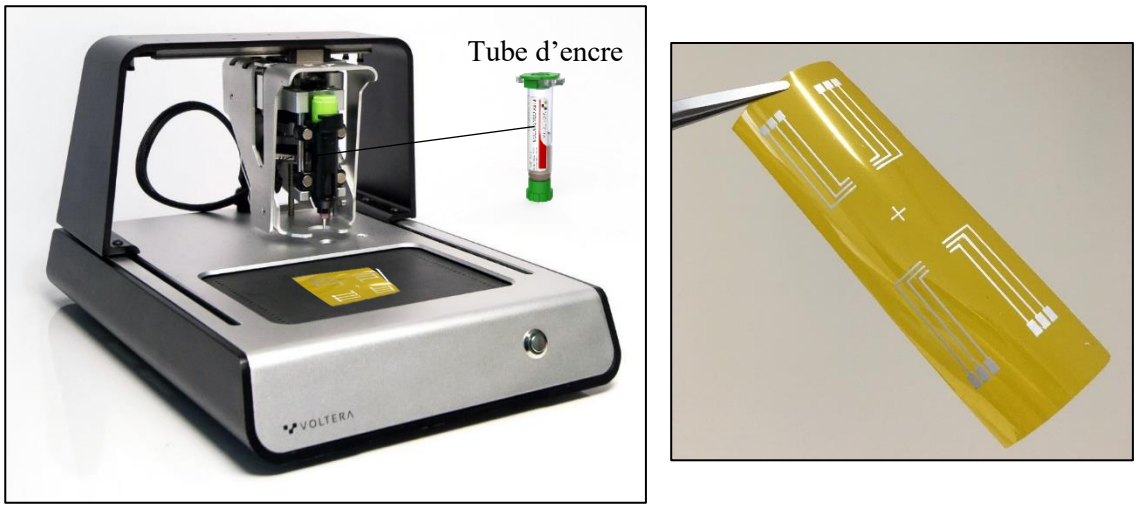



Figure 91. Image de la machine d'impression VOLTERA et image du premier essai de dépôt d'une encre conductrice sur kapton.

Le motif d'encre imprimé, que l'on retrouve sur la Figure 89 précédente, se compose d'une ligne éloignant les contacts et une surface rectangulaire permettant de souder facilement le contact du PCB. La soudure en SnPb est réalisée après avoir collé le kapton sur son support PCB (Figure 92). L'avant dernière étape avant l'utilisation du capteur est la caractérisation thermo résistive des résistances de platine.

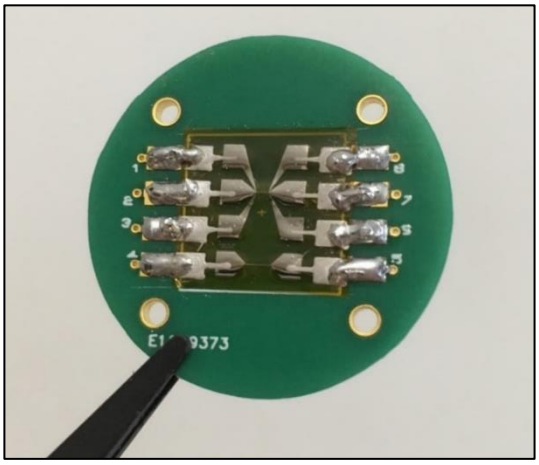


Figure 92. PCB sur lequel est monté le capteur calorimétrique kapton.

# 4.5. Caractérisation thermorésistive et thermoélectrique

## 4.5.1. Caractérisation thermorésistive

Dans cette partie, nous nous intéressons à la caractérisation des couches minces conductrices de platine afin de mesurer leurs paramètres thermo résistifs. La connaissance de ces paramètres est essentielle pour convertir la valeur de la résistance de la couche de platine en une valeur de température. L'expression de la résistance électrique au 1er ordre en fonction de la température est la suivante :

$$R(T) = R_0(1 + \alpha T)$$

Où $R_0$ est la valeur de la résistance à 0°C et $\alpha$ le coefficient de température de la résistance en $°C^{-1}$. Cette relation permet de relier la valeur de la résistance à la valeur de la température de la résistance de platine. Cette information sera nécessaire pour interpréter les variations de température des résistances de détection lors des mesures expérimentales et plus particulièrement pour permettre une comparaison en température avec le modèle numérique. Pour cela, un banc de caractérisation que l'on voit sur la Figure 93 a été utilisé. Il se compose d'une étuve dans laquelle les capteurs sont installés et d'une instrumentation de pilotage et de mesure. Ainsi, les constantes α et $R_0$ sont calculées par régression linéaire à partir des tensions aux bornes des résistances à différentes températures de fonctionnement de l'étuve. Sur la Figure 93 nous voyons aussi un exemple de variation de ces résistances pour quatre températures.

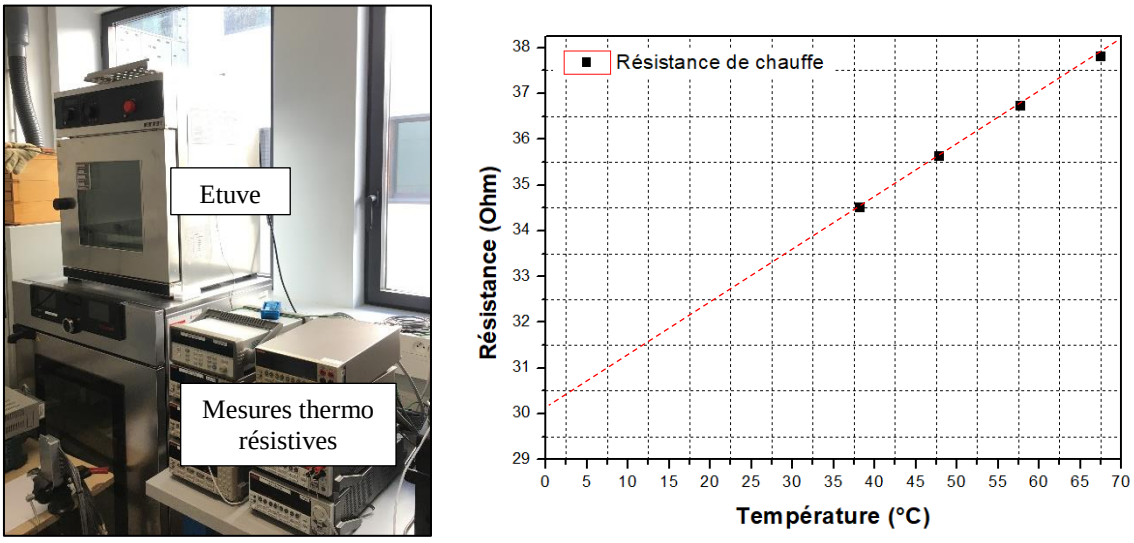



Figure 93. Dispositif de caractérisation des constantes α et $R_0$ et exemple de courbe donnant R(T) en fonction de T.

Le coefficient de température $\alpha$ est un indicateur de qualité du métal. En effet, sa valeur dépend principalement de la qualité cristalline de ce métal. De ce fait, plus le matériau est pur, plus la valeur du $\alpha$ est élevée et plus la sensibilité du capteur sera élevée. Dans le cas du platine massif, une valeur de référence du $\alpha$ est égale à 0.003851 $°C^{-1}$. Le Tableau 15 présente un comparatif entre une sonde Pt100 avec un $\alpha$ de référence et des résistances de platine pour notre anémomètre à fil et film chauds et également des valeurs issues de la bibliographie.

Tableau 15. Références bibliographiques sur le coefficient de température α du platine.

| Références R de platine | $R_0$ (Ω) | Epaisseur (nm) | α ($°C^{-1}$) |
|---|---|---|---|
| **Sonde Pt100 (Norme DIN 43760)** | **100** | **1000** | **0,003851** |
| Fil chaud (NSTAP) [69] [70] | 60 - 200 | 100 | 0.0016 – 0.0019 |
| Film chaud (Nanofilm) [71] | - | 28 | 0.0014 |
| **Capteur calorimétrique sur Si** | **30** | **200** | **0.0035 – 0.0037** |
| **Capteur calorimétrique sur Kapton** | **50** | **200** | **0.0031 – 0.0033** |

Ce tableau permet de mettre en évidence la qualité de notre couche mince de platine déposée lors de la conception des capteurs calorimétriques. En effet, avec des valeurs comprises entre 0.0035 et 0.0037 $°C^{-1}$ pour le capteur sur silicium et des valeurs entre 0.0031 et 0.0033 pour le capteur sur kapton, ces coefficients sont nettement plus proches de la valeur du platine massif en comparaison à celles des couches minces des anémomètres à fil et film cités en référence, qui sont autour de 0.0016 $°C^{-1}$. Les résistances de platine de nos capteurs ont donc une sensibilité quasiment optimale pour la mesure de température. Pour cela, la pureté du matériau, le choix de la couche d'accroche ou encore la qualité du dépôt du platine ont été des points d'amélioration. L'élaboration de ces couches de platine se base principalement sur les travaux A. Garraud [66].

Un autre aspect essentiel dans l'utilisation d'une résistance métallique est la stabilité de ses propriétés dans le temps. Dans ce cas, la température de fonctionnement de la résistance est un facteur de vieillissement du matériau. Afin de vérifier la stabilité d'une utilisation de la résistance de chauffe à 220°C, des vieillissements forcés ont été réalisés. Le principe a consisté à maintenir la résistance à 240°C sur une durée de 4 heures. Le Tableau 16 présente les résultats sur un exemple de vieillissement.

Tableau 16. Vieillissement d'une résistance de platine.

| Vieillissement | α ($°C^{-1}$) initial | α ($°C^{-1}$) + 4h à 240°C |
|---|---|---|
| **Capteur calorimétrique ($R_{ch}$)** | **0.00367 ± 0.5 %** | **0,00369 ± 0.5 %** |

En conclusion, la valeur du coefficient de température de nos résistances de platine est stable au cours de son fonctionnement avec une variation de moins de 1 % de sa valeur. De plus, comme nous avons pu le constater, les résistances de platine auront une sensibilité élevée aux variations de température.

## 4.5.2. Caractérisation thermoélectrique

Cette partie présente la caractérisation thermoélectrique des résistances de platine. Cette étape dans la caractérisation des capteurs consiste à étudier le comportement thermique des résistances en fonction du courant électrique injecté. Grace à cela, la température de fonctionnement souhaitée du capteur sera conditionnée par la valeur du courant imposé. Des exemples de caractérisation d'un capteur sur substrat silicium et d'un capteur sur substrat kapton sont présentés respectivement sur la Figure 94 et la Figure 95. Les températures de fonctionnement seront de 220 $°C$ pour les capteurs sur silicium et de 140 $°C$ pour les capteurs sur kapton. Ce sont des valeurs communément utilisées dans les mesures anémométriques de fil et film chaud et c'est un paramètre que nous avons gardé constant lors des caractérisations des capteurs. Ces caractérisations montrent également que le fonctionnement d'une résistance de platine comme film chaud sur du kapton nécessite cinq fois plus de puissance, pour chauffer à la même température, qu'une résistance sur silicium avec une cavité. Ceci s'explique compte tenu du fait que la résistance sur le substrat de kapton est moins isolée thermiquement que celle sur substrat silicium avec une cavité, l'air étant plus isolant que le kapton.

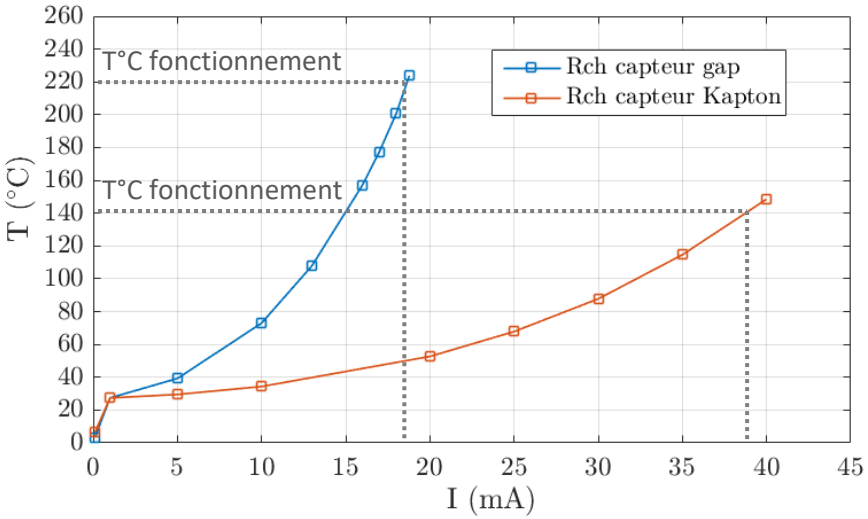



Figure 94. Exemples d'évolution en courant pour un capteur gap et un capteur kapton.

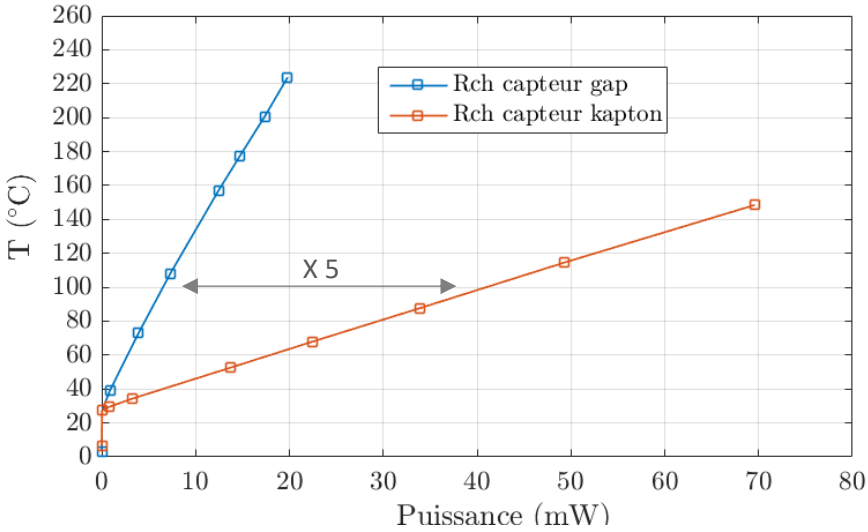



Figure 95. Exemples d'évolution en puissance pour un capteur gap et un capteur kapton.

## 4.6. Conclusion du chapitre sur la conception des capteurs calorimétriques

Ce chapitre a présenté le processus de fabrication des capteurs calorimétriques sur substrats rigide et souple. Une partie importante de la conception des capteurs a été réalisée au sein de la salle blanche de l'Université de Montpellier.

Une introduction sur le choix des matériaux a permis d'expliquer la méthode de dépôt des différentes couches minces composant le capteur. Le platine comme couche mince active a été choisi entre autres pour ses propriétés de stabilité thermique. En plus d'une tenue mécanique nécessaire des ponts suspendus, le nitrure de silicium est utilisé comme isolant électrique entre le platine et le silicium, mais également comme couche de protection pendant la gravure du silicium.

Ensuite, la présentation des différentes techniques de fabrication en salle blanche a permis de comprendre les manipulations nécessaires à la réalisation des motifs et de la structure finale du capteur. Dans les techniques présentées, nous retrouvons la création des motifs par la photolithographie UV, la gravure sèche des différentes couches par RIE ou encore la gravure humide du silicium dans une solution KOH. Un travail important sur la fabrication des résistances de platine a notamment été réalisé afin de concevoir des motifs avec une résolution dimensionnelle proche du micromètre.

A la suite de la présentation des techniques de fabrication, les étapes utilisant ces techniques pour la réalisation des différents capteurs ont été présentées. Ces capteurs pour des structures sur substrat silicium nécessitent trois étapes majeures : la création du motif en platine, la création du motif en $SiN_x$ et la gravure du silicium. Les capteurs avec un substrat souple de kapton n'ont que deux étapes majeures : la préparation du kapton sur un support rigide et la création du motif en platine.

Enfin, le montage des capteurs sur support PCB a été présentée. Les capteurs sur silicium sont connectés par des micro fils d'aluminium, alors que les capteurs sur kapton sont connectés par un circuit d'encres conductrices. Les différents supports permettent de lier les faces avant et arrière afin de souder les câbles électriques sous le dispositif sans perturber l'écoulement. Ces supports sont adaptés à la caractérisation thermo résistive des résistances et aux futures mesures expérimentales présentées dans le chapitre suivant.

# CHAPITRE 5 Caractérisation et mise en application du capteur calorimétrique

Ce dernier chapitre présente la caractérisation et la mise en application des capteurs calorimétriques développés au cours de cette thèse. Le développement de ce chapitre se décline en trois parties.

La première partie portera sur la méthodologie des caractérisations aérodynamiques. Pour cela, le fonctionnement des bancs de mesure utilisés dans l'étalonnage et la mesure du décollement sera présenté. L'étalonnage permettra la calibration de la réponse calorimétrique des capteurs au sein d'une soufflerie avec des contraintes pariétales connues. Ces calibrations permettront ensuite de réaliser les mesures expérimentales de la contrainte pariétale et plus particulièrement sur la mesure du décollement.

La deuxième partie portera quant à elle sur l'étude des différentes structures géométriques du capteur. Les mesures d'étalonnage permettront de comparer les paramètres et les structures étudiés au cours de cette thèse. Pour cela, la distance inter-résistances et la géométrie de cavité seront étudiées sur le capteur à fils chauds et les performances des quatre structures du capteur seront analysées. Le modèle numérique du capteur viendra en appui des résultats précédents, ce qui permettra la vérification des hypothèses numériques sur le fonctionnement des capteurs. En complément des résultats d'étalonnage, une étude sur les performances des capteurs gap et kapton soumis à des écoulements aérodynamiques extrêmes permettra d'étudier la réponse et la résistance mécanique des deux structures jusqu'à une contrainte de 50 Pa. Enfin, une étude en fréquence permettra de mesurer la qualité des signaux de sortie des quatre structures sur la mesure des fluctuations d'un écoulement turbulent.

Enfin, la troisième partie présentera les différentes applications du capteur calorimétrique à la mesure du décollement. Ces études viendront compléter l'interprétation des performances des différentes structures du capteur calorimétrique. Ces performances feront l'objet d'un bilan général sur les avantages et les inconvénients de chaque structure.

# 5.1. Méthodologie des caractérisations aérodynamiques : Banc d'étalonnage et bancs de décollement

L'Université de Montpellier ne possède pas de soufflerie permettant la caractérisation des capteurs. C'est pour cela qu'une majeure partie des travaux expérimentaux a été réalisée à l'Université Technique de Berlin avec le soutien de l'équipe de recherche du Pr Julien Weiss. Au sein de cette université, l'institut Aero TUBerlin développe des travaux de recherche dans la physique et le contrôle aérodynamique de l'écoulement. L'institut possède donc plusieurs installations avec des souffleries capables de garder un contrôle actif de l'écoulement proche de la paroi. Les paragraphes suivants vont permettre de présenter les différents bancs de mesure utilisés pour la calibration des capteurs et la mesure du décollement de la couche limite. Des mesures complémentaires sur le décollement ont également été réalisées dans une soufflerie de l'Ecole de Technologie Supérieure de Montréal avec le soutien de l'équipe de recherche du Pr Marlène Sanjosé.

## 5.1.1. Présentation du banc d'étalonnage des capteurs de contrainte pariétale

La mesure pariétale du capteur à fils chauds est une mesure indirecte. Le principe de la calibration consiste donc à déterminer la relation entre la réponse calorimétrique du capteur et la contrainte pariétale. Il faut rappeler que les capteurs, conçus de manière unitaire, auront une réponse légèrement différente pour une même vitesse d'écoulement, il est donc nécessaire de procéder à une calibration pour chacun d'entre eux. Ces calibrations ont été réalisées dans la soufflerie de l'Université Technique de Berlin dont la structure de principe est visible sur la Figure 96. Cette soufflerie a été conçue pour générer un écoulement turbulent sur un intervalle de contrainte pariétale de 0 à 7 Pa. L'écoulement dans le canal est généré par un ventilateur piloté par un convertisseur de fréquence. Le capteur sera disposé proche de la sortie du canal, au sein duquel les pressions à la paroi seront mesurées.

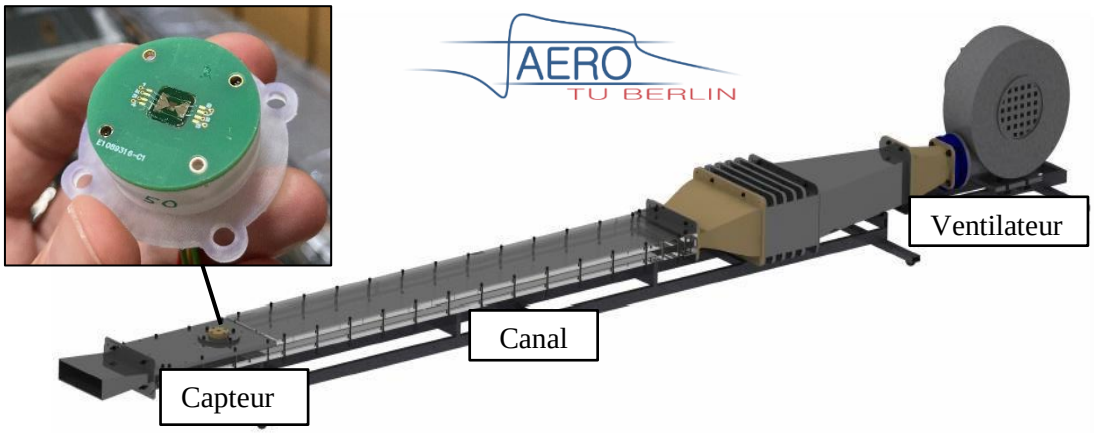



Figure 96. Soufflerie de calibration des capteurs pariétaux de l'Université Technique de Berlin.

Le canal a une longueur de 1.6 m, une largeur de 20 cm et une hauteur de 15 mm. Ce dimensionnement permet à la fois de minimiser l'influence des parois latérales sur l'écoulement central où le capteur est positionné, mais également de garder une contrainte pariétale constante sur une grande partie du canal. En effet, si l'écoulement est pleinement développé, tous les gradients longitudinaux des grandeurs physiques moyennées sont nuls, sauf la pression. Des mesures de pression le long de l'axe central $x$ du canal permettent donc de déterminer la valeur de la contrainte pariétale $\tau_w$ pour une fréquence de fonctionnement du ventilateur donnée. La contrainte pariétale est fonction du gradient de pression $dP/dx$ et de la hauteur $H$ du canal et elle est donnée par la relation suivante :

$$\tau_w = -\frac{H}{2}\frac{dP}{dx}$$

Les pressions sont mesurées avec un capteur NetScanner visible sur la Figure 97 et seront considérées comme valeurs de références. Ce capteur possède plusieurs canaux disposés le long de l'axe x du canal. La mesure est réalisée après un temps de stabilisation de l'écoulement de plusieurs secondes, sur une durée de 1 seconde et avec une fréquence d'échantillonnage de 1024 Hz. L'enregistrement du signal analogique se fait par une carte NI USB-6281 et les données sont sauvegardées sur l'ordinateur. La valeur de la pression est traitée comme la moyenne du signal.

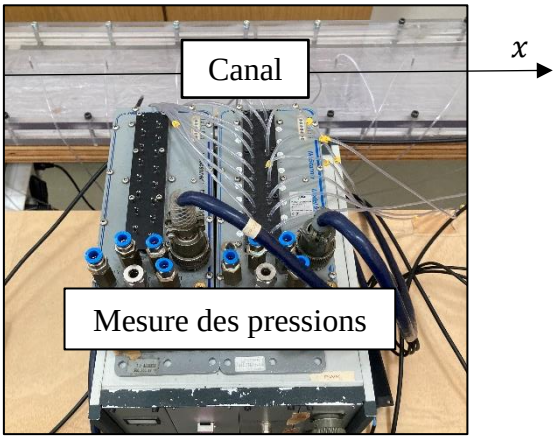



Figure 97. Mesure des pressions le long du canal. NetScanner series 9116 (0 à 2500 Pa).

Le résultat de la mesure de pression pour deux écoulements est visible sur le graphique de la Figure 98. La valeur de la contrainte pariétale est calculée en dérivant la courbe de pression le long du canal pour chaque écoulement. En remarque, les valeurs des pressions à une distance $x < 0.4$ m ne sont pas prises en considération dans le calcul de $\tau_w$ car l'écoulement turbulent n'est pas pleinement développé dans cette zone. Le capteur est quant à lui positionné dans la dernière partie du canal où l'écoulement est pleinement développé.

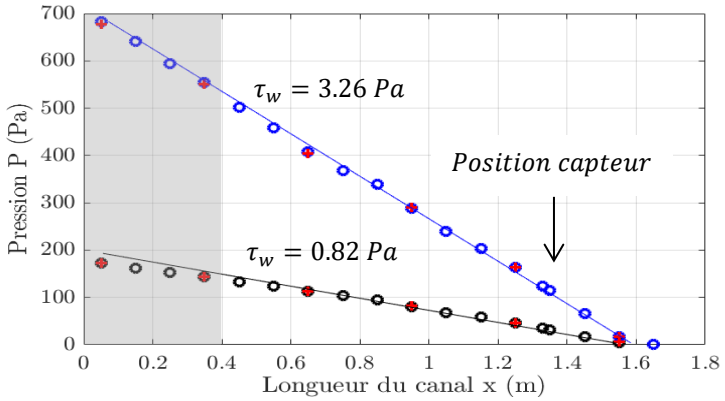



Figure 98. Courbes de pressions le long du canal avec la valeur de contrainte pariétale associée.

La Figure 99 présente le ventilateur piloté par un convertisseur de fréquence V1000 Yaskawa. Les fréquences de fonctionnement du ventilateur permettent d'imposer des écoulements avec une contrainte de frottement jusqu'à un maximum de 6.76 Pa. Les valeurs des contraintes pariétales des écoulements de la soufflerie de calibration se trouvent dans le Tableau 17 suivant. En réalité, la calibration des capteurs doit permettre une mesure de la contrainte pariétale pour les deux sens d'écoulement du fluide. Pour une raison évidente, la soufflerie ne permet pas un changement de sens de l'écoulement. Le capteur est donc pivoté à 180° pour le calibrer à des contraintes pariétales négatives et simuler un écoulement dans le sens inverse. De cette façon, la calibration est réalisée entre -6.76 Pa et 6.76 Pa.

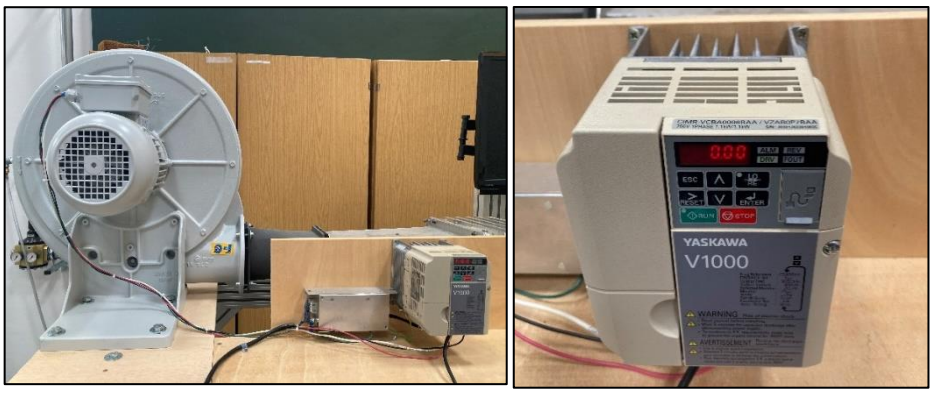



Figure 99. Ventilateur et pilote V1000 Yaskawa.

Tableau 17. Valeurs des contraintes pariétales associées aux fréquences du ventilateur.

| | *Fréquence de pilotage du ventilateur (Hz)* | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 0 | 12 | 15 | 18 | 21 | 24 | 27 | 30 | 33 |
| $\tau_w\ (Pa)$ | 0.0012 | 0.2958 | 0.4657 | 0.6690 | 0.9077 | 1.1832 | 1.4891 | 1.8245 | 2.1945 |
| | *Fréquence de pilotage du ventilateur (Hz)* | | | | | | | | |
| | 36 | 39 | 42 | 45 | 48 | 51 | 54 | 57 | 60 |
| $\tau_w\ (Pa)$ | 2.6060 | 3.0332 | 3.4936 | 3.9753 | 4.4804 | 5.0137 | 5.5737 | 6.1500 | 6.7613 |

Une carte d'acquisition NI USB-6002 récupère les tensions de sortie du conditionneur (Figure 100). Les tensions de sortie renseignent sur le comportement anémométrique (fil de chauffe) et calorimétrique (détecteurs) du capteur, respectivement avec les tensions $E_{CTA}$ et $E_{dets}$. Elles permettent également de mesurer les valeurs individuelles des tensions sur les deux détecteurs ($E_{det1}$ et $E_{det2}$). Nous en déduisons la valeur des résistances qui permet de retrouver la température de chaque détecteur par leur relation thermoélectrique. Nous verrons que ces résultats permettront de mieux comprendre le fonctionnement thermique du capteur, notamment en apportant un complément aux études numériques. La température ambiante dans le canal de la soufflerie est mesurée car elle a une influence directe sur la calibration. Elle sera conservée la plus constante possible à 1 ou 2 degrés près, ces niveaux de variations de température jouant très peu sur le comportement du capteur. Cependant, il est nécessaire de connaître sa valeur pour la soustraire à la température des résistances afin d'avoir une mesure différentielle plus significative dans l'analyse des données.

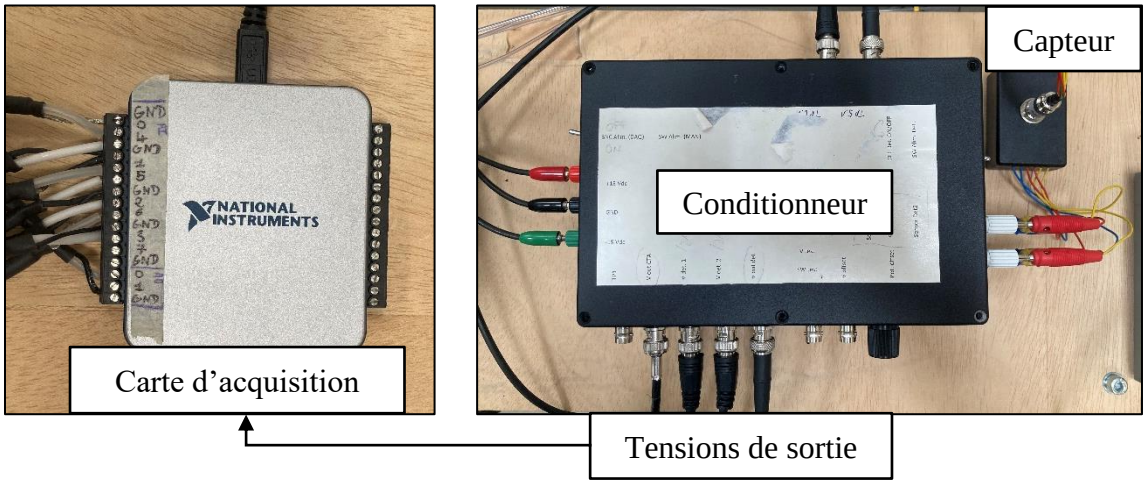



Figure 100. Carte d'acquisition NI USB-6002 et conditionneur.

Tableau 18. Valeurs mesurées lors de la calibration d'un capteur calorimétrique

| *Valeurs mesurées* | *Nom* | *Unité* |
|---|---|---|
| *Réponse anémométrique* | $E_{CTA}$ | V |
| *Réponse calorimétrique* | $E_{dets}$ | V |
| *Tension au borne de Rdet*1 | $E_{det1}$ | V |
| *Tension au borne de Rdet*2 | $E_{det2}$ | V |
| *Température ambiante* | $T_{amb}$ | $°C$ |

Un exemple de résultat de la calibration d'un capteur calorimétrique est représenté sur le graphique de la Figure 101. Les réponses anémométrique $E_{CTA}$ et calorimétrique $E_{dets}$ du capteur sont données en fonction de la contrainte pariétale dans les deux sens d'écoulement du fluide.

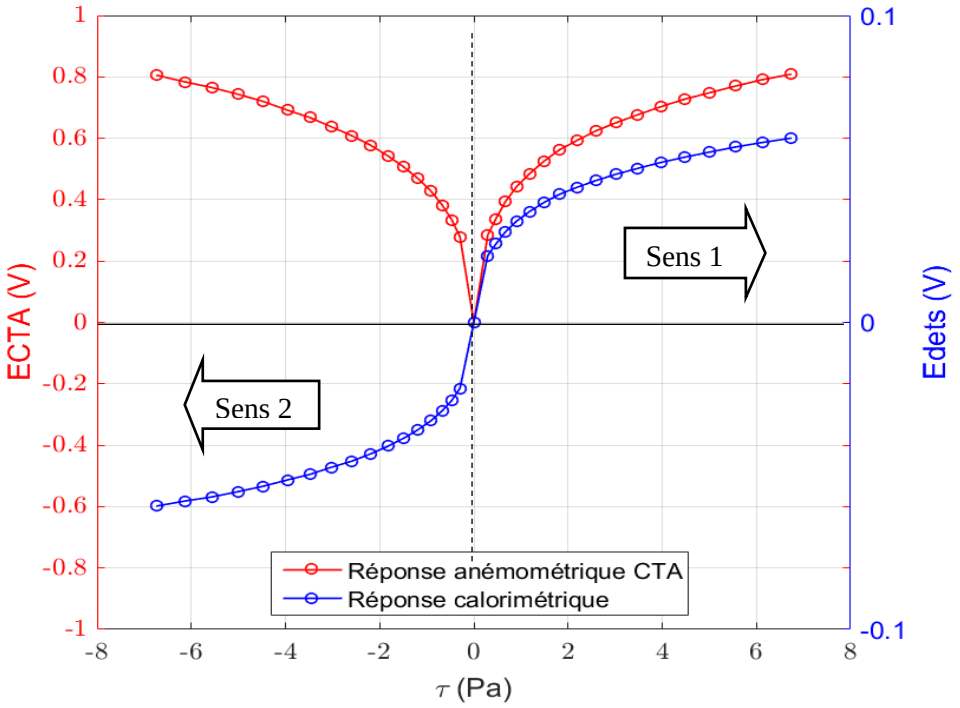



Figure 101. Réponses anémométrique $E_{CTA}$ et calorimétrique $E_{dets}$ pour un capteur gap.

Nous remarquons que le changement de signe de $E_{dets}$ renseigne sur le sens d'écoulement car sa valeur change de signe lorsque le sens d'écoulement s'inverse. Ce résultat montre un des grands avantages de ce capteur pour une mesure bidirectionnelle des écoulements. Un anémomètre à fil chaud y est quant à lui insensible, sa réponse $E_{CTA}$ est identique dans les deux sens d'écoulement du fluide. L'intérêt d'une réponse négative sur la réponse calorimétrique intervient dans la détection des phénomènes aérodynamiques lorsqu'un changement de sens du fluide se produit, notamment lors du décollement de la couche limite.

## 5.1.2. Présentation des bancs de décollement

La compréhension des phénomènes de décollement de la couche limite est un enjeu crucial dans l'amélioration des performances aérodynamiques des différents systèmes. Le décollement de la couche limite nuit aux performances aérodynamiques par l'apparition d'écoulements turbulents. Afin de garder un contrôle expérimental sur la mesure, il est nécessaire de reproduire ces phénomènes au sein de souffleries adaptées. Cette partie va donc présenter les différents bancs expérimentaux conçus pour recréer le phénomène de décollement.

### 5.1.2.1. Banc de mesure du décollement dans une soufflerie avec une marche

Une première installation consiste en la mise en place d'une marche dans une soufflerie à écoulement turbulent, afin de forcer le décollement du fluide en surface. La Figure 102 présente ce principe, le décollement est provoqué par une différence de hauteur du canal et le recollement correspond à la zone de rattachement de l'écoulement sur la surface. Cette installation permettra d'analyser la sensibilité de la réponse de différents capteurs, notamment aux fluctuations de l'écoulement dans la zone de décollement.

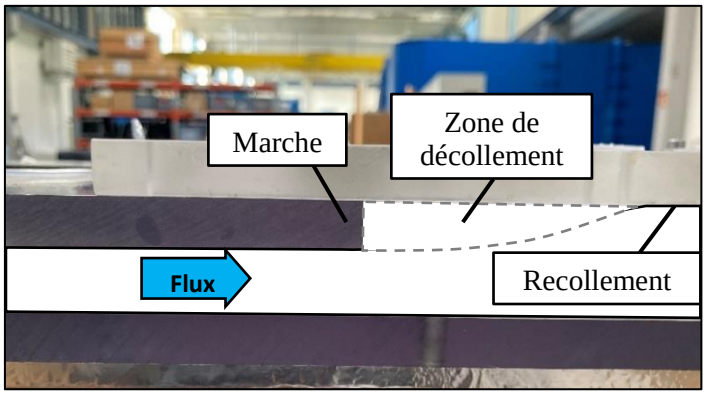



Figure 102. Schéma de la soufflerie avec une marche de décollement.

Dans l'installation du banc de mesure avec la marche de décollement (Figure 103), la plaque supérieure et le capteur seront translatés, ce qui permettra de mesurer l'écoulement sur un intervalle de 20 cm après la marche et donc dans les zones de décollement et de recollement. La valeur de la réponse calorimétrique $E_{dets}$ sera la valeur retenue pour les mesures de décollement. Comme nous l'avons vu, son signe et sa valeur suffisent à renseigner sur l'état attaché ou détaché de l'écoulement proche paroi.

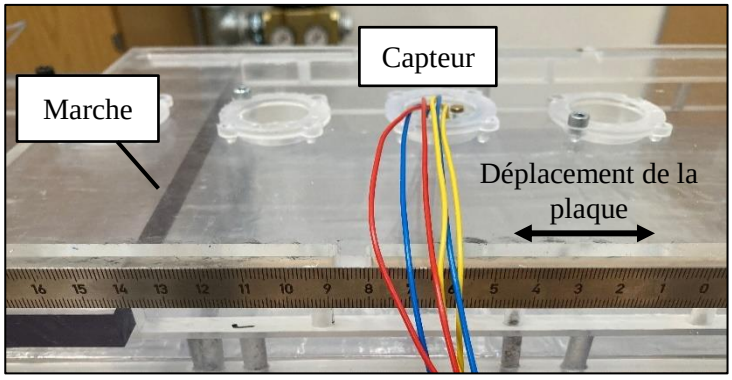



Figure 103. Positionnement des capteurs dans la soufflerie avec une marche de décollement.

### 5.1.2.2. Banc de décollement de TU Berlin : Formation d'une bulle de décollement turbulente

Une seconde installation permettant de recréer le phénomène de décollement de la couche limite consiste à placer un plan incliné au sein d'une soufflerie. Pour cela, une soufflerie de TU Berlin est utilisée afin de recréer une bulle de décollement turbulente TSB (Turbulent Separation Bubble). Comme le montre le schéma de la Figure 104, une partie de la soufflerie est représentée avec un plan incliné modulable, c'est-à-dire que son angle d'inclinaison peut être modifié, amenant des décollements sur une zone plus ou moins large. Cette soufflerie permet de maintenir des écoulements du fluide de manière contrôlée dans un volume important, mais également d'imposer des contraintes pariétales jusqu'à 1 Pa avec un écoulement central de 20 $m.s^{-1}$. Cette installation a également pour avantage de permettre l'étude d'écoulement sur des objets à formes aérodynamiques plus volumineux tels que des prototypes d'aile d'avion par exemple. Concernant les capteurs calorimétriques rigides, des mesures du décollement ont été réalisées sur le plan incliné et en aval de celui-ci. Pour les capteurs calorimétriques sur substrat souple, des mesures ont été réalisées sur un prototype d'aile d'avion NACA 0015 avec une surface incurvée.

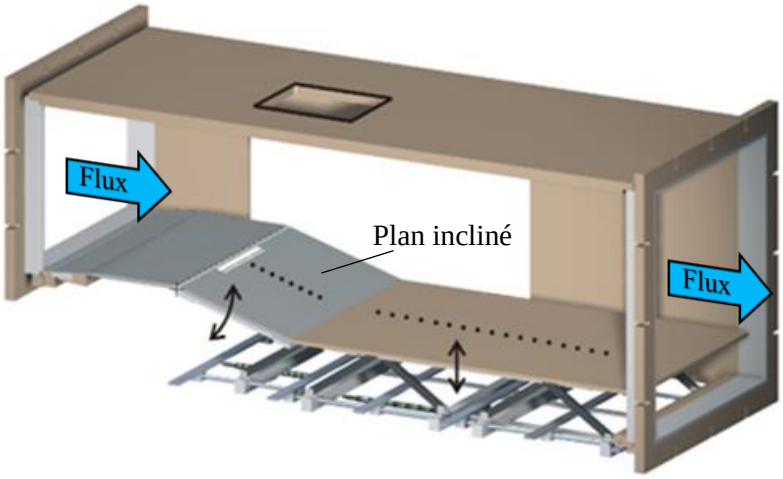



Figure 104. Schéma du banc de mesure du décollement dans la soufflerie avec un plan incliné.

La totalité de la zone de décollement au sein de cette soufflerie sera analysée à l'aide de dix capteurs calorimétriques disposés le long de la surface étudiée. Pour la mesure en parallèle de dix capteurs, un conditionneur adapté a été développé pour permettre le traitement de dix sorties calorimétriques et anémométriques. La Figure 105 présente une image du conditionneur utilisé pour ce banc de mesure du décollement.

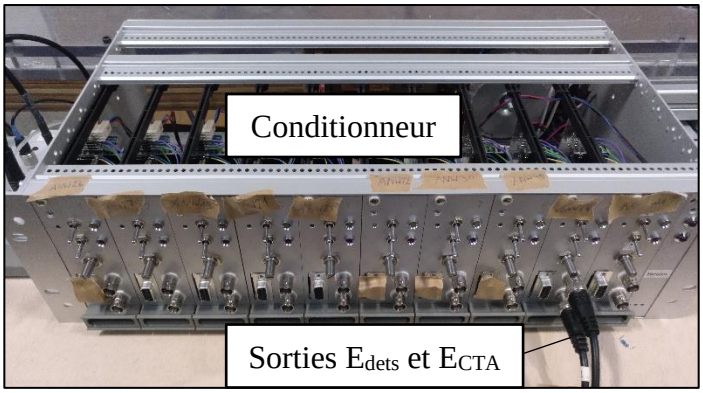



Figure 105. Conditionneur pour le fonctionnement de dix capteurs en parallèle.

Les réponses du capteur seront semblables à celles présentées sur la Figure 101 précédente. Dans les zones où l'écoulement est attaché, la contrainte pariétale est positive et la réponse calorimétrique est donc également positive. Dans les zones de décollement, des phénomènes de recirculation amènent des écoulements inverses et une contrainte pariétale négative, la réponse calorimétrique est donc négative. Nous verrons dans la partie sur les résultats expérimentaux (Paragraphe 5.2.1) que les signaux de sortie du capteur seront en corrélation avec la sensibilité de lecture des fluctuations de l'écoulement.

### 5.1.2.3. Banc de décollement de l'ETS de Montréal : Formation d'une bulle de décollement laminaire

Contrairement à la soufflerie précédente permettant de recréer une bulle de décollement turbulente, la soufflerie de l'Ecole de Technologie Supérieure de Montréal permet de recréer une bulle de décollement laminaire. Ce banc de décollement a donc permis de mesurer la sensibilité du capteur calorimétrique à fils chauds (capteur gap) avec de faibles contraintes pariétales. La soufflerie est présentée dans son ensemble sur la Figure 106. Un diffuseur permet de maintenir un écoulement constant dans un canal de 3 m de long et 0.6 m de large. Une bulle de décollement est formée en son centre.

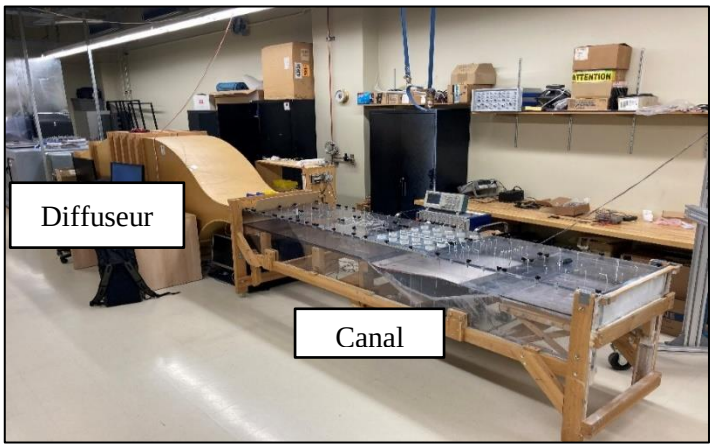



Figure 106. Soufflerie de l'Ecole de Technologie Supérieure. Ecoulement en régime laminaire.

Le décollement de la couche limite est créé par un gradient de pression induit par une différence de hauteur de canal (Figure 107). Une bulle de décollement se crée sur la surface supérieure du canal. Les travaux de recherche de l'ETS consistent à comprendre les écoulements au sein d'une la couche limite laminaire et le phénomène de décollement de cette couche. Des travaux expérimentaux ont montré la formation de Bulle de Séparation Laminaire (LSB), notamment grâce à des mesures au fil chaud [72]. Les capteurs calorimétriques ont permis de mesurer les vitesses de frottement le long de la surface du canal afin de compléter la compréhension de la formation de la LSB.

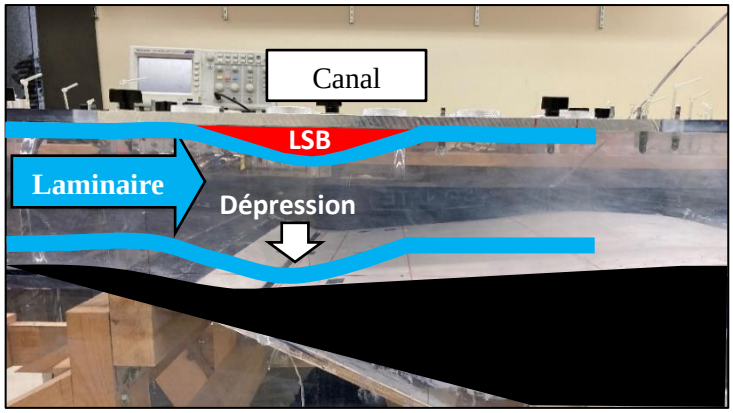



Figure 107. Soufflerie en vue de côté. Formation de la bulle de décollement LSB (Laminar Separation Bubble).

## 5.2. Études dimensionnelle et structurelle du capteur calorimétrique

Dans le chapitre 3, le modèle numérique a permis d'étudier l'influence de la géométrie et de la structure du capteur calorimétrique, en particulier la taille de la cavité et la distance inter-résistances. Dans cette partie, ces mêmes paramètres seront étudiés d'un point de vue expérimental. Au niveau de l'architecture du capteur, une étude sur quatre structures de la moins à la plus robuste va permettre de déterminer leur performance en termes d'étendues de mesure. Des études expérimentales sur les différentes géométries et structures ont été réalisées à l'Université Technique de Berlin et seront présentées. Les expériences ont été réalisées sur le banc d'étalonnage introduit au début de ce chapitre.

### 5.2.1. Processus de traitement des données d'étalonnage

Nous venons de voir dans le paragraphe 5.1.1 que les signaux de sortie des réponses d'étalonnage sont mesurés en tension et cela pour chaque capteur, il est donc difficile de comparer les résultats entre eux car les valeurs électriques de sortie ne sont pas identiques en termes d'étalonnage. De plus, dans la simulation numérique du capteur, la réponse des détecteurs est donnée directement en température. C'est pourquoi, le traitement des données d'étalonnage consiste tout d'abord à convertir en température le signal issu des différentes sorties, à partir des caractéristiques thermoélectriques de chacun des capteurs.

Nous avons vu également qu'un des intérêts de ce capteur est qu'il puisse donner une information sur le sens d'écoulement du fluide avec des mesures positives et négatives de la contrainte pariétale. Or, dans l'étude numérique, les écoulements ne peuvent être réalisés que dans un seul sens avec en sortie une contrainte pariétale positive. Néanmoins, les travaux expérimentaux ont permis de montrer le fonctionnement bidirectionnel en positionnant le capteur à 0 puis à 180° par rapport à l'écoulement et les réponses ont montré des comportements très similaires mais pas tout à fait égaux car le fonctionnement et la planéité des dispositifs ne sont pas identiques. De cela, nous avons extrait deux $\delta T$ (différence de température entre les deux détecteurs), un pour le sens 1 et un autre pour le sens 2 (Figure 108).

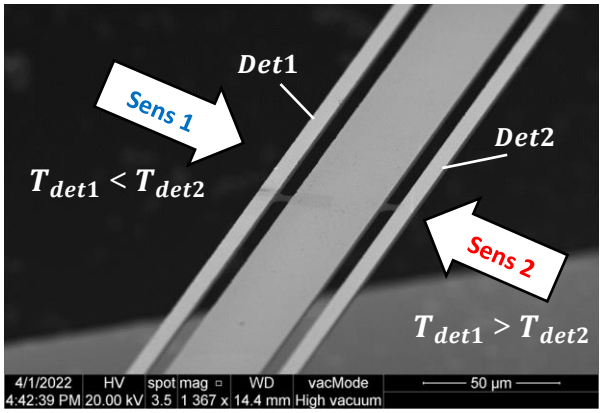



Figure 108. Représentation des deux sens d'écoulement du fluide lors de l'étalonnage d'un capteur pariétal.

Ce $\delta T$ correspond donc à la température du détecteur en aval moins la température du détecteur en amont de l'écoulement.

$$\partial T = T_{aval} - T_{amont}$$

Sur la Figure 109, nous remarquons cependant que ces 2 $\delta T$ sont quasiment égaux. C'est pourquoi, nous avons décidé de présenter sur les différentes études qui vont suivre, la moyenne de ces 2 $\delta T$ afin d'avoir une étude « statistique » qui sera la représentation moyenne et globale de la réponse du capteur.

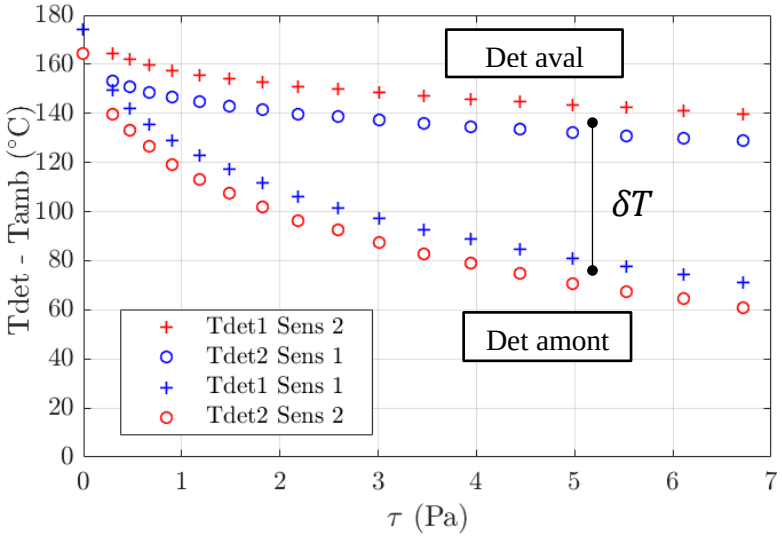



Figure 109. Comportement des températures des résistances de détection dans les deux sens d'écoulement du fluide.

La Figure 110 présente l'exemple d'une variation de la réponse calorimétrique $\partial T$ issue de l'étalonnage d'un capteur, en fonction de la contrainte pariétale $\tau$ ou de la vitesse de frottement $u_\tau$. Par la suite, les données seront présentées en grande partie en fonction de la vitesse de frottement. En effet, la vitesse de frottement est une donnée commune et nécessaire puisqu'elle permet de normaliser les écoulements au sein de la couche limite.

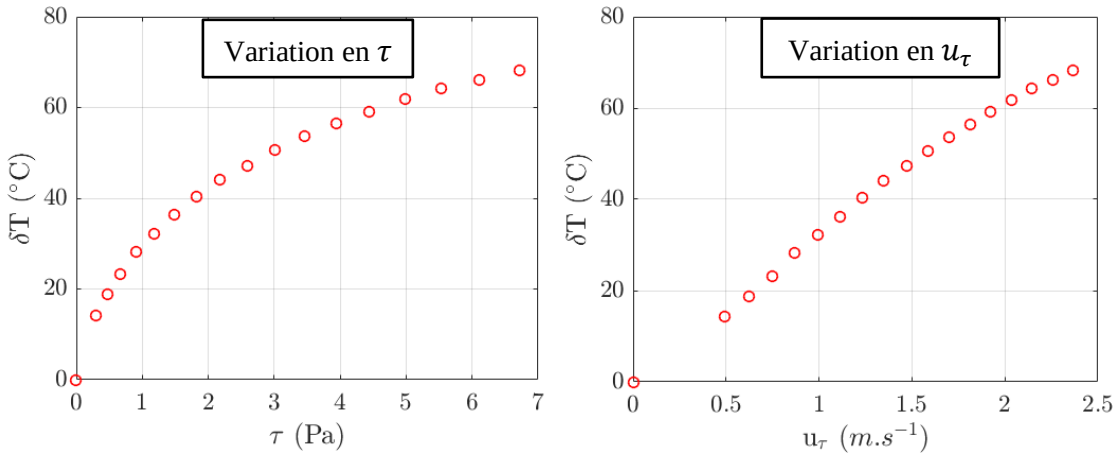



Figure 110. Différence de température entre les résistances de détection en fonction de la contrainte pariétale et de la vitesse de frottement.

La sensibilité et l'étendue de mesure de chaque capteur seront alors étudiées. Pour cela, un exemple de traitement des courbes d'étalonnage est représenté sur la Figure 111. Pour rappel, il est pris communément comme définition de l'étendue de mesure, la plage de mesure correspondant à une croissance continue de la sortie jusqu'à ce que celle-ci ne commence à décroître. La sensibilité d'un capteur quant à elle, est définie par la variation de la sortie sur l'entrée en un point de fonctionnement donné. Dans notre cas, cette sensibilité n'est pas constante puisque la réponse du capteur n'est pas linéaire. C'est pourquoi, on parlera plus de courbe d'étalonnage du capteur que de sa sensibilité. Néanmoins, il sera nécessaire quelquefois dans la discussion, de parler de sensibilité plus ou moins importante des capteurs.

D'un point vue expérimental, et compte tenu de la réponse de nos capteurs et des bancs de mesure dont nous disposons, la saturation ne sera pas atteinte et l'étendue de mesure réelle ne sera pas mesurée. Une estimation pourra tout de même être possible en se basant sur la bonne corrélation entre simulation et expérience.

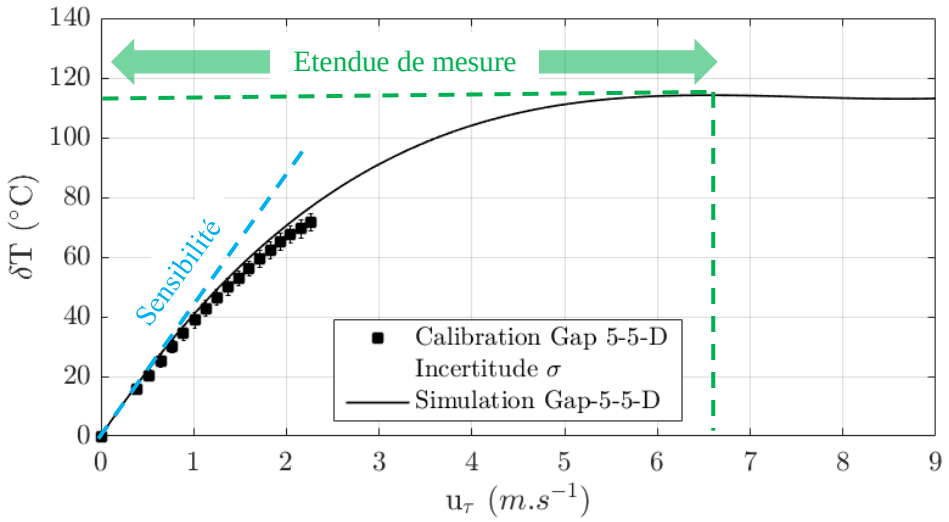



Figure 111. Représentation de la sensibilité et de l'étendue de mesure d'un capteur sur une courbe d'étalonnage.

Enfin, un calcul de l'incertitude sur la mesure de chaque structure du capteur calorimétrique a été réalisée. L'incertitude totale $\sigma$ a été calculée sur deux facteurs :

- L'écart type sur la répétabilité de la mesure $\sigma_{mesure}$. La calibration est réalisée trois fois par capteur. La calibration comprend la mise en place du capteur dans la soufflerie et l'étalonnage de la mesure des pressions au sein du canal.
- L'écart type sur trois capteurs de dimensions nominales identiques $\sigma_{capteur}$.

$$\sigma = \sqrt{{\sigma_{mesure}}^2 + {\sigma_{capteur}}^2}$$

Maintenant que le processus de traitement des valeurs de calibration est donné, nous allons présenter les différents résultats sur les études géométriques du capteur à fils ou films chauds gap, nogap, membrane et kapton.

## 5.2.2. Résultats expérimentaux sur le comportement du capteur calorimétrique à fils chauds

### 5.2.2.1. Influence de la distance inter-résistances

Une première étude expérimentale du capteur gap a permis d'observer l'influence de la distance inter-résistances sur la réponse calorimétrique. Le Tableau 19 présente les deux structures du capteur étudiées. La résistance de chauffe et la taille de la cavité restent identiques et les dimensions des résistances de détection et la distance inter-résistances varient pour 5 et 3 µm, d'où leurs noms « 5-5 » et « 3-3 ». Le « D » correspond au capteur avec des cavités droites rectangulaires. On remarque que deux paramètres ont varié en même temps : la distance inter-résistances et la largeur des résistances de détection. Ce dernier n'est pas en tant que tel un paramètre mais nous avions voulu diminuer homothétiquement ces deux grandeurs, ce qui ne va pas dans le sens d'une étude paramétrique. Cependant, nous avons pu vérifier sur des manipulations faites sur d'autres échantillons et en appui des simulations, que ce paramètre n'a quasiment pas d'influence sur la réponse dans le cas de cette variation de 2 µm. En effet, le détecteur étant en platine, qui est un métal avec une conductivité thermique importante, l'homogénéité de la température sur le capteur est identique pour une largeur de 3 et une de 5 µm. Nous pouvons donc en conclure, dans ce cas, que le seul paramètre étudié sera la structure inter-résistances. Le résultat d'étalonnage des températures des résistances de détection pour les deux distances inter-résistances est présenté sur la Figure 112, ainsi que les simulations numériques associées.

Tableau 19. Etude expérimentale de la distance inter-résistance du capteur calorimétrique.

| Etude de la distance $d$ | $T°C\ de\ Rch$ | $Inter-résistance\ d$ | $Cavité$ |
|---|---|---|---|
| Capteur Gap-5-5-D | 220°C | **5** µm | Droite ($h_c = 200\ \mu m$) |
| Capteur Gap-3-3-D | 220°C | **3** µm | Droite ($h_c = 200\ \mu m$) |

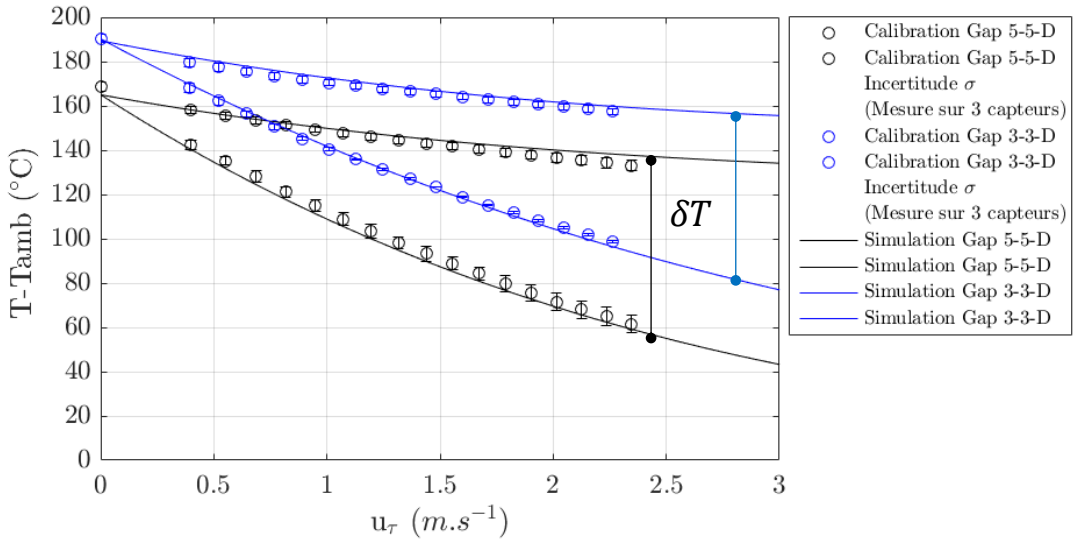



Figure 112. Calibrations et simulations des capteurs Gap-5-5-D et Gap-3-3-D. Graphique de la température des détecteurs en fonction de la vitesse de frottement.

Le comportement des deux structures est quasiment identique. Comme prévu, les détecteurs placés en amont de la chauffe ont une décroissance en température supérieure au détecteurs placés en aval. Le graphique permet de visualiser l'influence de la distance inter-résistances sur la température des résistances de détection. Le rapprochement des fils de détection vers la résistance de chauffe engendre une température mesurée de chaque détecteur plus élevée. En effet, les résistances de détection se trouvent plus proches du centre du gradient thermique où la température est la plus élevée. De ce fait, le $\delta T$ est plus faible lorsque les résistances de détection se rapprochent de la résistance de chauffe. La simulation numérique de ces deux structures montrent une très bonne adéquation avec les mesures réalisées en soufflerie. Ce résultat valide la pertinence des simulations pour la stucture Gap du capteur calorimétrique.

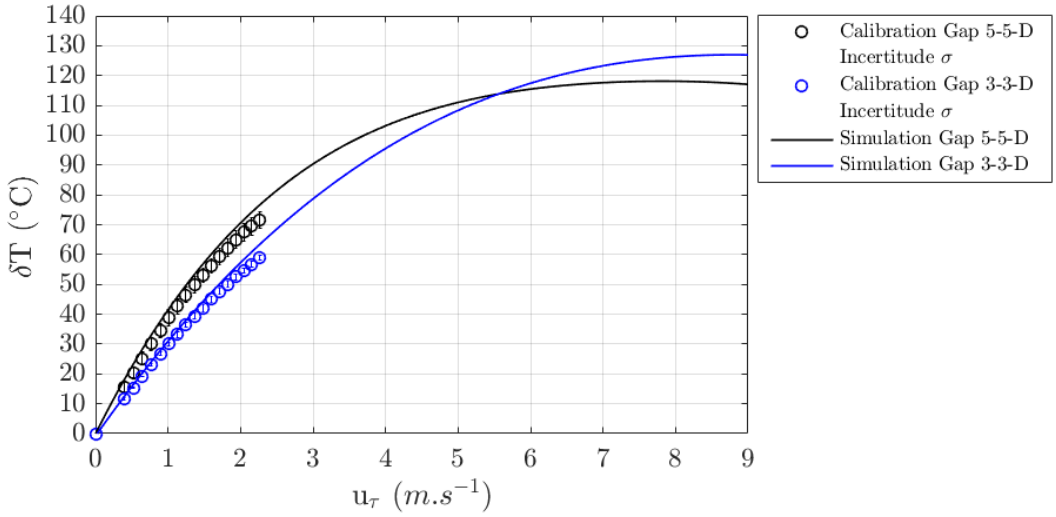



Figure 113. Calibrations et simulations des capteurs Gap-5-5-D et Gap-3-3-D. Courbes du δT en fonction de la vitesse de frottement.

A partir de ces résultats, nous pouvons en déduire que le delta de température entre les résistances de détection est représentatif de la réponse du capteur (Figure 113). Comme prévu par les simulations, la diminution de la distance inter-résistances $d$ diminue la sensibilité du capteur alors que son étendue de mesure augmente.

Dans le paragraphe 3.2.2.4 de l'étude numérique, la distance inter-résistances a été étudiée pour des valeurs comprises entre 1 à 50 µm et nous avons pu constater un comportement identique. Cela veut donc dire qu'en fonction de l'étendue de mesure visée, nous allons pouvoir choisir la distance la plus appropriée, mais au détriment de la sensibilité du capteur. Malgré cela, même dans le cas du capteur 3-3, la sensibilité reste élevée et facile à traiter électroniquement.

### 5.2.2.2. Influence de la géométrie de la cavité sur les performances du capteur calorimétrique

Une deuxième étude expérimentale du capteur gap a permis de comprendre l'influence de la géométrie de la cavité sur les performances du capteur. Pour cela, deux paramètres ont été étudiés : la profondeur de la cavité et la forme de la cavité. Pour l'étude de la profondeur de la cavité, nous avons joué sur la durée de la gravure du substrat de silicium afin d'atteindre les dimensions désirées. Pour l'étude de la forme de la cavité, des capteurs avec une cavité dite « droite » et « pivotée à 45° » ont été comparés. Cette différence de forme provient du choix de l'architecture du masque du $SiN_x$ pour la gravure du silicium, comme nous le verrons dans le paragraphe b. de cette partie.

#### a. Influence de la profondeur de la cavité

L'étude expérimentale de l'influence de la profondeur de la cavité s'est portée sur le capteur Gap-5-5 dont les résultats numériques ont été exposés précédemment. Le Tableau 20 présente les paramètres du capteur étudié. La profondeur de la cavité varie de 70 à 200 µm de selon les capteurs.

Tableau 20. Paramètres de l'étude de la profondeur de la cavité du capteur calorimétrique.

| *Capteur* | *T°C de Rch* | *Largeur Rdet* | *Inter − résistances d* | *Pronfondeur* $h_c$ |
|---|---|---|---|---|
| Gap-**5-5** | 220°C | **5** µm | **5** µm | $50,70,100,200,300\ et\ 400\ \mu m$ |

L'étude de la température des détecteurs sans écoulement en fonction de la profondeur de la cavité a été réalisée et comparée aux résultats numériques (Figure 114). Les mesures sont faites sans écoulement (à $u_\tau$ = 0 ) et nous remarquons tout d'abord que la température des détecteurs diminue avec la diminution de la profondeur. Ce résultat est cohérent car plus le fond de la cavité se rapproche de la résistance de chauffe, plus les pertes thermiques sont importantes et plus la température des détecteurs diminue. Nous voyons cependant que cette profondeur commence à avoir une influence qu'à partir d'une valeur de 200 µm. Pour des profondeurs plus importantes, la température des détecteurs reste constante. Au niveau du procédé de fabrication, on pourra donc se limiter à des gravures de 200 µm.

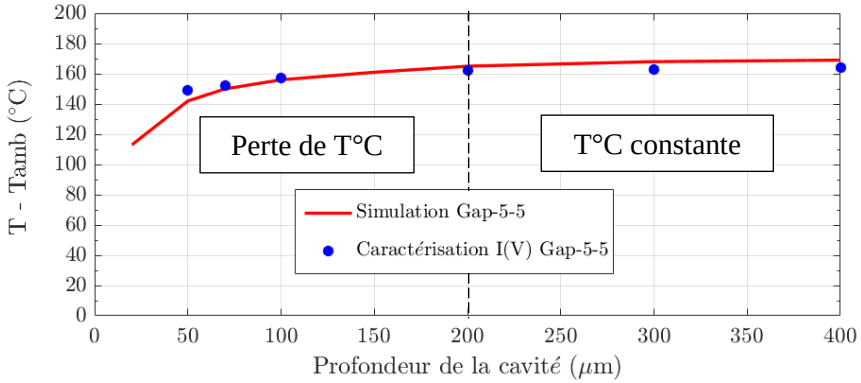



Figure 114. Résultat expérimental sur l'influence de la profondeur de cavité (Delta T).

En effet, cette évolution de la température des détecteurs se retrouve également sur la Figure 115 où sont données les variations de la température des détecteurs en fonction de $u_\tau$ et donc de l'écoulement pour différentes profondeurs. Nous observons des comportements similaires quelle que soit la profondeur. A savoir que dans cette étude, les dispositifs avec des profondeurs de 50, 300 et 400 µm n'ont pas été étudiés à cause de la casse de certains échantillons et par manque de temps.

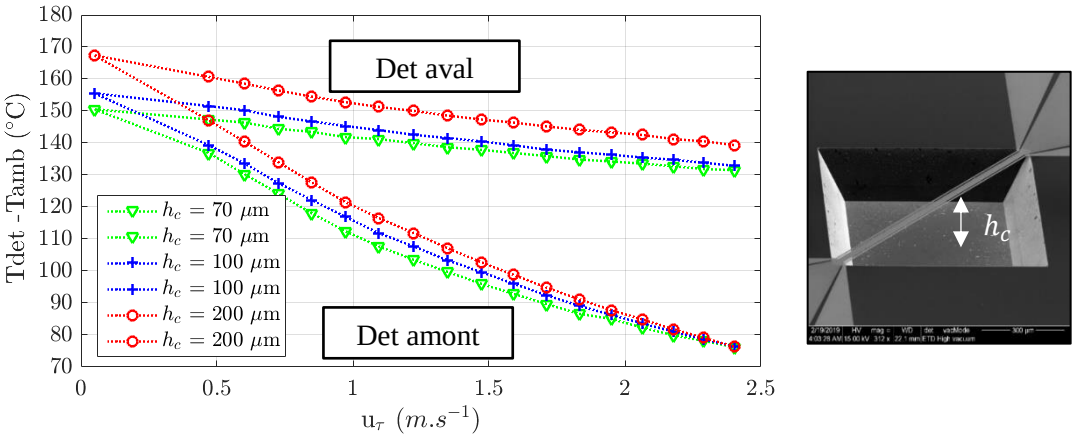



Figure 115. Influence de la profondeur de la cavité sur la température des détecteurs en fonction de $u_\tau$.

Ce résultat est confirmé avec le tracé de $\partial T$ sur la Figure 116 où les résultats numériques ont été ajoutés. La simulation a permis de tracer des courbes numériques vers les faibles et les grandes profondeurs afin de clairement montrer que la sensibilité croit avec la profondeur de la cavité pour atteindre un palier à partir de 200 µm. Nous remarquons également qu'à partir de 70 µm de profondeur, les réponses des différents capteurs sont relativement proches avec un écart maximal pour ces vitesses d'environ 10 %.

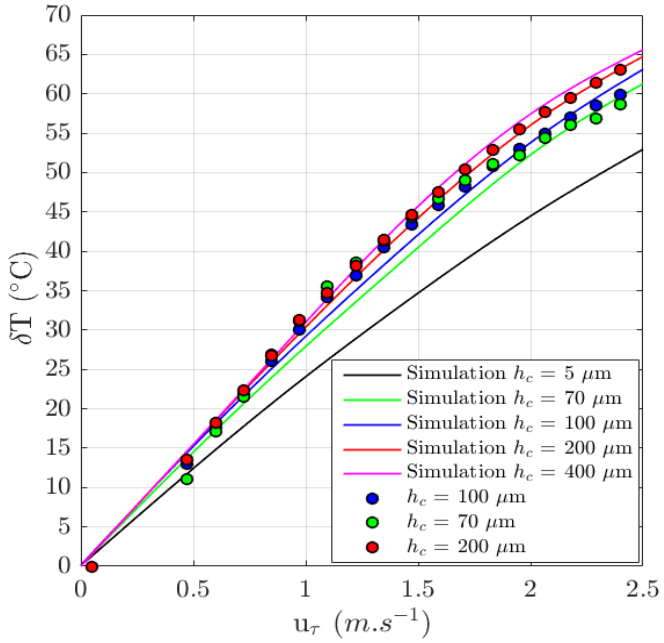



Figure 116. Influence de la profondeur de la cavité sur la sensibilité en fonction de $u_\tau$.

**b. Influence de la forme de la cavité**

Une étude expérimentale sur la comparaison de capteurs avec une cavité dite « droite » et une cavité dite à « 45° » a été réalisée afin de mesurer l'influence de leur géométrie sur la réponse des capteurs. On rappelle que pour faciliter la gravure de la cavité et la libération des fils suspendus, une solution a été utilisée en pivotant les motifs du capteur de 45° par rapport au plan cristallin du silicium (Figure 117). Cela permet une gravure beaucoup plus rapide sous les résistances et facilite le contrôle de la profondeur de la cavité, ce qui n'est pas le cas avec la cavité droite. Néanmoins, la fabrication d'un capteur avec une cavité droite est tout de même possible en tiltant la géométrie de seulement quelques degrés par rapport à ce plan, mais reste délicate. Dans les deux cas, les dimensions des résistances sont les mêmes avec une longueur de 1000 µm. Cependant, comme nous pouvons le voir sur la Figure 117, cette longueur pour les capteurs à 45° correspond à la diagonale de la cavité, ce qui implique que cette dernière a un volume inférieur et donc potentiellement une sensibilité plus faible. L'étude va donc permettre de comparer la réponse calorimétrique pour deux géométries. La Figure 118 présente les résultats des mesures expérimentales réalisées en soufflerie pour les deux cavités étudiées.

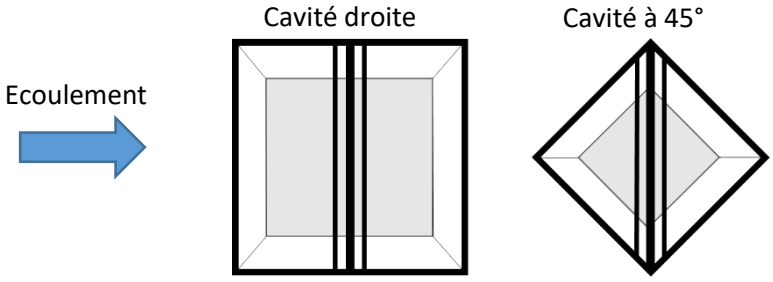



Figure 117. Représentation de la cavité « droite » et de la cavité à « 45° ».

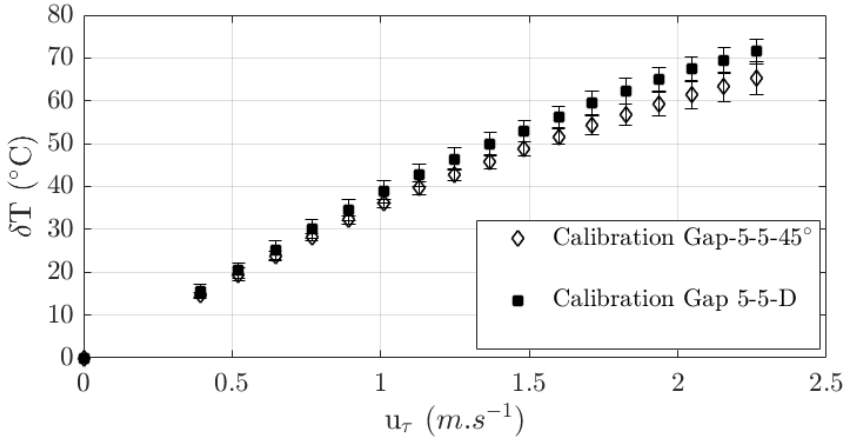



Figure 118. Comparaison des mesures d'étalonnage pour les capteurs avec une cavité droite et une cavité à 45°.

Nous remarquons qu'effectivement, la cavité à 45° présente une sensibilité plus faible que la cavité droite, mais que cette différence n'est que de l'ordre de 5 %. Les comportements sont donc sensiblement les mêmes et il sera choisi, pour sa plus grande souplesse dans le procédé de fabrication, la cavité à 45° pour l'élaboration des futurs capteurs.

Des simulations numériques réalisées en complément de ces résultats ont permis de prédire l'étendue de mesure des deux géométries de la cavité. La Figure 119 présente la superposition des résultats expérimentaux et numériques pour le capteur Gap-5-5. Les simulations d'une cavité à 45° ont été réalisées en diminuant la longueur de la cavité par deux (L = 500 µm). En effet, cette réduction de longueur permet de simuler la diminution du volume de la cavité de la géométrie droite, pour que celui-ci soit représentatif de la cavité à 45°. Nous remarquons sur la Figure 119 la bonne adéquation des résultats expérimentaux et numériques, ce qui confirme l'hypothèse précédente. De plus, ces résultats montrent que l'étendue de mesure est légèrement plus grande pour les capteurs avec une cavité à 45° mais avec une sensibilité inférieure aux capteurs avec une cavité droite.

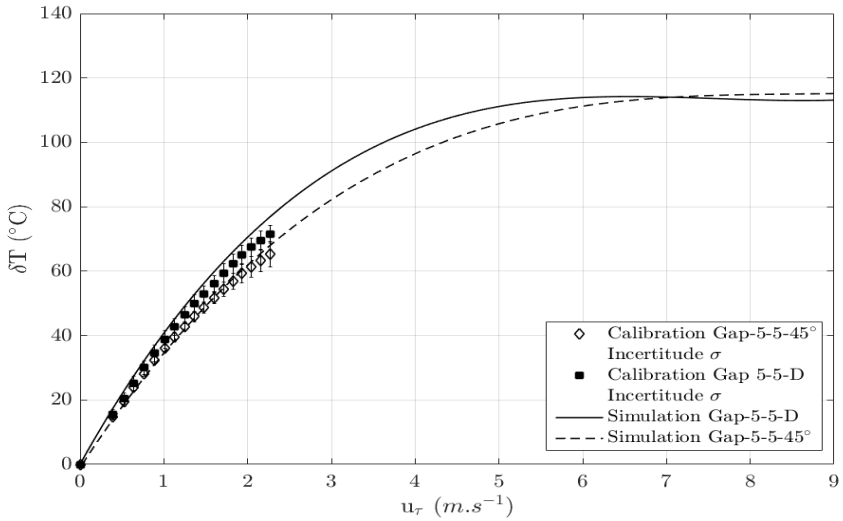



Figure 119. Réponse calorimétrique du capteur Gap-5-5 pour une cavité droite et une cavité à 45°.

La Figure 120 présente la même comparaison que précédemment mais pour un capteur Gap-3-3. Les résultats sont comparables aux précédents, avec cependant une augmentation de l'étendue de mesure pour les deux cavités.

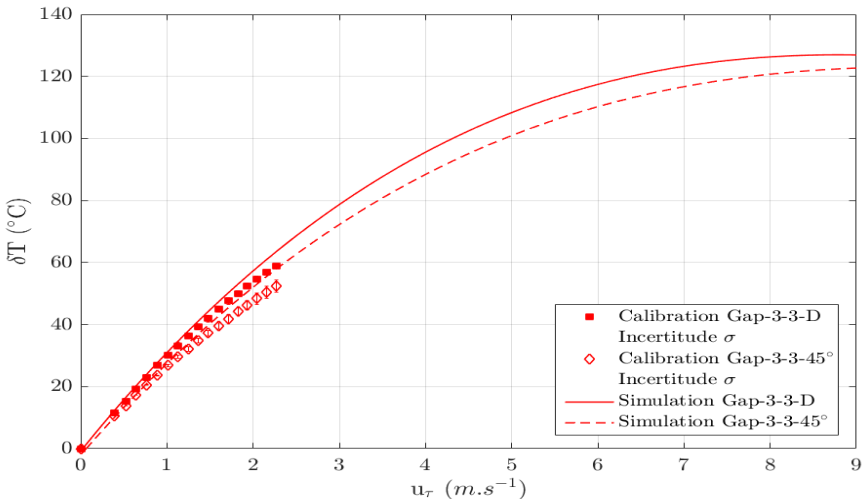



Figure 120. Réponse calorimétrique du capteur Gap-3-3 pour une cavité droite et une cavité à 45°.

### 5.2.3. Résultats expérimentaux sur l'étude structurelle du capteur calorimétrique

Cette partie présente les résultats expérimentaux des études menées sur les différentes structures du capteur, que l'on comparera avec le modèle numérique. Les capteurs étudiés sont donc les capteurs nogap et membrane, conçus pour améliorer la robustesse mécanique sur substrat silicium, mais également le capteur kapton conçu pour s'adapter aux surfaces incurvées. L'aspect géométrique de ces structures et leur différence ont été détaillées dans le paragraphe 3.2.2 du chapitre 3. Cependant, on rappelle ici leurs principales caractéristiques : le capteur nogap possède une liaison du nitrure de silicium entre les résistances, formant donc un pont unique sur lequel sont positionnées les résistances de chauffe et de détection. Le capteur membrane, comme son nom l'indique, présente une membrane de $SiN_x$ sur toute la cavité. Quant au capteur kapton, c'est une feuille de kapton de 25 µm d'épaisseur, sans cavité ni membrane, sur lequel sont aussi positionnées les résistances de chauffe et de détection.

Les structures à films chauds ont la particularité d'avoir, en plus des échanges thermiques par convection, des échanges par conduction entre les résistances, et pour certaines des résistances vers le substrat à travers la membrane. Nous avons pu constater lors des caractérisations thermoélectriques des détecteurs, mais également lors de l'étude numérique, que les températures des détecteurs tendent plus vers celle de la résistance de chauffe. Cette observation va donc avoir un impact sur le comportement des capteurs car nous avons vu que les échanges thermiques par conduction dans un solide sont plus élevés que par convection dans un gaz. Le mode CTA du fil de chauffe va donc maintenir les résistances de détection à des températures élevées malgré l'écoulement du fluide. La Figure 121 présente les résultats de calibration en soufflerie des capteurs avec les simulations associées.

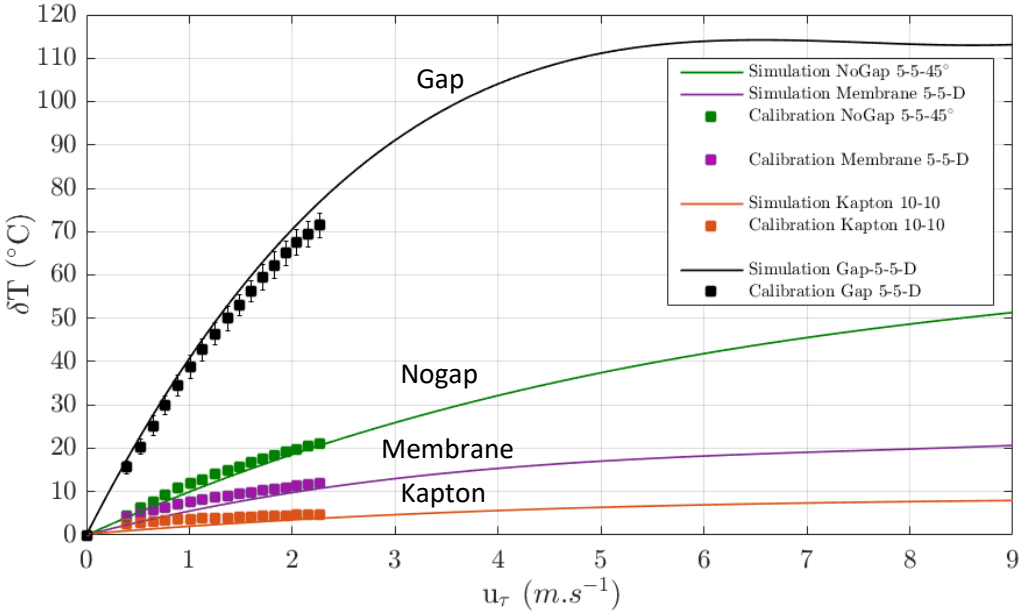



Figure 121. Réponses calorimétriques expérimentales et numériques des capteurs gap, nogap, membrane et kapton.

Le graphique montre que la réponse et donc la sensibilité des capteurs à films chauds est inférieure à celle du capteur gap (à fils chauds). Le capteur nogap a une réponse inférieure de l'ordre d'un facteur trois par rapport au capteur gap, quant au capteur membrane, sa réponse est deux fois inférieure à celle du nogap. Enfin pour le capteur kapton, son fonctionnement à température de chauffe plus faible (140°C au lieu de 220°C) et une distance inter-résistances plus élevée (10 µm au lieu de 5 µm) impliquent une réponse inférieure à celles des autres capteurs.

Ces résultats s'expliquent aisément par les échanges thermiques et l'isolation des fils de détection vis-à-vis de la résistance de chauffe et de l'écoulement. Sans surprise, la structure la plus isolée (gap) a la réponse la plus élevée, suivie de celle du nogap avec une liaison solide entre les résistances, puis la structure membrane recouvrant la totalité de la cavité, et enfin la structure kapton qui possède les détecteurs les moins isolés malgré le fait que ces derniers se trouvent à une distance de 10 µm de la résistance de chauffe.

Les mesures de calibration ont pu être confirmées par la simulation numérique, qui reste en bonne adéquation avec les résultats expérimentaux. Cela confirme que le modèle numérique développé répond bien à la problématique et nous permettra donc, en perspective, de se baser sur ce dernier pour développer de nouvelles structures. La Figure 121 nous montre également que la soufflerie d'étalonnage utilisée ne nous a pas permis d'atteindre la limite expérimentale de l'étendue de mesure des différents capteurs. Néanmoins, si nous nous basons se base sur le modèle numérique, nous observons que plus la sensibilité diminue et plus l'étendue de mesure augmente, même si la saturation pour les structures à films chauds n'est pas atteinte. L'étendue de mesure du capteur gap est de l'ordre de 7 $m.s^{-1}$ alors que pour les autres elle se situe à des valeurs supérieures à 9 $m.s^{-1}$.

En conclusion, tous les capteurs présentent des réponses non négligeables en termes de signal dans ce mode d'étalonnage et pour des contraintes pariétales relativement importantes. Les capteurs présentent une robustesse mécanique croissante à l'inverse de leur sensibilité et leur application pourrait être ciblée en fonction de la mesure demandée. Cependant, nous verrons plus loin que les capteurs les plus robustes présenteront d'autres défauts incompatibles avec certaines applications.

## 5.2.4. Réponse en fréquence des capteurs calorimétriques

La qualité de la réponse en fréquence du capteur calorimétrique est fondamentale dans l'interprétation des résultats expérimentaux. En effet, il sera nécessaire d'avoir une réponse en fréquence des résistances de détection adaptée aux perspectives de mesure des fluctuations de l'écoulement en surface et à la mesure de la contrainte pariétale dans un régime d'écoulement turbulent. [73].

Dans l'étude de la réponse en fréquence de notre capteur, une mesure expérimentale des signaux de sortie $E_{CTA}$ et $E_{dets}$ a été réalisée dans la soufflerie de calibration avec un écoulement turbulent et constant (1 Pa). Pour cela, la quantité des données récoltées doit être assez élevée afin d'obtenir un spectre en fréquence le plus représentatif de la réponse fréquentielle des capteurs. Une optimisation de la quantité de données a donc été trouvée pour une fréquence d'échantillonnage de 10 kHz pour une durée de mesure de 10 s. Un premier résultat visible sur la Figure 122 présente la densité spectrale de puissance PSD (Power Spectral Density) sur la mesure de la fluctuation de la contrainte pariétale sur les signaux de sortie anémométrique et calorimétrique. Les spectres ont été ajustés par une normalisation des signaux, au signal basse fréquence.

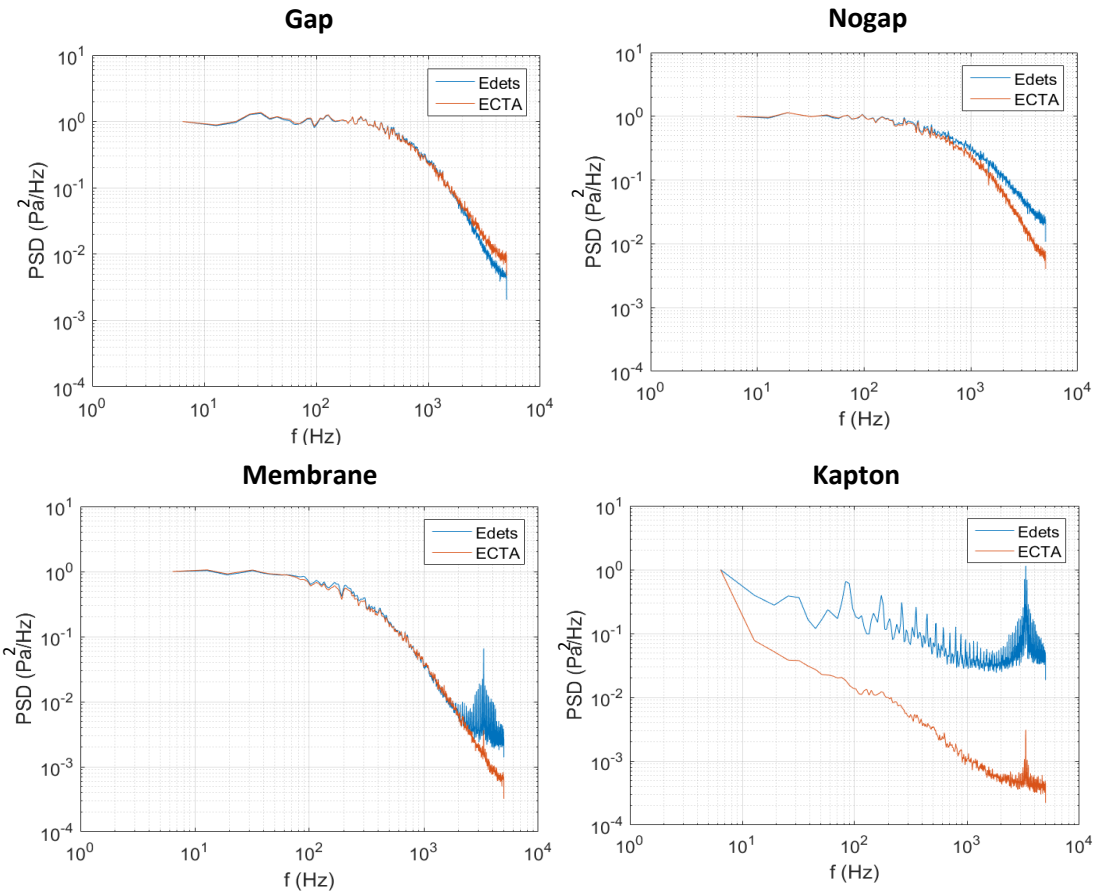



Figure 122. Densité spectrale de puissance PSD sur les sorties anémométrique $E_{CTA}$ et calorimétrique $E_{dets}$ pour les capteurs gap, nogap, membrane et kapton.

Les graphiques PSD présentent des résultats intéressants sur le comportement des différents capteurs. Si l'on regarde les spectres du capteur gap (à fils chauds), on remarque que les PSD des deux sorties $E_{CTA}$ et $E_{dets}$ se suivent avec une légère atténuation pour la sortie calorimétrique. Ce résultat a été également obtenu lors des premières études sur la dynamique des premiers capteurs [42]. Une potentielle explication de ces résultats serait la suivante : si l'on prend comme référence la réponse en fréquence du CTA, elle est relativement rapide car la boucle fermée envoie de la puissance électrique de manière intrinsèque dans un pont fait en majorité de métal et qui donc réagit rapidement au vue de sa conductivité thermique. En revanche, les détecteurs qui ne sont pas sur le même pont et qui sont isolés par l'air ne réagissent que par leur temps de réponses propres. Les échanges par convection sont donc moins rapides que pour le CTA à hautes fréquences.

Dans le cas du capteur nogap, on remarque que la réponse en fréquence de la sortie calorimétrique est supérieure à celle du CTA. Cela peut être expliqué par le fait que les résistances de détection se trouvent sur le même pont que la résistance de chauffe. Autrement dit, il existe un déphasage de temps entre les fluctuations du gradient thermique au sein du solide isolé par une cavité et les fluctuations de l'écoulement au sein de cette cavité. Enfin, même si nous ne pouvons pas parler de fréquence de coupure, nous observons que les atténuations de ces deux derniers capteurs montrent des comportements relativement proches.

Concernant le capteur membrane, nous remarquons une densité spectrale comparable entre les sorties CTA et calorimétrique avec une légère différence en faveur de la sortie calorimétrique.

Enfin, si nous regardons le PSD du capteur kapton (films chauds sans cavité), nous remarquons que la densité spectacle chute en comparaison aux autres capteurs à une fréquence donnée. De plus, les deux spectres ne se suivent pas, le spectre calorimétrique est plus élevé que le spectre anémométrique. Les résultats n'ont aucun sens pour ce capteur car le rapport signal sur bruit est trop faible, nous empêchant de conclure sur ce résultat.

Néanmoins, comme montré précédemment, la supériorité de la réponse calorimétrique peut être expliqué par des fluctuations plus grandes de l'écoulement, qui agissent plus rapidement sur les détecteurs que sur le gradient thermique dans le solide. Pour cela, nous avons mesuré les densités spectrales des capteur gap-5-5 et gap-3-3. Le résultat est visible sur la Figure 123 ci-dessous.

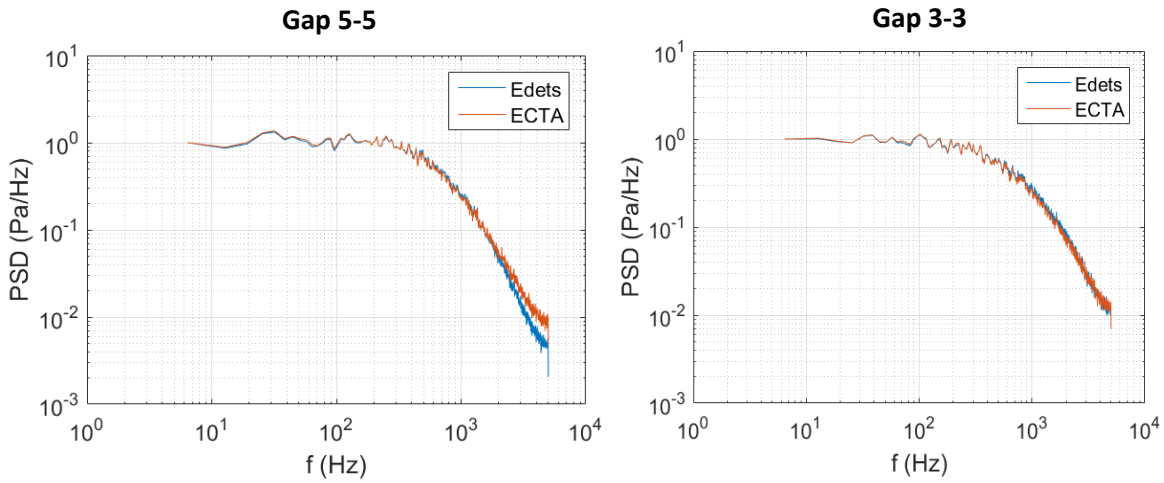



Figure 123. Densité spectrale de puissance des capteurs calorimétriques gap 5-5 et 3-3.

La Figure 123 montre que la densité spectrale de puissance est légèrement plus élevée pour les hautes fréquences pour le capteur Gap-3-3 que pour le capteur Gap-5-5. L'explication se base sur les explications évoquées au début de ce paragraphe. En effet, bien qu'isolés thermiquement par l'air, les fils de détection de capteur Gap-3-3 sont plus proches de la résistance de chauffe que le capteur Gap-5-5, et par conclusion réagissent donc plus rapidement aux fluctuations de l'écoulement.

D'après Sheplak et al. [74], une fréquence de coupure de 10 kHz permettrait la mesure idéale des fluctuations proches paroi avec un régime d'écoulement turbulent. Nous pouvons donc conclure que la fréquence de coupure est meilleure lorsque les résistances de détection sont proches de la résistance de chauffe et que cette amélioration va dans le sens d'une mesure plus précise des fluctuations des écoulements proches paroi. Ce dernier résultat fait suite également aux premières mesures réalisées sur le capteur calorimétrique et la conclusion d'une amélioration de la fréquence de coupure pour des distances inter-résistances passant de 10 à 5 µm.

En conclusion, nous pouvons dire que les résultats présentés dans cette partie sont très préliminaires et qu'une étude plus approfondie serait nécessaire à la compréhension des réponses des différents capteurs.

## 5.2.5. Performances en conditions aérodynamiques élevées

Une étude expérimentale sur la mesure de la contrainte pariétale en conditions aérodynamiques élevées a été réalisée à l'Université Technique de Berlin. Les résultats de cette étude ont été présentés à la conférence internationale DTIP Paris 2019 [75], avec pour objectif d'introduire le capteur calorimétrique sur substrat kapton et les avantages et les inconvénients qu'il peut avoir vis-à-vis du capteur sur substrat silicium. Pour rappel, le modèle numérique développé au cours de cette thèse nous a permis de quantifier les étendues de mesure de ces deux capteurs et les résultats ont montré qu'avec une structure kapton, l'étendue de mesure devrait être plus élevée que celle d'une structure gap. L'étude expérimentale présentée dans cette partie va donc nous permettre à la fois de confirmer la tendance du modèle numérique, mais également si possible de déterminer les limites métrologiques et mécaniques des structures gap et kapton pour des contraintes pariétales pouvant atteindre 50 Pa.

La Figure 124 présente le banc de mesure expérimental utilisé pour l'étude à hautes contraintes pariétales des capteurs gap et kapton. Les conditions aérodynamiques élevées sont reproduites à l'aide d'un système de mise sous pression de l'air. Pour cela, l'air provenant d'un tuyau est mis sous pression dans un conduit plus fin, puis accéléré par un bec de sortie disposé sur la paroi. Ce principe a permis d'atteindre des contraintes pariétales jusqu'à 50 Pa et ces contraintes ont pu être mesurées avec un capteur de pression. Le capteur calorimétrique, tout comme le capteur de pression, est placé sur la trajectoire de l'écoulement (le système de mise sous pression de l'air pouvant se décaler de l'un à l'autre). Néanmoins, on ne parlera pas de d'étalonnage pour ces mesures car la pression dans la soufflerie n'est pas d'une grande précision, c'est pourquoi les résultats expérimentaux avec les simulations précédentes ne seront pas comparés. L'intérêt de cette expérience se trouve dans l'interprétation des réponses calorimétriques pour des capteurs peu robustes (capteur gap) et des capteurs robustes (capteur kapton) soumis à de fortes contraintes pariétales.

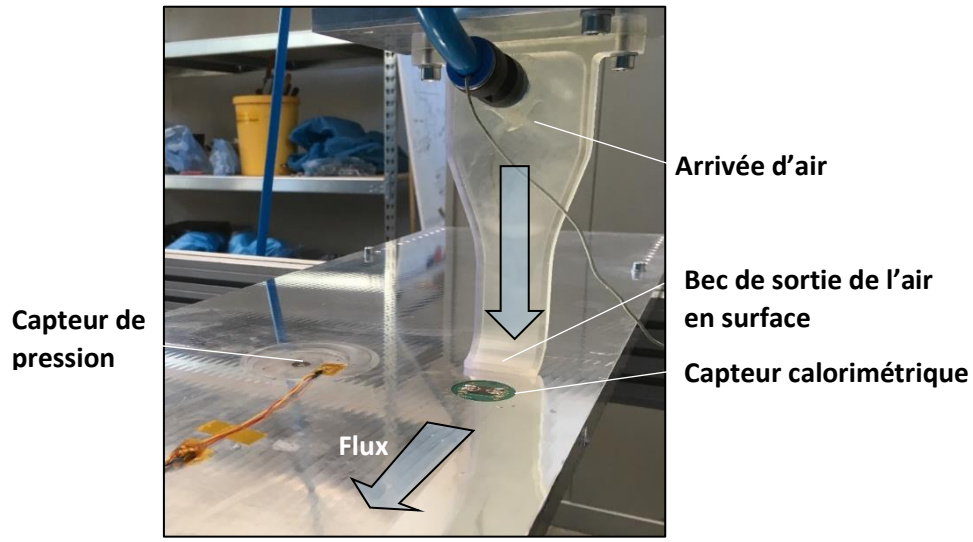



Figure 124. Banc de mesure pour l'étude expérimentale des capteurs calorimétriques avec des contraintes pariétales élevées (0 à 50 Pa).

La Figure 125 présente les résultats de cette étude expérimentale pour deux capteurs : un capteur sur substrat silicium Gap-5-5 (en bleu) et un capteur sur substrat kapton (en orange). Le graphique représente les réponses calorimétriques de ces deux capteurs en fonction de la contrainte pariétale dans les deux sens d'écoulement du fluide.

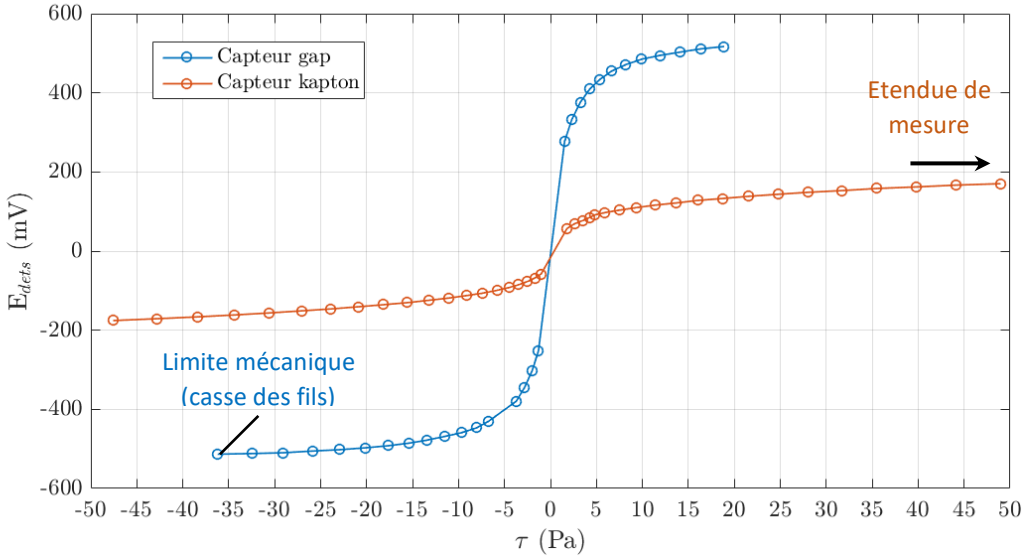



Figure 125. Résultats de l'étude expérimentale en conditions aérodynamiques extrême.

La comparaison des sorties calorimétriques montre que la limite du banc de test a été atteinte pour le capteur kapton (50 Pa). Par contre, le capteur gap a été testé en $\tau > 0$ jusqu'à 19 Pa, puis en $\tau < 0$ jusqu'à une limite de 37 Pa et la casse mécanique de ses fils.

Le graphique confirme tout d'abord que la sensibilité du capteur gap est plus élevée que le capteur kapton. Ce résultat a déjà pu être démontré et s'explique par une isolation thermique des fils suspendus du capteur gap plus grand que le capteur kapton. En revanche, les résultats de cette étude nous ont permis de tester les limites des deux capteurs sous hautes contraintes afin d'apporter une réponse expérimentale sur l'étendue de mesure et la robustesse des deux structures. Malgré ces hautes valeurs de contraintes, nous voyons que du point de vue de l'étendue de mesure, les limites ne sont pas atteintes bien que le pour le capteur gap s'en approche. Nous observons que la réponse sature fortement pour des valeurs proches de 35 Pa et que l'étendue de mesure semblerait se situer autour des 40 à 50 Pa. En revanche, celle du capteur kapton n'est pas atteinte car on voit qu'à 50 Pa, la réponse continue à croitre. Il faudra donc trouver un autre banc de test avec des plus fortes contraintes pour connaitre l'étendue de mesure du capteur kapton.

La volonté d'étudier des structures sur silicium plus robustes a pu être justifiée par ce résultat. En perspective, l'étude à fortes contraintes des structures plus robustes (nogap et membrane) permettrait de justifier les choix des renforcements mécaniques.

## 5.3. Applications du capteur calorimétrique à la mesure du décollement

Dans cette partie, les travaux expérimentaux réalisés avec les capteurs calorimétriques pour la mesure du décollement de la couche limite vont être présentés. Les phénomènes de décollement de la couche limite seront reproduits à l'aide des bancs de décollement présentés dans la première partie de ce chapitre. Pour citer des exemples concrets de phénomènes aérodynamiques que l'on souhaite reproduire, nous pouvons citer le décrochage de l'écoulement en aval des ailes de l'avion ou encore les bulles de décollement par dépression sous les ailes.

### 5.3.1. Après une marche de décollement

Une étude expérimentale sur la mesure du décollement a été réalisé au sein de la soufflerie avec une marche de décollement, discutée dans la première partie de ce chapitre. Cette étude a permis de réaliser une comparaison sur la sensibilité des quatre structures de capteur présentés précédemment sur la mesure du décollement. Dans un premier temps, les signaux de sortie bruts de la réponse calorimétrique ont été comparés.

La Figure 126 présente les réponses $E_{dets}$ de chacune des structures pour deux positions : dans la zone de décollement (5 cm) et dans la zone de recollement (15 cm). Les mesures sont réalisées pour un écoulement à 1 Pa, avec une fréquence d'échantillonnage de 10 kHz et sur une durée de 5 s. Le résultat montre que les signaux ne sont pas entièrement négatifs ou positifs selon le positionnement amont ou aval du capteur sur le point de recollement. En réalité, le capteur se situe dans un écoulement turbulent dont l'intensité et la direction ne sont pas constantes. Le signal fluctue, il est donc nécessaire d'en mesurer une quantité suffisamment grande pour pouvoir le traiter. Le résultat montre également que l'amplitude du signal est élevée pour les structures de capteur avec une cavité, que sont les capteurs gap et nogap où le fluide s'écoule de part et d'autres des ponts suspendus. Nous retrouvons bien ici la plus grande sensibilité de ces capteurs comparés aux autres. L'incidence de l'écoulement et les phénomènes de turbulence crées par la cavité en font des capteurs plus sensibles aux variations du fluide. D'un autre côté, les réponses des structures de capteur sans cavité (membrane et kapton) sont plus faibles, voire beaucoup plus faibles et à première vue moins sensibles aux variations de l'écoulement. Nous verrons dans ce qui suit que la répartition positive ou négative du signal est la grandeur la plus appropriée pour renseigner sur la sensibilité du capteur au décollement.

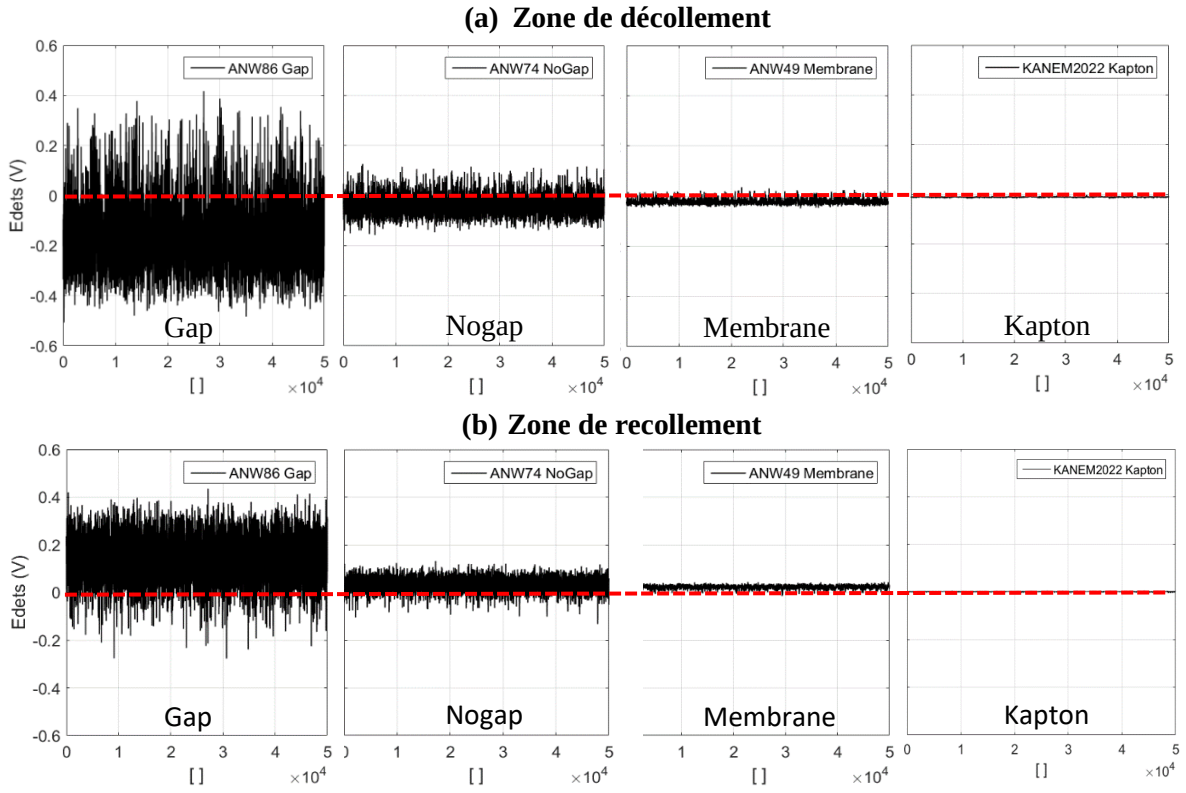



Figure 126. Tensions de sorties Edets des capteurs calorimétriques dans la zone de décollement (a) et dans la zone de recollement (b) pour les quatre structures étudiées.

En effet, une autre donnée sur le signal de la réponse calorimétrique $E_{dets}$ nous a permis de mieux estimer la qualité de la détection du décollement. Il s'agit du paramètre gamma $\gamma$, correspondant à la quantité de valeur positive du signal $N_{positif}$ sur le nombre de données du signal $N$.

$$\gamma = \frac{N_{positif}}{N}$$

Si le signal est entièrement positif, le $\gamma$ est égal à 1. Si le signal est entièrement négatif, le $\gamma$ est égal à 0. Le point de rattachement est une position sans écoulement moyen avec une réponse $E_{dets}$ proche de 0, son $\gamma$ est donc de 0.5. Un capteur sensible aux variations va être précis sur la transition entre les changements d'état car il va mesurer une quantité élevée des variations positives et négatives de l'écoulement. En d'autres termes, son $\gamma$ aura une courbure oscillant entre 0 et 1. En revanche, un capteur relativement peu sensible ne va pas réussir à détecter toutes les variations de l'écoulement et la valeur de son $\gamma$ sera proche de 0 ou de 1. En traitant les données issues des mesures précédentes, on a pu tracer les variations de $\gamma$ pour les différents capteurs à différentes positions dans la bulle de décollement. Ces résultats sont reportés sur la Figure 127.

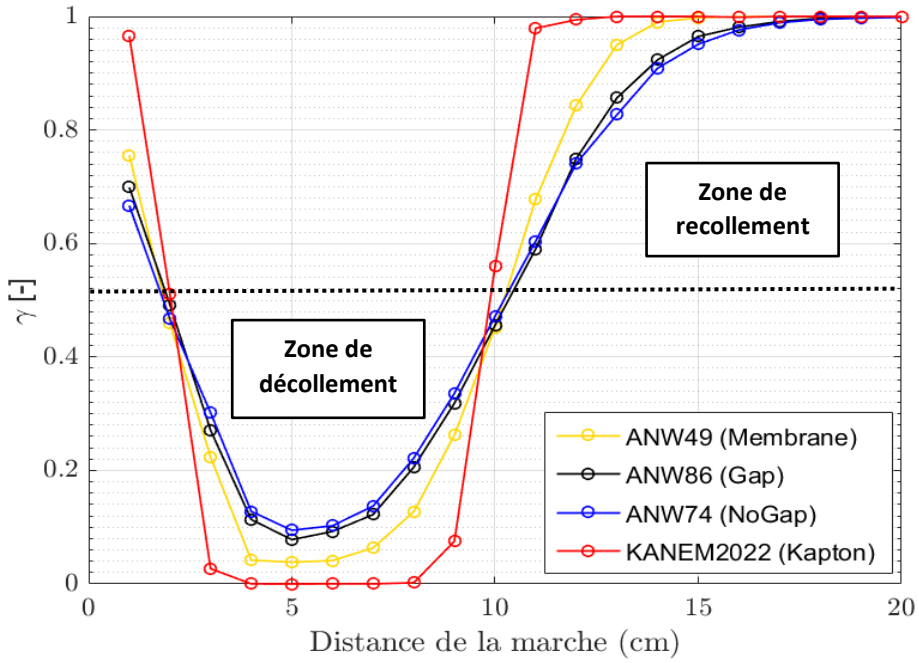



Figure 127. Gamma des différentes structures pour un écoulement avec une marche.

Nous observons tout d'abord que toutes les structures mesurent potentiellement la zone de décollement et celle de recollement avec plus ou moins de sensibilité. Le kapton qui a la plus faible sensibilité, présente un comportement quasiment binaire avec des $\gamma$ égaux à 0 ou à 1. A l'opposé , les structures gap et nogap présentent des résultats quasiment identiques en termes de $\gamma$ et sont capables de bien retranscrire la zone de décollement. Ils sont donc des capteurs bien adaptés pour cette mesure. Enfin, à mi-chemin entre les deux résultats précédents, la structure membrane mesure bien elle aussi le décollement mais avec une sensibilité un peu plus faible que les capteurs avec une cavité ouverte. Ce dernier résultat peut s'expliquer par la plus faible bande passante de la membrane.

## 5.3.2. Dans une bulle de décollement laminaire (LSB)

Nous poursuivons la présentation des applications de nos capteurs par une étude expérimentale sur la mesure de l'écoulement proche paroi dans une bulle de décollement laminaire. En complémentarité avec les travaux de recherche menés à l'Ecole de Technologie Supérieure de Montréal [76] [77] [78] et en collaboration avec la Pr Marlène Sanjosé et avec le Dr Abdelouahab Mohammed-Taifour, cette étude a visé à mesurer les phénomènes aérodynamiques proches paroi et plus particulièrement le phénomène de décollement de la couche limite induit par une différence de pressions pour des écoulements laminaires. Ce phénomène de bulle de décollement sera également appelé la LSB pour Laminar Separation Bubble. Pour cela, les capteurs calorimétriques à fils chauds développés au cours de cette thèse ont été testés et ont permis la mesure de la contrainte pariétale sur la zone de décollement.

### 5.3.2.1. Étalonnage des capteurs calorimétriques à l'écoulement laminaire

L'étalonnage des capteurs calorimétriques nous a permis de lier, comme précédemment, la réponse calorimétrique $E_{dets}$ à la contrainte pariétale $\tau$ mais également de tester la sensibilité du capteur calorimétrique à fils chauds pour de très faibles contraintes. En effet, la soufflerie de l'ETS a une capacité de contrôle de l'écoulement laminaire pour des contraintes pariétales de faibles valeurs, permettant l'étalonnage des capteurs entre 0.005 et 0.12 Pa. Cette qualité de contrôle fut importante dans la quantification des limites basses contraintes de la réponse du capteur calorimétrique. Cet étalonnage a été réalisé dans deux zones (1 et 2) présentées sur la Figure 128.

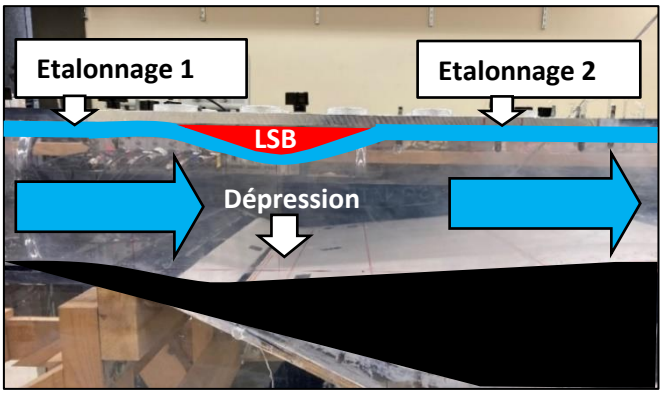



Figure 128. Image latérale de la soufflerie de l'ETS avec la représentation de la bulle de décollement et les positions des deux calibrations des capteurs calorimétriques.

L'étalonnage 1 a permis de mesurer la réponse des capteurs pour des écoulements avec des contraintes comprises entre 0.005 et 0.03 Pa. L'étalonnage 2 a permis de mesurer la réponse des capteurs pour des contraintes un peu plus élevées comprises entre 0.03 et 0.12 Pa. En effet, il était nécessaire d'étalonner les capteurs sur une étendue de mesure la plus élevée possible afin d'interpréter la totalité des écoulements turbulents dans la zone de décollement. Pour cela, le rattachement du fluide sur la paroi après la bulle de décollement, qui amplifie les contraintes pariétales, a permis d'élargir l'étalonnage des capteurs. En pratique, les valeurs de référence servant à l'étalonnage ont été mesurées à partir des profils de vitesse obtenus au fil chaud dans la partie laminaire et à l'aide d'un tube de Preston dans la partie turbulente. Le résultat de l'étalonnage est visible sur la courbe de la Figure 129.

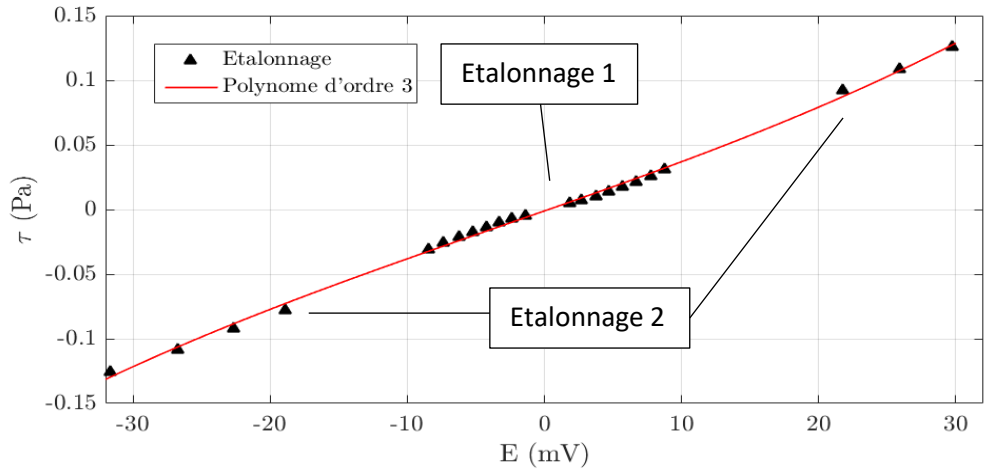



Figure 129. Courbe d'étalonnage du capteur pour un écoulement laminaire.

### 5.3.2.2. Mesure de la bulle de décollement laminaire

Dans cette soufflerie, les mesures de la contrainte pariétale ont été réalisées avec sept capteurs. Ils ont été installés simultanément à différentes positions le long du canal comme le montre la Figure 130. Les capteurs sont positionnés sur la paroi supérieure de la soufflerie sur une plaque conçue spécialement pour accueillir les capteurs. Ce support peut être translaté le long du canal sur plus d'un mètre, permettant de former 21 points de mesure.

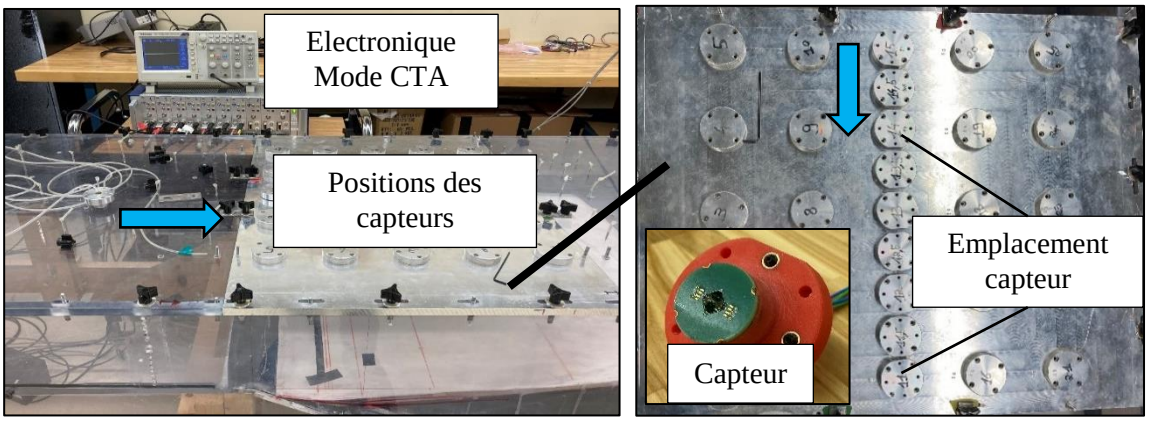



Figure 130. Partie supérieure de la soufflerie avec les plaques de positionnement des capteurs.

Les mesures de la contrainte pariétale ont permis de calculer le coefficient de frottement $C_{f,x}$ pour chaque position de mesure. Les valeurs positives ou négatives du coefficient de frottement renseignent sur le sens de l'écoulement proche paroi. Ce coefficient est fonction de la contrainte pariétale et à la vitesse à l'infinie de la soufflerie par la relation suivante :

$$C_{f,x} = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2}\rho u_\infty^2}$$

où $\tau_w$ est la contrainte pariétale en Pascal (Pa), $\rho$ la densité de l'air (1.204 kg.m$^{-3}$ pour 20°C) et $u_\infty$ la vitesse maximale de l'air dans le canal de la soufflerie, imposée à 9,7 m.s$^{-1}$ pour cette essai.

La Figure 131 présente les résultats des coefficients de frottement le long de la soufflerie avec la LSB en son centre. Les résultats expérimentaux ont été comparés aux modèles numériques de Spalart [79] et Alam [80]. La LSB étant une zone de décollement de la couche limite avec une recirculation de l'écoulement, les contraintes pariétales sont donc en grande partie négatives.

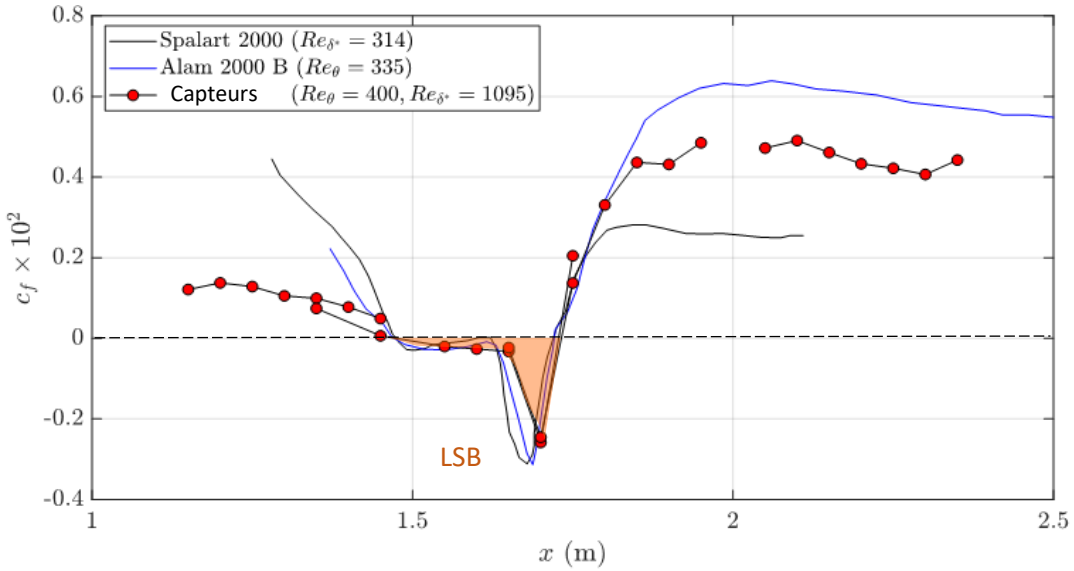



Figure 131. Coefficient de frottement dans la soufflerie le long d'une bulle de décollement. Comparaison des mesures expérimentales avec les modèles numériques de Spalart et Alam.

Le graphique montre qu'une mesure précise de la LSB est possible avec les capteurs pariétaux développés au cours de cette thèse. En effet, les capteurs positionnés dans la LSB indiquent un changement de sens de l'écoulement du fluide proche paroi, synonyme de décollement. De plus, la variation longitudinale du coefficient de frottement est similaire aux modèles numériques de Sparlart et Alam. Ce résultat est prometteur dans l'étude des phénomènes aérodynamiques proches paroi avec un écoulement laminaire et renforce l'intérêt de l'utilisation des capteurs calorimétriques à fils chauds dans ce domaine.

### 5.3.3. Dans une bulle de décollement turbulente (TSB)

Nous réalisons maintenant une étude expérimentale sur la mesure de l'écoulement proche paroi mais dans une bulle de décollement turbulente. Cette étude a visé à mesurer le décollement de la couche limite induit par un plan incliné. Ce phénomène de bulle de décollement sera également appelé la TSB pour Turbulent Separation Bubble. Dans ce contexte, l'IES et TU Berlin ont travaillé en partenariat pour réaliser cette étude. Cette collaboration avec le Pr Julien Weiss et le doctorant Ben Steinfurth a fait l'objet d'un article scientifique [81], dont une partie des résultats est présentée dans ce paragraphe. La soufflerie à circuit fermé de TU Berlin a été utilisée pour la réalisation de cette étude avec un vitesse d'écoulement $u_\infty$ = 20 m.s$^{-1}$. Le plan incliné présenté sur le schéma de la Figure 132 a une longueur de 340 mm et est positionné avec un angle $\alpha$ de 20°. Dix capteurs ont été installés dans la partie inclinée et plane de la surface.

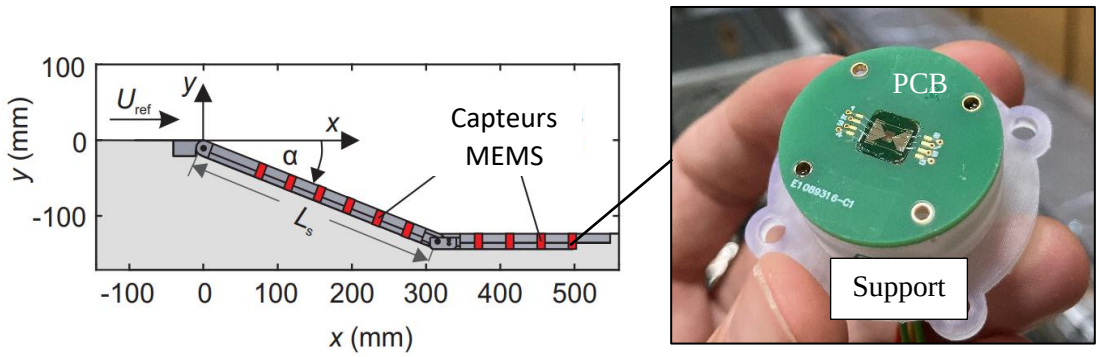



Figure 132. Schéma d'installation des capteurs sur le plan incliné et dans la zone plate.

En complément des mesures pariétales, des mesures par vélocimétrie par image de particules (PIV) et des pressures de pression ont été réalisées. La Figure 133 présente la visualisation du champ de vitesse longitudinale mesuré par PIV (Schéma du haut) ainsi que la distribution de pression sur l'axe de la session d'essai (Schéma du bas). Cette distribution de pression est représentée par le coefficient de pression $C_p$ que nous introduirons dans la partie suivante. Sur le même graphique, la valeur plus pertinente du $\gamma$ des mesures de nos capteurs et de la PIV ont été représentées.

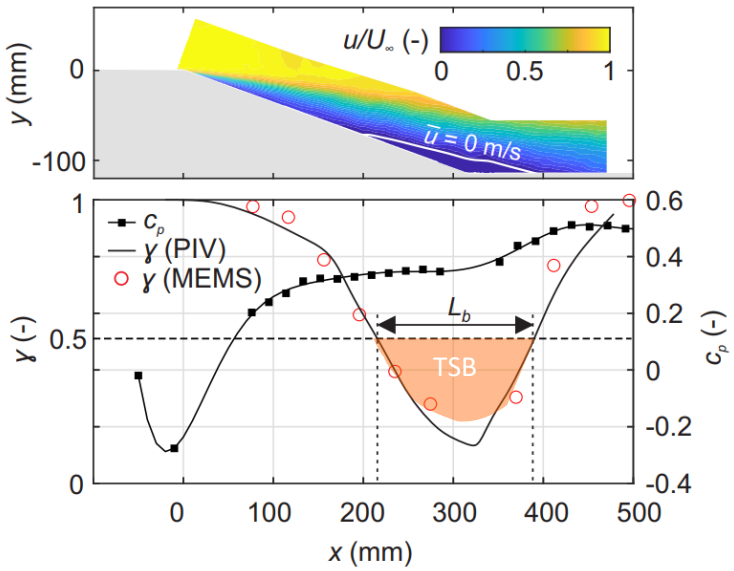



Figure 133. Schéma du champ de vitesse mesuré par PIV et graphique des Gamma du PIV et des capteurs calorimétriques.

La TSB visible sur le champ de vitesse longitudinal a pu être mesurée par la PIV et les capteurs pariétaux. Pour cela, les fluctuations du $\gamma$ ont été analysées. Pour rappel, un $\gamma = 0.5$ correspond à une quantité égale de valeurs positives et négatives des valeurs mesurées. Si le $\gamma > 0.5$, l'écoulement est en majorité positif et si le $\gamma < 0.5$, alors la quantité de recirculation de l'écoulement est supérieure à la quantité positive de l'écoulement. La bulle de décollement se situe donc lorsque le $\gamma < 0.5$. Nous remarquons la très bonne adéquation entre les mesures issues de notre capteur et les mesures PIV. Nous observons également que la zone de décollement est détectée dans le même intervalle, sa longueur $L_b$ correspondant à la distance entre les positions de décollement et de recollement de la couche limite. En complément de ce résultat, nous pouvons souligner également la sensibilité élevée du capteur pariétal à fils chauds sur les transitions du $\gamma$ entre 0 et 1.

### 5.3.4. Dans une bulle de décollement sur un profil d'aile

Dans une stratégie de contrôle de l'écoulement dans le domaine de l'aérodynamique appliquée, une étude de l'écoulement proche paroi sur un profil d'aile NACA 0015 a été réalisée. L'objectif était de mesurer le décollement sur la surface supérieure et incurvée de l'aile. Dans ce contexte, nous avons pu installer dix capteurs calorimétriques sur substrat kapton sur un support incurvé et adapté à la forme de l'aile. Les mesures expérimentales ont été réalisées par l'équipe de recherche de TU Berlin. Ce support, visible sur la Figure 134, est composé d'une plaque de PCB incurvée avec dix capteurs alignés et espacés d'une distance de 13 mm. Des vias permettent de relier les faces avant et arrière du support afin de connecter les résistances des capteurs par le dessous du support sans perturber, à priori, l'écoulement face avant.

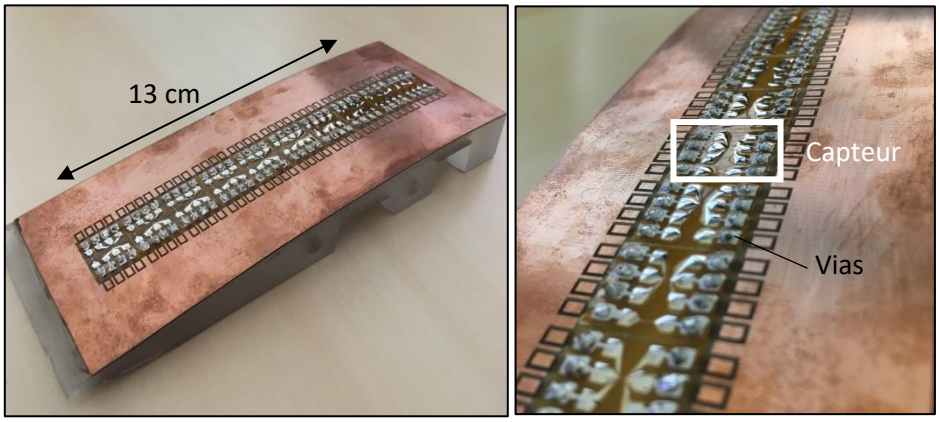



Figure 134. Support incurvé pour la mesure du décollement sur une aile avec la mesure de dix capteurs sur substrat kapton.

La soufflerie à circuit fermé de TU Berlin a été utilisée dans la réalisation de cette étude. La Figure 135 présente le positionnement de l'aile au sein de cette soufflerie avec le support des capteurs en son centre. Des capteurs de pression disposés en parallèle autour de l'aile ont été utilisés comme référence pour déterminer l'emplacement du décollement. Les résultats affichés sur la Figure 136 ont été obtenus avec une vitesse d'écoulement $u_\infty$ = 10 m.s$^{-1}$.

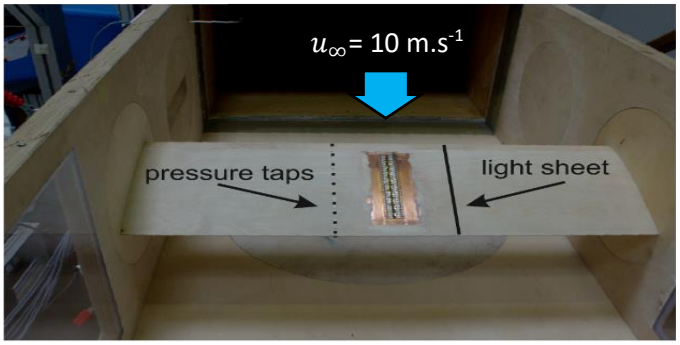



Figure 135. Présentation du prototype d'aile avec le positionnement des capteurs, au sein de la soufflerie.

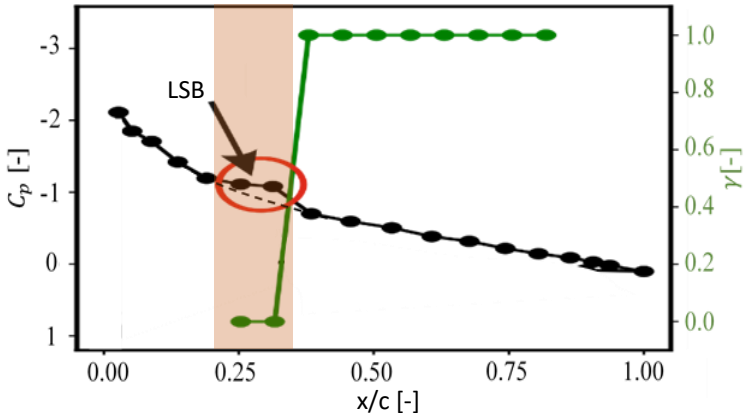



Figure 136. Représentation des mesure de pression sur l'aile et des mesures $\gamma$ des dix capteurs kapton.

Sur cette figure sont présentées les mesures de pression réalisées autour de l'aile (en noir). La visualisation des pressions autour du profil de l'aile est représenté par le coefficient de pression $C_p$. Ce coefficient est utilisé pour faciliter la représentation de la distribution des pressions autour d'un objet soumis à un écoulement de fluide. Il se calcule par la relation suivante :

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho u_\infty^2}$$

où $p$ est la pression statique mesurée sur la surface de l'aile, $p_\infty$ est la pression statique de l'écoulement, $\rho$ est la masse volumique de l'air et $u_\infty$ est la vitesse de l'écoulement au centre de la soufflerie. Le coefficient de pression a permis de détecter l'emplacement d'une bulle de décollement de la couche limite (LSB) sur la surface supérieure de l'aile. Ce phénomène, présenté également dans la partie précédente, est notamment responsable de l'abaissement de la portance des avions. C'est pourquoi, la détection en temps réel des zones de décollement permettrait un contrôle actif de l'écoulement aérodynamique.

Le graphique présente également les mesures réalisées avec les capteurs calorimétriques sur substrat souple (en vert). Pour rappel, l'étude des capteurs après une marche de décollement a permis d'introduire le calcul du $\gamma$ des signaux des capteurs, et la conclusion est également la même ici, le capteur kapton a une réponse binaire. En effet, le $\gamma$ présente deux états : soit sa valeur est égale à 1 et l'écoulement reste dans le sens de l'écoulement de la soufflerie, soit sa valeur est égale à 0 et le sens de l'écoulement s'inverse. Le capteur kapton n'a donc pas suffisamment de sensibilité pour mesurer les états entre le décollement et le recollement. En revanche, ces mesures permettent de conclure que les capteurs ont la capacité de renseigner sur l'emplacement et l'étendue de la zone de décollement car les valeurs nulles du $\gamma$ sont positionnées sur les deux points de pression de la LSB. La détection de la zone de décollement est un résultat encourageant dans une perspective d'amélioration de la sensibilité du capteur sur substrat kapton.

## 5.4. Bilan des structures du capteur calorimétrique

Dans ce dernier chapitre, nous avons présenté les résultats expérimentaux des différentes structures du capteur calorimétrique. Tout d'abord, la calibration des capteurs nous a permis de comparer le comportement des différents capteurs pour la mesure de la contrainte pariétale. En appui de ces résultats, le modèle numérique a été utilisé, entre autres, pour simuler et/ou confirmer les étendues de mesure des capteurs. Enfin, leurs mises en pratique ont permis de comprendre les qualités et les inconvénients de chaque structure. Cette partie va donc proposer un bilan comparatif de l'ensemble des résultats présentés, dans le but de comprendre les prédominances des structures dans des applications aérodynamiques. Pour cela, le Tableau 21 regroupe les données dans trois catégories : l'architecture, les performances et les applications. Ce bilan permettra de considérer les perspectives de recherches et les axes d'amélioration du capteur calorimétrique.

Tableau 21. Bilan sur l'architecture, les performances et les applications structures du capteur calorimétrique.

| **Architecture** | **Gap** | **NoGap** | **Membrane** | **Kapton** |
|---|---|---|---|---|
| Résistances | Fils chauds | Fils/Films chauds | Films chauds | Films chauds |
| Isolation thermique | Air | Air/$SiN_x$ | $SiN_x$ | Kapton |
| Substrat | Silicium (Rigide) | Silicium (Rigide) | Silicium (Rigide) | Kapton (Souple) |
| Cavité | Ouverte | Ouverte | Fermée | Aucune |
| Robustesse des résistances aux fortes contraintes | Fragiles | Fragiles | Robustes | Robustes |

| **Performances** | **Gap** | **NoGap** | **Membrane** | **Kapton** |
|---|---|---|---|---|
| Puissance injectée ($R_{ch}$ = 220°C) | 15 – 20 mW | | | 100 - 150 mW |
| Sensibilité ($R_{ch}$ = 220°C) | ~ 45 °C.m$^{-1}$.s | ~ 10 °C.m$^{-1}$.s | ~ 5 °C.m$^{-1}$.s | ~ 8 °C.m$^{-1}$.s |
| E.M à $R_{ch}$ = 220°C | 80 Pa | > 100 Pa | > 100 Pa | > 100 Pa |

| **Applications** | **Gap** | **NoGap** | **Membrane** | **Kapton** |
|---|---|---|---|---|
| Mesure du décollement | Sensible | Sensible | Sensible | Peu sensible |
| Ecoulements laminaires | Sensibilité élevée | Non évalués | | |
| Ecoulements turbulents | Sensible aux fluctuations | Peu sensible aux fluctuations | Peu sensible aux fluctuations | Non sensible aux fluctuations |
| Fortes contraintes | Fils fragiles | Films fragiles | Mesurables | Mesurables |
| Surface incurvées | Substrat rigide | Substrat rigide | Substrat rigide | Substrat flexible |

Pour rappel, les trois objectifs majeurs de l'étude du capteur calorimétrique et de ses différentes structures sont de :

- Garder une sensibilité du capteur élevée pour mesurer avec le plus de précision le décollement de la couche limite.
- Avoir une étendue de mesure la plus élevée possible afin de mesurer la transition laminaire/turbulent et les hautes contraintes.
- Avoir une structure robuste pour résister aux conditions aérodynamiques extrêmes avec de fortes contraintes.

Le bilan exposé précédemment permet de montrer que le capteur avec membrane répond le mieux aux trois objectifs majeurs. Tout d'abord, la mesure du Gamma sur son signal calorimétrique affiche des résultats prometteurs dans la mesure du décollement par sa sensibilité entre la zone de décollement et de recollement. Ensuite, la présence de nitrure de silicium et de la conduction thermique possible entre les résistances amènent un allongement de l'étendue de mesure du capteur, ce qui permettrait une utilisation pour les hautes contraintes. Enfin, la membrane a pour qualité de renforcer la structure des résistances sans altérer l'écoulement contrairement à la cavité ouverte, l'isolation thermique de l'air sous la membrane permettant de minimiser la dissipation de la chaleur dans le substrat de silicium.

En revanche, le capteur membrane, tout comme les capteurs à films chauds, possède des inconvénients de par sa structure solide. En effet, la bande passante des structures à films chauds n'est pas adaptée aux fluctuations des écoulements turbulents car le déplacement du gradient thermique ne suit pas les variations du fluide en temps réel. Pour la mesure des fluctuations, le capteur à fils chaud avec un gap d'air entre les résistances reste la structure adaptée à ce type de mesure et avec la sensibilité la plus élevée. Dans ce sens, l'étude de la distance inter-résistances a montré qu'un rapprochement des résistances de détection sur la résistance de chauffe améliorerait la bande passante et l'étendue de mesure du capteur gap. Nous verrons dans les perspectives qu'une structure alliant les avantages des structures gap et membrane est possible.

Concernant les perspectives d'une mesure sur des surfaces incurvées, l'état actuel du capteur kapton ne permet pas de mesurer avec précision le décollement de la couche limite. La mesure bidirectionnelle de ce capteur est binaire, traduisant une insensibilité dans les transitions entre les zones de décollement et de recollement. Ce résultat est dû à la très faible bande passante du capteur. Malgré cela, des axes d'amélioration sont possibles et seront présentés en perspectives de ce mémoire.

## 5.5. Conclusion du chapitre sur l'étude expérimentale du capteur calorimétrique

Ce dernier chapitre s'est porté sur la caractérisation et la mise en application des capteurs calorimétriques développés au cours de cette thèse. La majeure partie des travaux expérimentaux de caractérisation ont été réalisés au sein de l'Université Technique de Berlin avec le soutien de l'équipe de recherche du Pr Julien Weiss. La méthodologie des caractérisations aérodynamiques a permis dans un premier temps de présenter les différents bancs de mesure utilisés pour l'étalonnage des capteurs et pour les applications dans la mesure du décollement de la couche limite. Dans ce cadre, le fonctionnement des souffleries et les installations nécessaires à la réalisation des mesures expérimentales ont été présentés.

Une étude paramétrique et structurelle du capteur a ensuite été réalisée en lien avec les résultats des mesures d'étalonnage. Cette étude a permis de comparer la réponse calorimétrique de chaque capteur en fonction de la contrainte pariétale. Concernant le capteur à fils chauds, les influences de la distance inter-résistances et les dimensions de la cavité ont pu été étudiées. Ces résultats, en corrélation avec les résultats du modèle numérique, ont vérifié d'une part que le rapprochement des résistances de détection vers la résistance de chauffe diminue la sensibilité et augmente l'étendue de mesure du capteur, et d'autre part que la forme de la cavité a une influence non négligeable, mais moindre, sur la sensibilité. Une étude en fréquence a permis également de montrer que le rapprochement des détecteurs augmente la bande passante du capteur, un résultat qui va dans la perspective d'une mesure plus précise des fluctuations de l'écoulement proche paroi. En parallèle, les résultats sur la réponse des structures à films chauds ont également été étudiés afin de vérifier que la sensibilité de ces structures est plus faible. De plus, l'étude en fréquence a montré que la bande passante des structures à films chauds n'est pas adaptée aux fluctuations des écoulements turbulents car le déplacement du gradient thermique ne suit pas ou peu les variations du fluide en temps réel.

Les applications du capteur calorimétrique à la mesure du décollement ont ensuite fait l'objet d'une troisième partie. Cette partie a permis de tester les différents capteurs dans différentes configurations de décollement. Les résultats ont montré que le calcul du Gamma est un bon indicateur sur la mesure du décollement, correspondant à la quantité de valeur positive du signal sur le nombre de données du signal du capteur. Son calcul a permis de montrer que les structures gap, nogap et membrane sont sensibles à la mesure du décollement et du recollement malgré une faible bande passante pour les films chauds. En revanche, la structure kapton a montré un fonctionnement binaire sur la mesure, un résultat incompatible avec les attentes aérodynamiques du capteur. Ensuite, les capteurs à fils les plus sensibles, ont fait l'objet de mesures à l'ETS de Montréal dans une soufflerie avec une bulle de décollement laminaire. Ces dernières mesures ont permis de reproduire la réponse des modèles numériques des frottements en surface dans une bulle de décollement, un résultat prometteur pour l'utilisation des capteurs à fils chauds.

# Conclusion générale et perspectives

**Les travaux exposés dans ce mémoire ont porté sur le développement d'un microcapteur thermique à fonctionnement calorimétrique pour la mesure de la contrainte de frottement pariétal.**

Ces travaux sont issus d'une collaboration fondamentale entre l'IES de l'Université de Montpellier et l'Université Technique de Berlin et se sont portés sur la conception d'un microcapteur spécialisé dans la mesure des fluctuations du fluide proches paroi et plus précisément pour la détection du changement de sens de l'écoulement. La mesure de ce dernier phénomène, intervenant principalement lors du décollement de la couche limite, permettrait d'envisager un contrôle aérodynamique plus performant. Cette thèse a donc permis d'étudier et de développer ce capteur à fonctionnement calorimétrique. Son principe de fonctionnement se résume à la mesure de l'asymétrie du profil de température de part et d'autre d'un élément chauffant par l'utilisation de trois résistances métalliques aux dimensions micrométriques et suspendues au-dessus d'une cavité. Une résistance dite de chauffe va chauffer le gaz environnant et deux résistances dites de détection, placées symétriquement et proches de la résistance de chauffe, vont mesurer les variations de ce gradient thermique sous l'effet d'un écoulement. Ce principe permet donc d'interpréter les fluctuations et le sens de l'écoulement en surface par une variation de température des éléments sensibles.

Au travers de ce mémoire, les différents aspects théoriques, numériques, technologiques et expérimentaux du capteur calorimétrique ont été présentés. En complémentarité, ces aspects ont permis à la fois d'approfondir les principes de la mesure mis en jeu (physique du fil chaud, écoulement dans la couche limite), mais également d'améliorer les performances sur la réponse (bande passante, sensibilité, étendue de mesure) et l'architecture (études géométriques et mécaniques) du capteur.

Dans ce cadre, le premier chapitre de ce mémoire avait pour but de présenter la contrainte de frottement pariétal et l'état de l'art des dispositifs capables de la mesurer. Parmi eux, les capteurs thermiques à fil chaud montrent des performances intéressantes en termes de sensibilité sur la mesure, mais également de facilité d'utilisation avec une conception peu coûteuse. Sur ce premier point, la vitesse de lecture des fluctuations de l'écoulement au sein de la couche limite représente un enjeu important dans la compréhension des phénomènes aérodynamiques. L'introduction de ces dispositifs a donc permis de susciter l'utilisation d'un capteur à fils chauds dans la mesure bidirectionnelle de l'écoulement de surface.

En continuité, le deuxième chapitre de ce mémoire s'est porté sur la définition des principes fondamentaux et théoriques de cette thèse, à savoir la mécanique des fluides proches paroi et de la physique du fil chaud. Du point de vue fluidique, la présentation des solutions de l'équation de l'écoulement proche paroi a permis de définir les profils de vitesses se propageant au sein de la couche limite et les contraintes de frottement pariétal qui leurs sont associées. Du

point de vue thermique, l'étude théorique de l'anémomètre à fil chaud a permis de comprendre les principaux échanges thermiques mais aussi de définir le bilan énergétique d'une résistance chauffante. Enfin, le fonctionnement de la résistance de chauffe à température de fil constante a pu être présenté comme un mode adapté à la mesure de vitesse.

Les fondements théoriques ont été importants dans la création d'un modèle numérique sur le fonctionnement calorimétrique du capteur, présenté dans le troisième chapitre. La conception du modèle numérique s'est basé sur les conditions expérimentales d'étalonnage des capteurs. Dans ce contexte, nous avions souhaité simuler la réponse thermique du capteur, à savoir la différence de température entre les détecteurs, en régime permanent sur une géométrie de plaque plane. Dans un premier temps, une compréhension du comportement du fluide dans la couche limite a été nécessaire pour définir les dimensions du domaine de la simulation afin de reproduire des écoulements proches des futures mesures expérimentales. La résolution des équations de l'écoulement proche paroi a ensuite été réalisée par la méthode des volumes finis. En conclusion, ce modèle nous a permis de relier numériquement la réponse calorimétrique du capteur à la contrainte de frottement pariétal.

Dans la seconde partie du chapitre trois, nous avons présenté les résultats numériques d'études géométriques et structurelles du capteur, à partir du modèle numérique développé précédemment. Dans une première partie et dans le but d'une amélioration de la sensibilité et de la bande passante du capteur, l'influence de la distance inter-résistances et la taille de cavité ont été étudiées. Les résultats ont montré que la taille de la cavité trouve un optimum de sensibilité pour une longueur de 1000 µm et une profondeur supérieure à 100 µm. De plus, l'étude de la distance inter-résistances a montré également qu'un placement des résistances de détection proche de la résistance de chauffe (quelques microns) augmente l'étendue de mesure du capteur, ce qui permettra une utilisation en environnements aérodynamiques extrêmes où les vitesses de frottement sont élevées. Néanmoins, la présence d'une cavité, bénéfique à l'isolation des fils métalliques, provoque des perturbations sur l'écoulement et fragilise la structure. C'est pourquoi, d'autres structures plus robustes ont été étudiées puis ont été développées par la suite. Dans une seconde partie, quatre structures des moins aux plus robustes ont été étudiées : la structure gap avec des résistances suspendues au-dessus d'une cavité, la structure nogap avec une liaison solide entre les résistances sur une cavité, la structure membrane avec une membrane solide sur une cavité fermée, et enfin la structure kapton sans cavité et avec les résistances posées directement sur un matériau flexible. Les résultats numériques sur les structures ont montré qu'une cavité ouverte élève la sensibilité car les profils d'écoulement incidents sont plus importants et donc les échanges thermiques le sont aussi. Néanmoins, cette structure ouverte est plus fragile aux écoulements extrêmes car l'intensité de l'écoulement turbulent dans la cavité est un facteur potentiellement destructif pour les résistances. Enfin, les structures nogap ou avec une membrane ont révélé des étendues de mesure plus importantes et se sont montrées plus résistantes mécaniquement, de par leur structure sans cavité.

Le processus de fabrication du capteur calorimétrique et de ses différentes structures a fait l'objet du quatrième chapitre. Pour cela, la fabrication des capteurs a été réalisée au sein de la salle blanche de l'Université de Montpellier avec l'utilisation des technologies de la

microélectronique. Ainsi, les différentes étapes de création des motifs du capteur par la photolithographie UV puis par les différentes gravures sèches et humides des matériaux ont été détaillées. Enfin, le montage des différents capteurs sur support PCB permettant la connexion électrique des résistances a été exposé, ainsi que les différentes caractérisations thermorésistive et thermoélectrique des résistances métalliques. Cette caractérisation permet de connaître l'évolution de la température des résistances lors des différentes manipulations de mesure des écoulements, ce qui nous a permis de comparer la réponse des capteurs lors de ces mesures expérimentales avec les résultats de l'étude numérique.

Le cinquième et dernier chapitre a donc donné lieu à la méthodologie des caractérisations et la mise en application des différents capteurs étudiés. Pour cela, des mesures en soufflerie ont été réalisées en grande partie à l'Université Technique de Berlin, mais également à l'Ecole de Technologie Supérieure de Montréal. Un premier banc de mesure avec une soufflerie d'étalonnage a permis d'étalonner chaque capteur en fonction de la contrainte pariétale jusqu'à des valeurs de 7 Pa. En lien avec les calibrations, une étude paramétrique et structurelle du capteur a ensuite été réalisée. Concernant le capteur à fils chauds, les influences de la distance inter-résistances et les dimensions de la cavité ont pu été étudiées. Ces résultats, en corrélation avec les résultats du modèle numérique, ont vérifié que le rapprochement des résistances de détection sur la résistance de chauffe diminue la sensibilité et augmente l'étendue de mesure du capteur, mais également que la forme de la cavité a une influence faible mais non négligeable sur la sensibilité. En parallèle, les résultats sur la réponse des autres structures présentant une membrane en particulier ont également été étudiés et les résultats sont conformes à ce qui était attendu. Nous avons pu montrer que ces derniers capteurs étaient moins sensibles mais présentaient des étendues de mesure plus importantes que le capteur de base. De plus, ces structures ont été expérimentalement observées comme étant plus résistances mécaniquement dans des conditions d'écoulement élevées.

Enfin, des applications du capteur à la mesure du décollement sur des bancs de mesure dédiés ont été présentées. Les résultats ont montré que le calcul du Gamma, correspondant à la quantité de valeur positive du signal sur le nombre de données du signal du capteur, qui est un bon indicateur sur la mesure du décollement. Son calcul a permis de montrer que les structures gap, nogap et membrane sont sensibles à la mesure du décollement et du recollement malgré une plus faible bande passante pour les films chauds. En revanche, la structure kapton a montré un fonctionnement binaire sur la mesure, un résultat incompatible avec les attentes aérodynamiques du capteur.

Les perspectives de cette thèse sont axées sur l'amélioration des performances du capteur calorimétrique.

Tout d'abord, une poursuite des études sur la diminution géométrique des éléments sensibles du capteur est envisagée. L'objectif visé est l'augmentation de la bande passante et de l'étendue de mesure. Au vu des résultats présentés, cette perspective s'envisagerait par la diminution de la distance entre les résistances de chauffe et de détection, mais également par la réduction des dimensions des résistances (largeur des résistances, épaisseur des couches minces).

La continuité de l'étude mécanique du capteur est également un axe d'amélioration important. Dans ce registre, des études de manière plus approfondies sur le capteur membrane sont envisagées. En effet, ce capteur présente des perspectives d'amélioration importantes mais peu d'essais sur la robustesse mécanique ont été réalisées. De nouvelles caractérisations à hautes contraintes pariétales permettraient de vérifier les performances mécaniques de ce capteur. En complément, l'amincissement de l'épaisseur des matériaux et la réduction des dimensions des résistances permettraient d'améliorer sa bande passante afin de répondre aux exigences d'une mesure sensible du décollement de la couche limite.

Concernant le capteur kapton, il présente des perspectives avec la plus grande marge de progression. Il serait possible d'améliorer sa sensibilité et son étendue de mesure en jouant sur les dimensions des résistances, mais également en travaillant sur des substrats plus fins ou encore en développant des procédés de gravure pour l'élaboration de membranes. Une gravure face arrière de la feuille de kapton est une des possibilités d'amincissement du substrat [82]. Enfin, dans la perspective d'étendre les applications du capteur calorimétrique, une utilisation du capteur kapton sur une surface incurvée et dans un milieu liquide est envisageable [83]. Par exemple, depuis l'arrivée des engins à foils avec leurs vitesses de progression et leur finesse de réglage, les phénomènes hydrodynamiques [84] retrouvent toute leur prépondérance dans la recherche de la performance.

# Références


[1] « ATAG Waypoint 2050 report https://www.atag.org/component/news/?view=pressrelease&id=120 »,
[2] P. Liu, *Aerodynamics*. Singapore: Springer, 2023.
[3] « Cousteix J., Arnal D., Coustols E., La réduction de traînée de frottement aérodynamique, Nouvelle Revue d'Aéronautique et d'Astronautique 1 (1993) 23–31 »,
[4] A. Qader Hasan, N. M. Al-Khudhiri, M. A. Iqbal, S. Sham Dol, A. A. Azeez, et M. S. Gadala, « Aerodynamics Analysis on Wings with Winglets and Vortex Generators », *WSEAS TRANSACTIONS ON FLUID MECHANICS*, vol. 15, p. 193-201, déc. 2020, doi: 10.37394/232013.2020.15.19.
[5] « E. COUSTOLS, "Effet des parois rainuŕees (riblets) sur la structure d'une couche limite turbulente," Ḿecanique & Industries, vol. 2, no. 5, pp. 421 – 434, 2001 ».
[6] *Mécanique des fluides : [fondements et applications] / Yunus A. Çengel, John M. Cimbala ; traduction de la 2e édition américaine par A. Chagnes, S. Griveau, V. Lair... [et al.]*.
[7] M. Sheplak, L. Cattafesta, T. Nishida, et C. McGinley, « MEMS Shear Stress Sensors: Promise and Progress », in *24th AIAA Aerodynamic Measurement Technology and Ground Testing Conference*, Portland, Oregon, juin 2004. doi: 10.2514/6.2004-2606.
[8] R. Örlü et R. Vinuesa, « Instantaneous wall-shear-stress measurements: advances and application to near-wall extreme events », *Meas. Sci. Technol.*, vol. 31, n° 11, p. 112001, nov. 2020, doi: 10.1088/1361-6501/aba06f.
[9] R. Örlü et P. Schlatter, « Comment on "Evolution of wall shear stress with Reynolds number in fully developed turbulent channel flow experiments" », *Phys. Rev. Fluids*, vol. 5, n° 12, p. 127601, déc. 2020, doi: 10.1103/PhysRevFluids.5.127601.
[10] « Miau et al. « Sensig Flow Separation on a Circular Cylinder by MEMS Thermal-Film Sensor », AIAA J., 2006 ».
[11] « Leder, A., Abgelöste Strömungen. Physikalische Grundlagen, Vieweg Verlag, pp. 1–61, 1992 »,
[12] S. Paineau, P. Andreucci, C. Schaffnit, et S. Magaton, « Microsystèmes : applications et mise en œuvre », *Travail des matériaux - Assemblage*, févr. 2005, doi: 10.51257/a-v1-e3090.
[13] A. Vigliotti et D. Pasini, « The Design of Skin Panels for Morphing Wings in Lattice Materials », in *Morphing Wing Technologies*, Elsevier, 2018, p. 231-246. doi: 10.1016/B978-0-08-100964-2.00008-3.
[14] M. Golzar et P. Ghabezi, « Corrugated Composite Skins », *Mech Compos Mater*, vol. 50, n° 2, p. 137-148, mai 2014, doi: 10.1007/s11029-014-9401-7.
[15] « Flow Separation Control on NACA0015 Airfoil Using Synchronized Jet Actuator », *JAFM*, vol. 15, n° 2, mars 2022, doi: 10.47176/jafm.15.02.33068.
[16] O. Rediniotis, J. Gilarranz, et L. Traub, « Characterization of a compact, high-power synthetic jet actuator for flow separation control », in *40th AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit*, Reno,NV,U.S.A., janv. 2002. doi: 10.2514/6.2002-127.
[17] Bourgois, S., « Etude expérimentale du décollement sur profils d'aile: analyse et contrôle », 2006.
[18] J. H. Haritonidis, « The Measurement of Wall Shear Stress », in *Advances in Fluid Mechanics Measurements*, vol. 45, M. Gad-el-Hak, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1989, p. 229-261. doi: 10.1007/978-3-642-83787-6_6.
[19] Jiang Zhe, V. Modi, et K. R. Farmer, « A microfabricated wall shear-stress sensor with capacitative sensing », *J. Microelectromech. Syst.*, vol. 14, n° 1, p. 167-175, févr. 2005, doi: 10.1109/JMEMS.2004.839001.

[20] M. A. Schmidt, R. T. Howe, S. D. Senturia, et J. H. Haritonidis, « Design and calibration of a microfabricated floating-element shear-stress sensor », *IEEE Trans. Electron Devices*, vol. 35, n° 6, p. 750-757, juin 1988, doi: 10.1109/16.2527.
[21] A. Etebari, « Recent Innovations in Wall Shear Stress Sensor Technologies », *MENG*, vol. 1, n° 1, p. 22-28, janv. 2008, doi: 10.2174/2212797610801010022.
[22] M. MacLean et J. A. Schetz, « Numerical Study of Detailed Flow Affecting a Direct Measuring Skin-Friction Gauge », *AIAA Journal*, vol. 41, n° 7, p. 1271-1281, juill. 2003, doi: 10.2514/2.2095.
[23] G. Ding, B. Ma, J. Deng, J. Luo, W. Yuan, et J. Yao, « Temperature Drifts of The Floating Element Wall Shear Stress Sensor with Capacitive Sensing », in *2019 20th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems & Eurosensors XXXIII (TRANSDUCERS & EUROSENSORS XXXIII)*, Berlin, Germany, juin 2019, p. 2049-2052. doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2019.8808744.
[24] E. Mäteling, M. Klaas, et W. Schröder, « Simultaneous Stereo PIV and MPS3 Wall-Shear Stress Measurements in Turbulent Channel Flow », *Optics*, vol. 1, n° 1, p. 40-51, janv. 2020, doi: 10.3390/opt1010004.
[25] C. E. Willert, « High-speed particle image velocimetry for the efficient measurement of turbulence statistics », *Exp Fluids*, vol. 56, n° 1, p. 17, janv. 2015, doi: 10.1007/s00348-014-1892-4.
[26] J. Lunte et E. Schülein, « Wall shear stress measurements by white-light oil-film interferometry », *Exp Fluids*, vol. 61, n° 3, p. 84, mars 2020, doi: 10.1007/s00348-020-2917-9.
[27] J. H. Preston, « The Determination of Turbulent Skin Friction by Means of Pitot Tubes », *J. R. Aeronaut. Soc.*, vol. 58, n° 518, p. 109-121, févr. 1954, doi: 10.1017/S0368393100097704.
[28] D. W. Bechert, « Calibration of Preston tubes », *AIAA Journal*, vol. 34, n° 1, p. 205-206, janv. 1996, doi: 10.2514/3.13048.
[29] M. Sheplak, V. Chandrasekaran, A. Cain, T. Nishida, et L. N. Cattafesta, « Characterization of a Silicon-Micromachined Thermal Shear-Stress Sensor », *AIAA Journal*, vol. 40, n° 6, p. 1099-1104, juin 2002, doi: 10.2514/2.1758.
[30] Q. Lin *et al.*, « Experiments and simulations of MEMS thermal sensors for wall shear-stress measurements in aerodynamic control applications », *J. Micromech. Microeng.*, vol. 14, n° 12, p. 1640-1649, déc. 2004, doi: 10.1088/0960-1317/14/12/007.
[31] M. Vallikivi et A. J. Smits, « Fabrication and Characterization of a Novel Nanoscale Thermal Anemometry Probe », *J. Microelectromech. Syst.*, vol. 23, n° 4, p. 899-907, août 2014, doi: 10.1109/JMEMS.2014.2299276.
[32] M. Vallikivi, M. Hultmark, S. C. C. Bailey, et A. J. Smits, « Turbulence measurements in pipe flow using a nano-scale thermal anemometry probe », *Exp Fluids*, vol. 51, n° 6, p. 1521-1527, déc. 2011, doi: 10.1007/s00348-011-1165-4.
[33] S. C. C. Bailey *et al.*, « Turbulence measurements using a nanoscale thermal anemometry probe », *J. Fluid Mech.*, vol. 663, p. 160-179, nov. 2010, doi: 10.1017/S0022112010003447.
[34] J. J. Miau, J. K. Tu, J. H. Chou, et G. B. Lee, « Sensing Flow Separation on a Circular Cylinder by Micro-Electrical-Mechanical-System Thermal-Film Sensors », *AIAA Journal*, vol. 44, n° 10, p. 2224-2230, oct. 2006, doi: 10.2514/1.17408.
[35] « Sugiura, Masatoshi, et al. “Hot Wire Mass Gas Flow Sensing Device.” SAE Transactions, vol. 103, 1994, pp. 980–83. JSTOR, http://www.jstor.org/stable/44632849. Accessed 25 Sep. 2022. »,
[36] K.-J. Xu, H. Ren, X.-F. Wang, et Q. Teng, « Non-linear dynamic modeling of hot-film/wire MAF sensors with two-stage identification based on Hammerstein model », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 135, n° 1, p. 131-140, mars 2007, doi: 10.1016/j.sna.2006.06.050.
[37] C. Ghouila-Houri *et al.*, « Unsteady flows measurements using a calorimetric wall shear stress micro-sensor », *Exp Fluids*, vol. 60, n° 4, p. 67, avr. 2019, doi: 10.1007/s00348-019-2714-5.
[38] C. Ghouila-Houri *et al.*, « High temperature gradient calorimetric wall shear stress micro-sensor for flow separation detection », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 266, p. 232-241, oct. 2017, doi: 10.1016/j.sna.2017.09.030.

[39] U. Buder, R. Petz, M. Kittel, W. Nitsche, et E. Obermeier, « AeroMEMS polyimide based wall double hot-wire sensors for flow separation detection », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 142, n° 1, p. 130-137, mars 2008, doi: 10.1016/j.sna.2007.04.058.
[40] U. Buder, J.-P. von Klitzing, et E. Obermeier, « Reactive ion etching for bulk structuring of polyimide », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 132, n° 1, p. 393-399, nov. 2006, doi: 10.1016/j.sna.2006.04.048.
[41] J. Weiss *et al.*, « Simulation and testing of a MEMS calorimetric shear-stress sensor », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 253, p. 210-217, janv. 2017, doi: 10.1016/j.sna.2016.11.018.
[42] J. Weiss, E. Jondeau, A. Giani, B. Charlot, et P. Combette, « Static and dynamic calibration of a MEMS calorimetric shear-stress sensor », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 265, p. 211-216, oct. 2017, doi: 10.1016/j.sna.2017.08.048.
[43] B. Florian, G. Alain, C. Philippe, E. Pascal, et L. Bonnet, « Estimation of Piezoresistive Errors for High-G Measurement by Thermal Accelerometer », in *2018 IEEE SENSORS*, New Delhi, oct. 2018, p. 1-4. doi: 10.1109/ICSENS.2018.8589546.
[44] A. Garraud, P. Combette, J. M. Gosalbes, B. Charlot, et A. Giani, « First high-g measurement by thermal accelerometers », in *2011 16th International Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference*, Beijing, China, juin 2011, p. 84-87. doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2011.5969142.
[45] J. D. Anderson, « Ludwig Prandtl's Boundary Layer », *Physics Today*, vol. 58, n° 12, p. 42-48, déc. 2005, doi: 10.1063/1.2169443.
[46] F. P. Ricou et D. B. Spalding, « Measurements of entrainment by axisymmetrical turbulent jets », *J. Fluid Mech.*, vol. 11, n° 1, p. 21-32, août 1961, doi: 10.1017/S0022112061000834.
[47] D. B. Spalding, « A Single Formula for the "Law of the Wall" », *Journal of Applied Mechanics*, vol. 28, n° 3, p. 455-458, sept. 1961, doi: 10.1115/1.3641728.
[48] P. von Böckh et T. Wetzel, *Heat Transfer*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012. doi: 10.1007/978-3-642-19183-1.
[49] A. M. Savill, « Fundamentals of Hot Wire Anemometry. By C. G. L OMAS . Cambridge University Press, 1986. 211 pp. £35.Cross Correlation Flowmeters – Their Design and Application. By M. S. B ECK and A. P LASKOWSKI . Adam Hilger: 1987. 240 pp. £35. », *J. Fluid Mech.*, vol. 237, p. 692-693, avr. 1992, doi: 10.1017/S0022112092243585.
[50] L. V. King, « LVII. *On the precision measurement of air velocity by means of the linear hot-wire anemometer* », *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, vol. 29, n° 172, p. 556-577, avr. 1915, doi: 10.1080/14786440408635334.
[51] « XII. On the convection of heat from small cylinders in a stream of fluid: Determination of the convection constants of small platinum wires with applications to hot-wire anemometry », *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, vol. 214, n° 509-522, p. 373-432, janv. 1914, doi: 10.1098/rsta.1914.0023.
[52] H. Kramers, « Heat transfer from spheres to flowing media », *Physica*, vol. 12, n° 2-3, p. 61-80, juin 1946, doi: 10.1016/S0031-8914(46)80024-7.
[53] W. R. M. Almeida *et al.*, « A Constant Temperature Thermoresistive Sigma-Delta Anemometer », in *2007 IEEE Instrumentation & Measurement Technology Conference IMTC 2007*, Warsaw, Poland, mai 2007, p. 1-6. doi: 10.1109/IMTC.2007.379040.
[54] « Fluent, Chapitre 22 - Using the solver, 2001 »,
[55] J. Weiss, E. Jondeau, A. Giani, B. Charlot, et P. Combette, « Static and dynamic calibration of a MEMS calorimetric shear-stress sensor », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 265, p. 211-216, oct. 2017, doi: 10.1016/j.sna.2017.08.048.
[56] L. Han, N. Riviere, M. Chatelain, et E. Mignot, « Recirculation zone downstream lateral expansions of open channel flow », *Physics of Fluids*, vol. 32, n° 11, p. 115119, nov. 2020, doi: 10.1063/5.0018343.

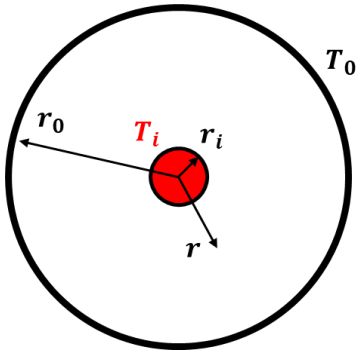
[57] X. Zhang et C. P. Grigoropoulos, « Thermal conductivity and diffusivity of free-standing silicon nitride thin films », *Review of Scientific Instruments*, vol. 66, n° 2, p. 1115-1120, févr. 1995, doi: 10.1063/1.1145989.
[58] D. G. Cahill, « Thermal conductivity measurement from 30 to 750 K: the 3ω method », *Review of Scientific Instruments*, vol. 61, n° 2, p. 802-808, févr. 1990, doi: 10.1063/1.1141498.
[59] M. Bogner, A. Hofer, G. Benstetter, H. Gruber, et R. Y. Q. Fu, « Differential 3ω method for measuring thermal conductivity of AlN and Si3N4 thin films », *Thin Solid Films*, vol. 591, p. 267-270, sept. 2015, doi: 10.1016/j.tsf.2015.03.031.
[60] R. Sultan, A. D. Avery, G. Stiehl, et B. L. Zink, « Thermal conductivity of micromachined low-stress silicon-nitride beams from 77 to 325 K », *Journal of Applied Physics*, vol. 105, n° 4, p. 043501, févr. 2009, doi: 10.1063/1.3078025.
[61] « Thermophysical properties of low-residual stress, Silicon-rich, LPCVD silicon nitride films », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 23, n° 1-3, p. 856-860, avr. 1990, doi: 10.1016/0924-4247(90)87046-L.
[62] *DuPont™ Kapton® HN - https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/products/ei-transformation/documents/DEC-Kapton-HN-datasheet.pdf*.
[63] A. Perez, R. Örlü, A. Talamelli, et P. Schlatter, « Appraisal of cavity hot-wire probes for wall-shear-stress measurements », *Exp Fluids*, vol. 63, n° 9, p. 151, sept. 2022, doi: 10.1007/s00348-022-03498-3.
[64] Johann Courteaud, « Etude, réalisation et optimisation d'un accéléromètre thermique à convection », 2006.
[65] F Mailly, « Etude et réalisation de microcapteurs thermiques : anémomètre et accéléromètre thermique. », Université Montpellier 2, 2002.
[66] A. Garraud, « Amélioration des performances et nouveau concept de détecteurs de capteurs inertiels à détection thermique. », Université de Montpellier II, 2011.
[67] P. Temple-Boyer, C. Rossi, E. Saint-Etienne, et E. Scheid, « Residual stress in low pressure chemical vapor deposition SiNx films deposited from silane and ammonia », *Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films*, vol. 16, n° 4, p. 2003-2007, juill. 1998, doi: 10.1116/1.581302.
[68] E. Reichmanis, O. Nalamasu, et F. Houlihan, « Polymers, Photoresponsive (in Electronic Applications) », in *Encyclopedia of Physical Science and Technology*, Elsevier, 2003, p. 723-744. doi: 10.1016/B0-12-227410-5/00946-7.
[69] S. C. C. Bailey *et al.*, « Turbulence measurements using a nanoscale thermal anemometry probe », *J. Fluid Mech.*, vol. 663, p. 160-179, nov. 2010, doi: 10.1017/S0022112010003447.
[70] M. Vallikivi et A. J. Smits, « Fabrication and Characterization of a Novel Nanoscale Thermal Anemometry Probe », *J. Microelectromech. Syst.*, vol. 23, n° 4, p. 899-907, août 2014, doi: 10.1109/JMEMS.2014.2299276.
[71] X. Zhang *et al.*, « Thermal and electrical conductivity of a suspended platinum nanofilm », *Appl. Phys. Lett.*, vol. 86, n° 17, p. 171912, avr. 2005, doi: 10.1063/1.1921350.
[72] A. Mohammed-Taifour et J. Weiss, « Unsteadiness in a large turbulent separation bubble », *J. Fluid Mech.*, vol. 799, p. 383-412, juill. 2016, doi: 10.1017/jfm.2016.377.
[73] D. Sturzebecher, S. Anders, et W. Nitsche, « The surface hot wire as a means of measuring mean and fluctuating wall shear stress », *Experiments in Fluids*, vol. 31, n° 3, p. 294-301, sept. 2001, doi: 10.1007/s003480100284.
[74] M. Sheplak, V. Chandrasekaran, A. Cain, T. Nishida, L.N. Cattafesta, « Characterization of a silicon-micromachined thermal shear-stress sensor », n° AIAA, 2002.
[75] L. Chamard, A. Giani, P. Combette, et J. Weiss, « MEMS calorimetric shear-stress sensor based on flexible substrate », in *2019 Symposium on Design, Test, Integration & Packaging of MEMS and MOEMS (DTIP)*, Paris, France, mai 2019, p. 1-4. doi: 10.1109/DTIP.2019.8752856.

[76] J. Weiss, A. Mohammed-Taifour, et Q. Schwaab, « Unsteady Behavior of a Pressure-Induced Turbulent Separation Bubble », *AIAA Journal*, vol. 53, n° 9, p. 2634-2645, sept. 2015, doi: 10.2514/1.J053778.
[77] A. Le Floc'h, J. Weiss, A. Mohammed-Taifour, et L. Dufresne, « Measurements of pressure and velocity fluctuations in a family of turbulent separation bubbles », *J. Fluid Mech.*, vol. 902, p. A13, nov. 2020, doi: 10.1017/jfm.2020.530.
[78] A. T. Mohammed-Taifour, A. Le Floc'h, et J. Weiss, « Active Forcing of a Pressure-Induced Turbulent Separation Bubble », in *AIAA Scitech 2020 Forum*, Orlando, FL, janv. 2020. doi: 10.2514/6.2020-1061.
[79] P. R. Spalart et M. Kh. Strelets, « Mechanisms of transition and heat transfer in a separation bubble », *J. Fluid Mech.*, vol. 403, p. 329-349, janv. 2000, doi: 10.1017/S0022112099007077.
[80] M. Alam et N. D. Sandham, « Direct numerical simulation of 'short' laminar separation bubbles with turbulent reattachment », *J. Fluid Mech.*, vol. 410, p. 1-28, mai 2000, doi: 10.1017/S0022112099008976.
[81] Julien Weiss, , Ben Steinfurth, , Léo Chamard, , Alain Giani, et , Philippe Combette, « Spectral Proper Orthogonal Decomposition of the Unsteady Wall Shear Stress Under a Turbulent Separation Bubble », *11 Jan 2022*.
[82] U. Buder, J.-P. von Klitzing, et E. Obermeier, « Reactive ion etching for bulk structuring of polyimide », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 132, n° 1, p. 393-399, nov. 2006, doi: 10.1016/j.sna.2006.04.048.
[83] B. Sun, P. Wang, J. Luo, J. Deng, S. Guo, et B. Ma, « A Flexible Hot-Film Sensor Array for Underwater Shear Stress and Transition Measurement », *Sensors*, vol. 18, n° 10, p. 3469, oct. 2018, doi: 10.3390/s18103469.
[84] « E. Guyon, J.P. Hulin et L. Petit (2001) : Hydrodynamique physique, CNRS Ed. »,
[85] Sacadura, Jean-François, *Initiation aux transferts thermiques*. 1980.

# Annexes

## Annexe 1 : Modèle analytique de la distribution thermique autour d'une résistance chauffante

La distribution thermique autour d'une résistance chauffante est bien connue dans la littérature [85]. Une résolution analytique en 2 dimensions de la propagation thermique telle que présentée sur la figure ci-dessous. Celle-ci présente une zone de chauffe circulaire de rayon $r_i$ et de température $T_i$ au centre volume d'un gaz avec une limite de rayon $r_0$ et de température $T_0$. La valeur r correspond à la variable comprise entre $r_i$ et $r_0$.




Représentation en deux dimensions d'une résistance de chauffe de rayon $r_i$ et de température $T_i$ délimitée par un cercle de rayon $r_0$ et de température $T_0$.

Les échanges thermiques entre la zone de chauffe et le gaz qui l'entoure sont considérés comme purement conductifs. C'est-à-dire que la couche limite thermique occupe toute la cavité cylindrique et que l'air se comporte comme un solide. L'équation de la conduction en régime stationnaire s'écrit en coordonnées cylindriques :

$$\frac{d}{dr}\left(r\lambda(T)\frac{dT}{dr}\right) = 0$$

La variation de la conductivité thermique de l'air $\lambda$ sera considérée linaire sur notre intervalle de température. Par régression linéaire, la relation précédente devient :

$$\lambda(T) = \lambda_0(1 + \gamma T)$$

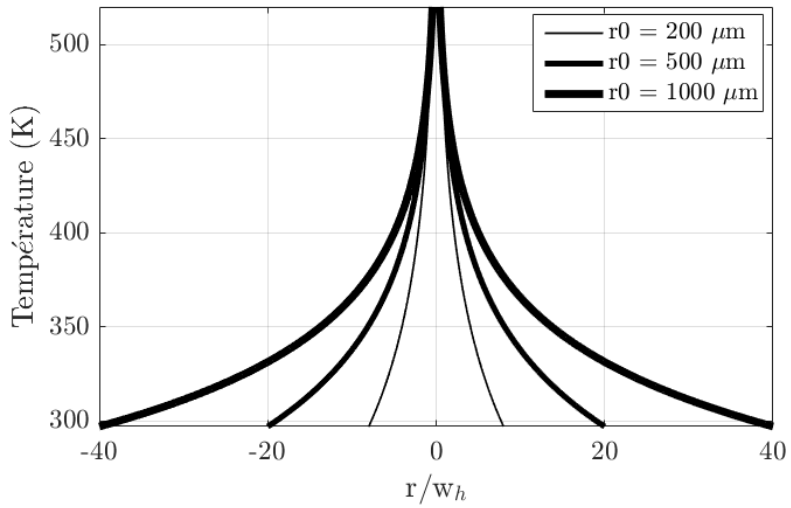
avec T la température de l'air en °C, $\lambda_0$ la conductivité thermique de l'air à 0°C (0.0025 $W.m^{-1}.K^{-1}$) et $\gamma$ le coefficient de variation thermique de la conductivité. En séparant les variables et par intégration, nous obtenons la relation suivante :

$$\lambda_0\left(T + \gamma\frac{T^2}{2}\right) = A\ ln(r) + B$$

Les deux constantes A et B sont déterminées avec les conditions aux limites pour $T = T_i$ avec $r = r_i$ et $T = T_0$ avec $r = r_0$. La relation finale est la suivante :

$$T(r) + \gamma\frac{T(r)^2}{2} = \frac{-\left[(T_i - T_0) + \gamma\frac{\left({T_i}^2 - {T_0}^2\right)}{2}\right]}{\ln\left(\frac{r_0}{r_i}\right)}\ln\left(\frac{r}{r_i}\right) + T_i + \gamma\frac{{T_i}^2}{2}$$

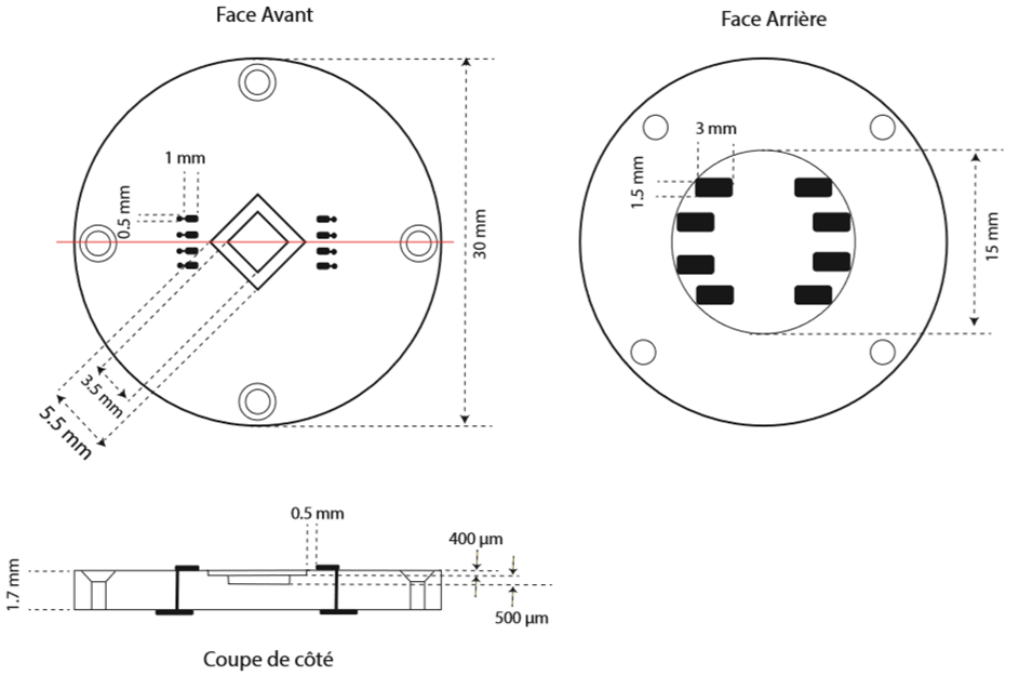
Cette relation nous permet de calculer la distribution thermique le long de r pour un gaz sans mouvement. Nous résolvons donc l'équation sur une dimension pour une vitesse u = 0 et une variable de position r. La figure ci-dessous présente le résultat des profils de température calculés pour plusieurs distances $r_0$.




Profils de température pour $T_i$ = 390 K et $T_0$ = 297 K à différentes distances $r_0$. L'abscisse correspond au rapport entre x et la largeur de la chauffe wh = 50 µm.

## Annexe 2 : Support PCB pour capteur sur substrat silicium

Support PCB pour capteur sur substrat silicium (cavité à 45°)




Support PCB pour capteur sur substrat silicium (cavité droite)

