

**UNIVERSIDAD NACIONAL DE GENERAL SAN MARTIN
COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATÓMICA
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
“Prof. Jorge A. Sabato”**

**Diseño de sensores de velocidad de partículas para posibles
usos en geofísica y/o ensayos no destructivos en materiales
(*)**

por Ing. Joaquín García

Directores

**Dr. Martin P. Gómez
Mg. Diego E. Pérez Gagni**

(*) Tesis para optar al título de *Magister en Ciencia y Tecnología de Materiales*

República Argentina

2022

Agradecimientos

A mi familia por el apoyo incondicional en todos mis proyectos.

A mi novia Ana por la buena compañía y motivación.

A mis directores Martin y Diego por la confianza y la paciencia que me tuvieron.

*A la Gerencia de Área de Investigación y Aplicaciones no Nucleares por brindarme el espacio
de trabajo.*

*A las personas Departamento de Micro y Nanotecnología por la ayuda en la parte
experimental. En especial a Andrés Di Donato, Claudio, Dante y Enrico.*

Resumen

En el presente trabajo de tesis se llevó a cabo el diseño y desarrollo de sensores térmicos de velocidad de partículas acústicas para su potencial aplicación en geofísica, acústica, y ensayos no destructivos de materiales. Se elaboraron modelos numéricos por el método de elementos finitos (FEM) de dispositivos conformados por filamentos metálicos suspendidos de dimensiones micrométricas. Cuando estos se calientan y una onda acústica los atraviesa se genera un diferencial de temperatura que se traduce en un diferencial de resistencia eléctrica, proporcional a la velocidad del flujo de aire. Se definieron y optimizaron los parámetros geométricos de dos modelos de sensores en base a la literatura previa y el modelo numérico desarrollado. Se estudiaron las respuestas estacionarias y temporales tanto para flujos de aire continuos (DC) como alternos (onda acústica), en función de la frecuencia. Una vez definido el prototipo que maximiza la sensibilidad se procedió a su construcción con técnicas de microfabricación en sala limpia. Se utilizó fotolitografía para transferir el patrón de los sensores sobre obleas de Si <100> con una capa de SiO₂ crecido térmicamente. Se depositó una capa de 100-200 nm de metal por técnicas de evaporación térmica y luego se removió el excedente por *lift-off* para conformar los filamentos metálicos. La liberación de estos para que queden suspendidos se realizó mediante la técnica de ataque en seco (*dry etching*), *Reactive Ion Etching* (RIE), aplicada en dos pasos. Se caracterizaron los dispositivos obtenidos a través de Microscopía Electrónica de Barrido y perfilometría de contacto. La resistencia eléctrica de los filamentos fue medida por ley de Ohm en una Probe Station realizando curvas tensión (V) vs corriente (I) a cuatro puntas. Los parámetros geométricos de los dispositivos dieron de acuerdo a lo esperado, sin embargo, la resistencia eléctrica medida resultó en dos órdenes de magnitud mayor a lo simulado.

Palabras clave: Velocidad de partículas, método de elementos finitos, modelo, filamentos, convección, SiO₂, reactive-ion-etching, resistividad.

Abstract

The present thesis work presents the design and construction of a thermal sensor for measurements of acoustic particle velocity with potential applications in geophysics, acoustics and non-destructive tests on materials. Numerical models consisting of suspended micro filaments were developed using the finite element method (FEM). When these are heated and acoustic wave propagates through them a temperature differential is generated changing the differential resistance of the filaments and thus proportional to the velocity of the flux. The geometrical parameters of two designs were optimized based on previous literature and the model developed. The stationary and dynamic response were studied as function of the frequency. Once the prototype that maximize the sensibility was defined a physical prototype was built applying micro fabrication techniques in clean room. The pattern of the devices was transferred with photolithography over a 4'' Si <100> wafer with a film of thermal oxide SiO₂. A thin metallic film of 100-200 nm was deposited by thermal evaporation and then the excess removed with lift-off to perform the filaments. The release of these was done applying a dry etching method called Reactive Ion Etching (RIE) in two steps. The obtained devices were characterized using a Scanning Electron Microscope (SEM) and a contact profilometer. The electric resistance of the filaments was measured in a Probe Station performing V vs I curves, and Ohm's law. The geometric parameters of the device resulted as expected despite the measured electric resistance was two orders of magnitude greater than simulations.

Keywords: Particle velocity, finite element method, model, filaments, convection, SiO₂, reactive-ion-etching, resistivity.

Listado de publicaciones

- “MODELO NUMÉRICO DE SENSOR DE VELOCIDAD DE PARTÍCULAS ACÚSTICAS POR MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS”. *Joaquín García, Diego E. Pérez, Martín P. Gómez*. Presentación oral en Decimosexto Encuentro del Centro Internacional de Ciencias de la Tierra. Modalidad virtual, del 16 al 19 de noviembre de 2021, (E-ICES 16).
- “DISEÑO DE SENSORES DE VELOCIDAD DE PARTÍCULAS ACÚSTICAS PARA APLICACIONES EN GEOFÍSICA Y/O EN ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS EN MATERIALES”. *Joaquín García, Diego E. Pérez, Martín P. Gómez*. SAM-CONAMET Mar del Plata, Agosto, 2022.
- “DISEÑO DE SENSORES DE VELOCIDAD DE PARTÍCULAS ACÚSTICAS PARA APLICACIONES EN GEOFÍSICA Y/O EN ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS EN MATERIALES”. *Joaquín García, Diego E. Pérez, Martín P. Gómez*. Reunión de Asociación de Físicos Argentinos. Bariloche, Septiembre de 2022. (RAFA 107)
- “DISEÑO Y CONSTRUCCIÓN DE SENSORES DE VELOCIDAD DE PARTÍCULAS ACÚSTICAS PARA APLICACIONES EN GEOFÍSICA Y/O EN ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS EN MATERIALES”. *Joaquín García, Diego E. Pérez, Martín P. Gómez*. Presentación oral en Jornadas de Acústica, Audio y Sonido desarrolladas en la Universidad Nacional de Tres de Febrero, 27 y 28 de octubre. Caseros, Buenos Aires. (JAAS 2022)
- “DISEÑO DE SENSORES DE VELOCIDAD DE PARTÍCULAS ACUSTICAS PARA APLICACIONES EN GEOFÍSICA Y/O EN ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS EN MATERIALES”. *Joaquín García, Diego E. Pérez, Martín P. Gómez*. Presentación poster, modalidad virtual. 1 al 4 de noviembre, 2022. E-ICES 17 (2022)

El presente trabajo se realizó en el Departamento de Coordinación Proyecto ICES (International Center for Earth Science), Gerencia Desarrollo Tecnológico y Proyectos Especiales con la colaboración del Departamento de Micro y Nanotecnología, Gerencia Área de Investigación y Aplicaciones no Nucleares.

Índice general

AGRADECIMIENTOS	II
RESUMEN.....	III
ABSTRACT	IV
LISTADO DE PUBLICACIONES	V
ÍNDICE GENERAL	VII
CAPÍTULO 1: FUNDAMENTACIÓN Y OBJETIVOS.....	1
RESUMEN	1
ABSTRACT	2
1.1. INTRODUCCIÓN	3
1.2. FUNDAMENTACIÓN	4
1.3. OBJETIVOS	5
1.3.1. <i>Objetivo general</i>	5
1.3.2. <i>Objetivos específicos</i>	5
1.4. JUSTIFICACIÓN	6
1.5. REFERENCIAS.....	7
CAPÍTULO 2: ESTADO DEL ARTE	8
RESUMEN	8
ABSTRACT	9
2.1. INTRODUCCIÓN	10
2.1.1. <i>Anemómetros</i>	11
2.1.2. <i>Sensores de Flujo Calorimétricos</i>	14
2.1.3. <i>Combinación de principios de funcionamiento</i>	17
2.2. MODELOS TEÓRICOS-ANALÍTICOS.....	18
2.2.3. TRANSFERENCIA DE CALOR	18
2.2.4. <i>Sensibilidad</i>	26
2.3. MODELOS NUMÉRICOS	28
2.4. <i>Calibración en tubo de impedancias</i>	30
2.5. REFERENCIAS.....	32
CAPÍTULO 3: SIMULACIÓN NUMÉRICA POR MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS	35
RESUMEN	35
ABSTRACT	36
4.1. INTRODUCCIÓN	37
4.2. MODELO NUMÉRICO	38
4.2.1. <i>Geometría y mallado</i>	38
4.2.2. <i>Materiales</i>	41
4.2.3. <i>Módulos de física</i>	42
4.2.3.1. <i>Flujo laminar (Módulo Dinámica de Fluido Computacional CFD)</i>	42
4.2.3.2. <i>Transferencia de calor en fluidos y sólidos</i>	47
4.2.3.3. <i>Corrientes eléctricas</i>	50
4.2.3.3.1. Resistividad eléctrica del Pt	51
4.2.3.4. <i>Multifísicas</i>	53
Calentamiento electromagnético (efecto Joule):	53
4.3. ESTUDIO ESTACIONARIO	57
4.3.1. <i>Sensor de 2 filamentos y 3 filamentos</i>	58

4.3.2.	<i>Validación de modelo 2D</i>	65
4.4.	ESTUDIO TEMPORAL: MODELO 2D	68
4.4.1.	<i>Sensibilidad</i>	71
4.5.	DISCUSIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS	77
4.6.	CONCLUSIONES	81
4.7.	REFERENCIAS.....	83
ANEXO A1		86
CAPÍTULO 4: MICRO-FABRICACIÓN DE PROTOTIPOS EN SALA LIMPIA		90
RESUMEN		90
ABSTRACT		91
5.1.	INTRODUCCIÓN	92
5.2.	PROCESO DE MICRO-FABRICACIÓN	93
5.2.1.	<i>Diseño de las mascarar</i>	94
5.2.2.	<i>Diseño del sensor en CAD</i>	95
5.2.3.	<i>Obleas de Si</i>	98
5.2.4.	<i>Preparación y limpieza de las obleas</i>	98
5.2.5.	<i>Depósito de fotoresina por centrifugado</i>	99
5.2.6.	<i>Fotolitografía</i>	100
5.2.7.	<i>Metalización</i>	103
5.2.8.	<i>Lift-off</i>	105
5.2.9.	<i>Reactive Ion Etching (RIE)</i>	106
5.2.9.1.	RIE anisotrópico (SiO ₂):	109
5.2.9.2.	RIE isotrópico (Si):.....	109
5.2.9.3.	Aplicación de RIE en las obleas	110
5.2.10.	<i>Corte de las obleas</i>	114
5.3.	CARACTERIZACIÓN DEL PROCESO	115
5.3.1.	<i>Perfilómetro de contacto</i>	115
5.3.2.	<i>Microscopio Electrónico de Barrido (MEB/SEM)</i>	117
5.4.	CARACTERIZACIÓN DE RESISTENCIA ELÉCTRICA EN LOS PROTOTIPOS	118
	<i>Estación de sonda mecánica (Mechanical Probe Station)</i>	118
6.1.1.1.	Resistencia eléctrica de los filamentos.....	119
5.5.	DISCUSIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS	125
5.5.1.	<i>Parámetros de control del proceso RIE</i>	129
5.6.	CONCLUSIONES	132
5.7.	REFERENCIAS.....	134
CONCLUSIONES GENERALES		136
TRABAJOS FUTUROS		139
ESTRÉS RESIDUAL EN LOS FILAMENTOS		139
DIFERENCIAL DE RESISTENCIA EN PRESENCIA DE UN FLUJO DE AIRE		139
IMPLEMENTACIÓN ELECTRÓNICA		140
DISEÑOS MULTIFILAMENTO		141
REFERENCIAS		143

Capítulo 1: Fundamentación y objetivos

Resumen

En este capítulo se exponen la fundamentación y objetivos del trabajo de tesis. Se realiza una introducción a la importancia de la medición de velocidad de partículas acústicas y su relación con la presión para caracterizar el campo. Se mencionan las ventajas y desventajas de las técnicas de medición tradicionales utilizadas y el enfoque más actual de sensores por principios térmicos. Se plantean los objetivos generales y específicos de este trabajo.

Palabras clave: Velocidad de partículas, sensor térmico, MEMS, sala limpia.

Abstract

This chapter sets out the foundation and objectives of the thesis work. An introduction to the importance of acoustic particle velocity measurement and its relationship with pressure to characterize the field is presented. The advantages and disadvantages of the traditional measurement techniques used and the most current approach of sensors by thermal principles are mentioned. The general and specific objectives of this work are stated.

Keywords: particle velocity, thermal sensor, MEMS, clean room.

1.1. Introducción

Los transductores más conocidos y utilizados en aplicaciones de acústica y geofísica son los sensores de presión. Existen de diversos tipos y tamaños en función de su principio de funcionamiento o transducción (capacitivos, piezoeléctricos, etc) y rangos de frecuencia de aplicación. En muchos casos conocer los valores de presión de un campo acústico permite caracterizar los niveles de presión emitidos por la fuente, su potencia o características de radiación. Sin embargo, muchas veces los valores de presión, al ser escalares, pueden resultar insuficientes para caracterizar completamente un campo acústico complejo [1]. La impedancia (oposición del medio a la propagación de una onda) e intensidad acústica (proporcional a la energía) están directamente vinculadas con la relación entre presión y velocidad de las partículas. Esta última resulta una magnitud vectorial proporcional al gradiente de presión y brinda información de la dirección de propagación de una onda [2]. Los métodos más comunes para estimar la velocidad de las partículas son métodos indirectos a partir de mediciones de presión, generalmente con micrófonos, que presentan limitaciones con la longitud de onda. Los sensores de velocidad de partículas han cobrado gran importancia en los últimos años debido a la ventaja de posibilitar una medición directa en comparación a los métodos de gradiente de presión. Su funcionamiento se basa en principios térmicos similares a los anemómetros. Estos poseen filamentos metálicos calientes cuya resistencia eléctrica depende de la temperatura y cuando un flujo de aire los atraviesa cambia esta propiedad de forma proporcional.

El primer dispositivo para aplicaciones en acústica fue desarrollado en los años 90' en la Universidad de Twente, Países Bajos [3]. Los prototipos constaban de dos filamentos metálicos paralelos entre sí y separados una cierta distancia. Cuando una onda acústica los atraviesa altera la distribución de temperaturas enfriando un filamento y calentado el otro por convección forzada. La diferencia de resistencia eléctrica se instrumentó para obtener una tensión proporcional a la velocidad de

partículas. Al día de hoy, diversos autores han propuesto modelos optimizando geometrías, disposición y diseño de filamentos para aplicaciones específicas [3]–[9].

En este trabajo de tesis se presenta el desarrollo de un sensor de velocidad de partículas acústicas por principio térmico de 2 y 3 filamentos, para aplicaciones en acústica audible e infrasonidos. El escrito está ordenado en capítulos donde en el Capítulo 1 se exponen la justificación y objetivos de la tesis, como así también una breve justificación de las ventajas del sensor desarrollado. El Capítulo 2 muestra el estado del arte con un resumen de los comienzos de los sensores de velocidad inspirados en los anemómetros, principio de funcionamiento y estado actual de las versiones más recientes. También se explican brevemente las opciones para instrumentar la medición de diferencial de resistencia eléctrica y tipos de circuitos electrónicos. El Capítulo 3 está abocado al marco teórico desde el enfoque acústico, mencionando los aspectos más importantes de la ecuación de onda y conceptos como impedancia acústica e intensidad acústica. En el Capítulo 4, se describe la estrategia adoptada para elaborar de un modelo numérico computacional que permite evaluar el comportamiento de dos modelos de sensor de velocidad, inspirado en la literatura previa, por medio del Método de Elementos Finitos (MEF). Distintos parámetros geométricos y constructivos del diseño fueron evaluados para optimizar la respuesta del sensor (diferencial de temperatura) y definir un prototipo para su construcción. En el Capítulo 5 se expone el proceso de microfabricación con los procesos involucrados y la caracterización de algunos de ellos. El Capítulo 6 está enfocado en mediciones de prueba sobre los dispositivos reales obtenidos, la comparativa con los resultados del modelo numérico y un detalle de las conclusiones de la investigación y trabajos a futuro.

1.2. Fundamentación

Los métodos habituales de medición de velocidad de partículas están basados en su mayoría en una estimación indirecta a partir de un diferencial de presión medido con

micrófonos. Las sondas intensimétricas constan de dos micrófonos separados a una distancia conocida que miden el gradiente de presión y a través de un cálculo la velocidad de partículas puede ser estimada [2]. El mayor problema es que la separación entre micrófonos no debe superar $\frac{1}{4}$ de la longitud de la onda para evitar ambigüedades. Esto implica que para medir todo el espectro audible se requiere una familia de sondas con distintas separaciones y no llegan a medir con precisión por debajo de 20 Hz.

La principal ventaja de los sensores de velocidad de partículas es que miden directamente esta magnitud y debido al principio térmico de funcionamiento la respuesta del dispositivo no depende de la longitud de onda. Sumado a esto, la aplicación de tecnología MEMS ha posibilitado reducir tamaños, tiempos y costos.

1.3. Objetivos

1.3.1. Objetivo general

El objetivo central de este trabajo es desarrollar dispositivos sensibles a la velocidad de las partículas acústicas por principios de funcionamiento térmicos, fabricados con tecnología MEMS. Los sensores constan de filamentos metálicos micrométricos suspendidos y paralelos entre sí. Las aplicaciones están vinculadas a mediciones de impedancia e intensidad acústica, mediciones de infrasonido en geofísica, y/o en ciencia de materiales para métodos de ensayos no destructivos.

1.3.2. Objetivos específicos

- Desarrollar un prototipo a través de un modelo numérico por el método de elementos finitos con el fin de adaptar geometrías detalladas en la literatura en función del rango de frecuencias de interés de este trabajo (0 – 20 kHz).
- Evaluar las prestaciones de dos modelos en términos de su sensibilidad mediante estudios estacionarios y dinámicos.

- Construir un prototipo físico con el diseño elegido mediante técnicas de microfabricación en sala limpia. Caracterizar los procesos en función de las técnicas disponibles en las instalaciones.
- Realizar mediciones de resistencia eléctrica y diferencial de temperatura en los filamentos de los prototipos.

1.4. Justificación

La medición de presión acústica y velocidad de partículas permite caracterizar completamente un evento acústico. Magnitudes como la impedancia o la intensidad acústica, proporcionales a la oposición del medio y a la energía propagada respectivamente, surgen de una relación directa entre presión y velocidad de partículas. La dificultad de estimar esta última a partir de mediciones indirectas justifica la necesidad de evaluar y optimizar nuevas metodologías y/o principios de transducción. Las aplicaciones son muy diversas, desde la medición de la potencia acústica de una fuente, caracterización de la impedancia específica de un medio, medición del coeficiente de absorción acústico de un material, localización espacial de fuentes sonoras, entre otras. Los sensores térmicos de velocidad de las partículas acústicas han planteado un nuevo abanico de posibilidades que al día de hoy sigue en crecimiento. Además, el desarrollo de estos dispositivos en la Argentina, que al día de la fecha de este trabajo solo se fabrican en el extranjero, opera a favor de la expansión de la industria nacional.

1.5. Referencias

- [1] D. T. Blackstock, "[Blackstock,_D.T.] Fundamentals of Physical Acoustics." p. 541, 2000.
- [2] R. F. Barron, *Noise Control and Acoustics*. 2003.
- [3] H.-E. de Bree, *The Microflow E-Book*, no. January 1997. 1997.
- [4] T. S. J. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, "Micro-liquid flow sensor," vol. 38, pp. 45–50, 1993.
- [5] Z. Li, W. Chang, C. Gao, and Y. Hao, "Three-hot-wire acoustic particle velocity sensor with improved detection capability," *Electronics Letters*, vol. 55, no. 4. pp. 201–202, 2019, doi: 10.1049/el.2018.7680.
- [6] M. Piotto, E. Zanetti, and P. Bruschi, "Design of acoustic particle velocity sensors with a coupled 3D-2D finite element model," *Proc. 2015 18th AISEM Annu. Conf. AISEM 2015*, pp. 1–4, 2015, doi: 10.1109/AISEM.2015.7066841.
- [7] O. Pjetri, R. J. Wiegerink, T. S. J. Lammerink, and G. J. M. Krijnen, "A crossed-wire 2-dimensional acoustic particle velocity sensor," *Proc. IEEE Sensors*, pp. 1–4, 2013, doi: 10.1109/ICSENS.2013.6688318.
- [8] J. Shen, B. Liu, L. Zhu, M. Xu, and Y. Zeng, "Numerical Analysis of the Performance of," pp. 1–5, 2017.
- [9] J. W. van Honschoten, V. B. Svetovoy, G. J. M. Krijnen, and M. C. Elwenspoek, "Optimization of a thermal flow sensor for acoustic particle velocity measurements," *J. Microelectromechanical Syst.*, vol. 14, no. 3, pp. 436–443, 2005, doi: 10.1109/JMEMS.2005.844848.

Capítulo 2: Estado del arte

Resumen

En este capítulo se exponen el estado del arte y trabajos previos relacionados con sensores térmicos y calorimétricos para medir velocidades de flujo. En primer lugar, se introducen los conceptos y principios de funcionamiento de los anemómetros de filamento caliente. Estos dispositivos son la base sobre la cual se desarrollan posteriormente los sensores de velocidad de partículas acústicas. Luego se exponen varios modelos analíticos que surgen de las ecuaciones de balance de calor. Estos modelos permiten encontrar expresiones para predecir la diferencia de temperatura entre filamentos y la sensibilidad del dispositivo como función de la frecuencia, parámetros geométricos y materiales utilizados. Finalmente, se presentan modelos numéricos propuestos por distintos autores para evaluar el desempeño de los sensores utilizando el método de elementos finitos.

Palabras clave: anemómetro, diferencial de temperatura, flujo térmico.

Abstract

This chapter exposes the state of art and previous research regarding thermal and calorimetric sensors for flow velocity measurements. First, the concepts and principles of the hot wire anemometer are introduced. These devices are the base for the particle velocity sensors. Some analytic models are shown from the equations of heat balance and enables to predict the temperature differential between filaments and the sensibility of the device as function of frequency, geometrical parameters and materials. Finally, some numerical models are presented from several authors evaluating the performance of this type of sensors using the finite element method.

Keywords: anemometers, temperature differential, heat flux.

2.1. Introducción

Los sensores térmicos son dispositivos compuestos por elementos calefactores y elementos sensores de temperatura. Cuando un fluido circula, ya sea en un gas o líquido, altera la distribución de las temperaturas alrededor del elemento calefactor. La temperatura de este último depende de la velocidad del fluido. Las técnicas de microfabricación posibilitan la construcción y manufactura de dispositivos de bajo costo y dimensiones reducidas. Debido a esta última característica se pueden desarrollar sensores que responden a una velocidad muy alta y facilita la construcción de filamentos metálicos delgados. Esto es de vital importancia cuando se mide la velocidad de fluidos turbulentos o en acústica.

Los sensores de flujo térmico se pueden clasificar en tres categorías según su principio de funcionamiento:

- Anemómetros,
- Sensores de flujo calorimétricos
- Sensores de tiempo de vuelo.

De todos ellos tal vez el más estudiado en la bibliografía es el anemómetro [1]. Estos dispositivos están compuestos por un filamento metálico simple que es calentado y se mide la temperatura en él. Como la mayoría de los metales tienen una dependencia de su resistividad eléctrica con la temperatura, y el filamento se calienta mediante una corriente eléctrica, se mide la resistividad como magnitud proporcional a la temperatura. Cuando un fluido circula, este altera la tasa a la cual el calor fluye desde el elemento calefactor. Los anemómetros pueden operar en dos modos: a potencia constante y a temperatura constante. El primero es el más simple ya que adaptando la circulación de corriente sobre el filamento se mantiene la potencia constante y se mide la temperatura. La respuesta en este modo de operación está dada por la capacidad calorífica del elemento calefactor y la tasa a la cual el calor es intercambiado con el medio. El segundo caso requiere un circuito realimentado que permite mantener la

temperatura constante y lo que se mide es la potencia necesaria para lograrlo. En este modo de operación el anemómetro responde más rápido que en el caso de potencia constante, aunque implica una complejidad mayor.

Los sensores de flujo calorimétrico y de tiempo de vuelo requieren dos o más filamentos. La configuración estándar consta de un elemento calefactor rodeado de filamentos sensibles a la temperatura dispuestos de forma simétrica. Cuando un flujo atraviesa los filamentos genera una convección forzada de calor en el sentido del flujo que enfría un filamento y calienta el otro. La diferencia de temperatura entre los dos sensores es una medida proporcional a la velocidad para velocidades bajas, aunque para velocidades altas la proporcionalidad empeora [2]. Los sensores de flujo calorimétrico son útiles principalmente para medir bajas velocidades de flujo.

Los sensores de tiempo de vuelo introducen un pulso de calor en el fluido y los sensores de temperatura detectan el tiempo de arribo a cada uno de ellos. Este tipo de sensores miden directamente la velocidad del fluido.

El dispositivo estudiado en el presente trabajo de tesis es una combinación de los dos primeros sensores expuestos: el anemómetro de filamento caliente y el sensor de flujo calorimétrico. El enfoque está orientado a la construcción de un prototipo con técnicas de micro-fabricación.

2.1.1. Anemómetros

Los diseños típicos de fabricación de micro anemómetros constan de un filamento suspendido entre dos soportes con un largo en el orden de los milímetros. Para que el sensor tenga una respuesta rápida el ancho del filamento debe ser pequeño, de esta manera se minimiza la capacidad calorífica del mismo. Típicamente el ancho está alrededor de los 10 μm . En términos de mejorar la sensibilidad, la conducción de calor entre los filamentos y los soportes debe ser lo más baja posible.

Las características más importantes de los anemómetros son tiempo de respuesta y sensibilidad en términos de magnitud y dirección de flujo [1]. Los primeros diseños

realizados por métodos de micro-fabricación reemplazaron los filamentos por una fina capa de metal depositada sobre un sustrato de silicio [2] [3]. La primera desventaja que apareció fue que la capacidad calorífica estaba definida por el chip de silicio y la conducción de calor entre el metal y el sustrato era mayor debido a la alta conductividad térmica del silicio. Una solución a este problema fue colocar un elemento aislante de baja conductividad térmica entre el sustrato y el depósito metálico (resistor) [4]. Otra solución fue utilizar dos micro puentes sobre los cuales se deposita el metal del resistor y quedan suspendidos a lo largo de todo el canal por donde circula el fluido [5]–[8]. De esta manera la conducción de calor en el sustrato está restringida solo a una dimensión

Los sensores de flujo contruidos con técnicas de micro-fabricación no son mucho más rápidos en su respuesta que los clásicos anemómetros de filamento. Lyons reporta tiempos de respuesta no menores a 2 ms [8]. Los tiempos de calentamiento y enfriamiento encontrados por Ebefors son de 0,3 ms y 0,1 ms respectivamente [9].

La sensibilidad de los anemómetros está dada por el flujo de calor desde el elemento calefactor al fluido y por difusión de calor al sustrato. El flujo total de calor es una combinación de estos dos aspectos, donde se intenta minimizar el flujo térmico por conducción eligiendo un material de baja conductividad térmica y minimizando la sección del depósito de metal. En ese sentido la elección de vigas delgadas para construir los filamentos es una buena elección frente a membranas o superficies mayores. También es posible reemplazar el silicio, con alta conductividad térmica (alrededor de 100 W/mK), por nitruro de silicio, material con menor conductividad térmica (19-28 W/mK) [10]. Para reducir la conducción de calor desde el filamento hacia el sustrato, Fingerson y Freymuth mencionan que la distancia hacia cualquier pared debe ser de al menos 500 veces el diámetro del filamento.

La sensibilidad del anemómetro de filamento caliente depende de la orientación del vector de velocidad del fluido con respecto a la orientación del filamento. Si el flujo es paralelo al filamento no habrá ninguna extracción de calor de este y por lo tanto el

dispositivo no será sensible en esta configuración. Para que esto se cumpla la longitud del filamento debe ser mayor a 250 veces el ancho del mismo [9]. La sensibilidad mayor se encuentra cuando el vector velocidad del fluido es normal al filamento.

El problema de los anemómetros de filamento simple es que la sensibilidad varía en función de la temperatura de operación. Además, si hay cambios de temperatura en el ambiente puede haber una señal de salida sin haber velocidad de fluido. Para resolver este problema se han utilizado diseños con dos filamentos, donde el principal objetivo es medir una señal diferencial que permite eliminar variaciones comunes a ambos filamentos, como por ejemplo cambios de temperatura en el ambiente. Diseños de este tipo de anemómetros se pueden encontrar en los trabajos de Stephan y van Puten [7] [11].

Por otro lado, dos filamentos permiten conocer el sentido de circulación del fluido a diferencia del filamento simple. Ya que se mide temperatura en dos puntos, cuando el fluido cambia de sentido sobre la misma dirección se detecta un cambio de signo en la señal de salida. Si el flujo es paralelo a los filamentos la diferencia de temperatura por convección es cero, con lo cual el anemómetro de filamento doble también tiene una sensibilidad que depende del ángulo, pero con la ventaja extra de que se puede conocer el sentido de circulación del fluido.

La capa límite térmica (δ) (thermal boundary layer) que se genera en la zona de contacto del fluido con los elementos sólidos del sensor domina el transporte de calor por convección entre los dos filamentos. Esta capa límite es dominante si su espesor es mucho más pequeño que la distancia entre elementos del micro dispositivo $\delta \ll l$. Si esto se cumple, la pérdida de calor sucede en mayor medida a través de la capa límite que por difusividad térmica entre los elementos. En la Figura 2.1 se muestra la configuración de un anemómetro de tres filamentos donde el central actúa como calefactor y los dos sensores de temperatura están a ambos lados. Se puede ver también la forma que adopta la capa límite $\delta(x)$ en función de la distancia cuando un fluido circula a una cierta velocidad.

El espesor máximo de la capa límite térmica se puede calcular según:

$$\delta_{max} = \sqrt{\frac{vl}{U_{min}}} \quad (2.1)$$

Donde l es la separación entre sensores, U_{min} la velocidad mínima del fluido y v para el aire es $v_{aire} = 0,15 \text{ cm}^2/\text{s}$ (Landau 1974).

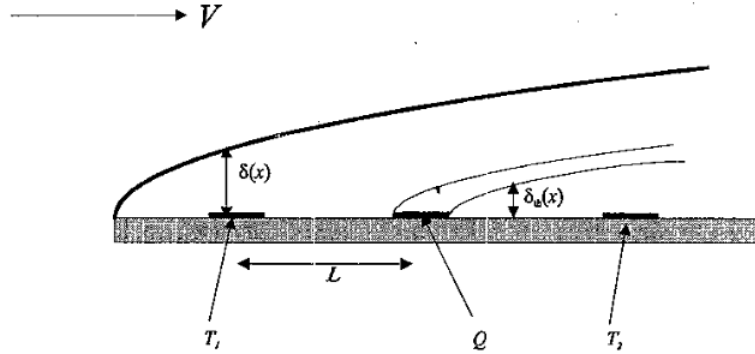


Figura 2.1 – Anemómetro tres filamentos. El calefactor es el elemento central y los dos sensores están simétricamente ubicados a ambos lados (Lammerink 1993) [12].

2.1.2. Sensores de Flujo Calorimétricos

Los sensores de flujo calorimétricos tienen una construcción similar al anemómetro, con por lo menos dos filamentos, que actúan como sensores de temperatura, dispuestos simétricamente a ambos lados de un elemento calefactor. La Figura 2.2 muestra un diseño con un calefactor central y dos sensores de temperatura ubicados simétricamente a ambos lados. La señal de salida es la diferencia de temperaturas medida entre sensores. Mientras que uno se calienta, el otro se enfría cuando circula un fluido. Al igual que en el caso del anemómetro de dos elementos también se puede determinar la dirección del flujo. En esencia, los sensores de flujo calorimétricos son también sensores de flujo de masa. La idea es que el calefactor transfiere una cierta cantidad de calor al fluido en movimiento y a su vez este transporta este calor por convección. Lo que se intenta medir entonces es la cantidad de calor, que es proporcional al flujo de masa. La cantidad de calor transportada depende del tipo de fluido, por lo tanto, un parámetro importante es el calor específico.

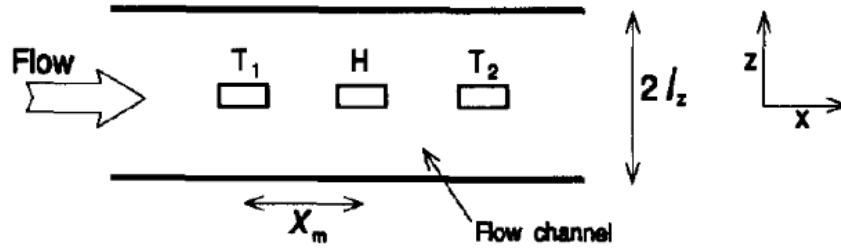


Figura 2.2 – Sensor de flujo calorimétrico con un calefactor central (H) y dos sensores de temperaturas a los lados. (Lammerink 1993) [12]

En la Figura 2.3 se puede observar la distribución propuesta por Elwenspoek en 1994 para las temperaturas dentro del sensor de flujo en función de la posición x . El calefactor se ubica entre $-L$ y L . Las curvas caracterizan tres velocidades típicas: a) $v=0$. b) $v=0,001$ m/s suficientemente pequeña para permitir difusión del calor al sensor de temperatura de la izquierda $x = -x_m$. c) $v=0.01$ m/s, velocidad demasiado elevada para permitir difusión de calor al sensor de la izquierda (1994) [13].

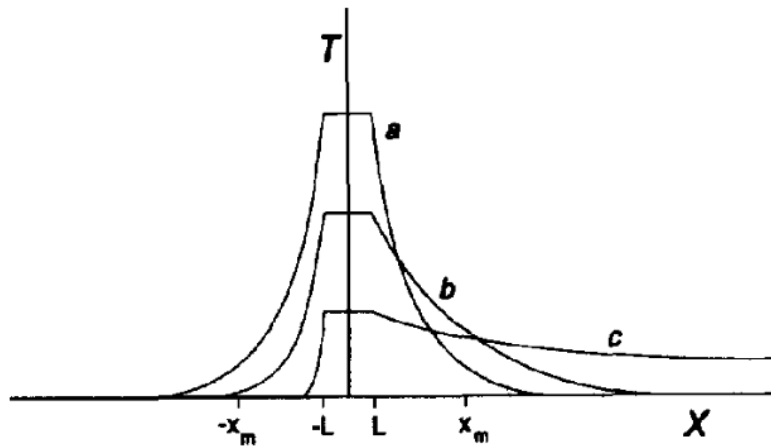


Figura 2.3 - Distribución de temperaturas dentro del sensor de flujo en función de x para tres velocidades típicas del fluido: a) $v=0$. b) $v=0,001$ m/s. c) $v=0.01$ m/s. [13]

La señal de salida de los sensores calorimétricos tiene una dependencia con la velocidad de circulación del fluido [12]. Presentan un aumento de sensibilidad lineal con la velocidad hasta un máximo, a partir del cual la pendiente comienza a ser decreciente. En la Figura 4 se muestra esta característica de pruebas realizadas por Lammerink midiendo flujos de agua [12]. En su prototipo de dos filamentos utiliza una

aleación de cromo-oro depositada sobre un sustrato de nitruro de silicio. La temperatura es medida a través de la resistencia eléctrica. El cromo permite una buena adhesión del oro al nitruro de silicio, pero tiene la desventaja de generar un compuesto que tiene menor dependencia de la resistividad eléctrica con la temperatura que el oro puro.

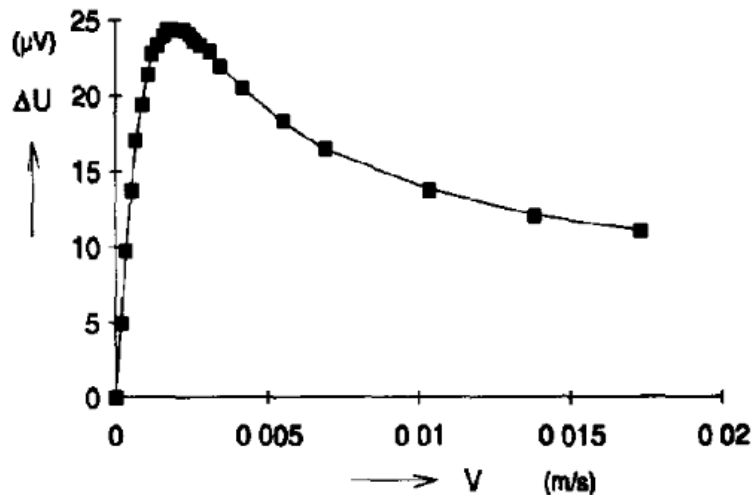


Figura 2.4 – Valores de salida del sensor de flujo de 2 filamentos propuesto por Lammerink en agua para distintas velocidades. La distancia entre los dos sensores de temperatura fue de 2 mm [12].

Como se comentó anteriormente, en el caso de los anemómetros el transporte de calor está dominado por la capa límite térmica (δ) ya que el espesor de esta capa es menor que la distancia de separación entre sensores $\delta \ll l$. Esto genera una dependencia con la raíz cuadrada de la velocidad del fluido, como se ve en el tramo a la derecha del máximo de la curva de la Figura 4. Los sensores calorimétricos, en cambio, están diseñados para que la distancia de separación entre los sensores y el calefactor sea mucho más pequeña que el espesor de la capa límite $\delta \gg l$, desde 1 mm hasta 10 μm [12]. Bajo esta condición existe una relación lineal entre la diferencia de temperatura y la velocidad del fluido. El flujo o transporte de calor no está dominado por la capa límite en este tipo de sensores [14]. La transferencia de calor sucede en la capa límite ya que tanto el calefactor como los sensores son de dimensiones muy pequeñas y están muy próximos entre sí en comparación con la dimensión del canal

por donde circula el fluido. La curva de la Figura 4 entonces dependerá de la separación entre sensores l , y el espesor de la capa límite δ y el máximo se da cuando $l = \delta$.

La Figura 5 muestra la transferencia de calor entre calefactor y sensores y cómo esto sucede dentro de la capa límite del fluido en movimiento ($\delta \gg l$).

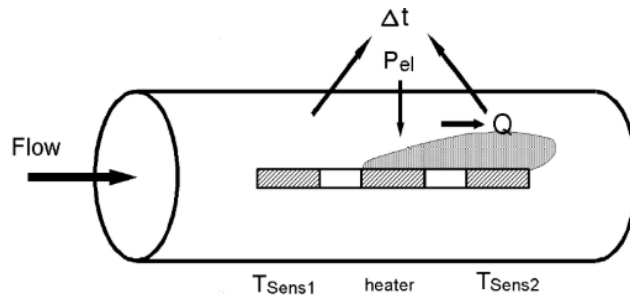


Figura 2.5 – Transferencia de calor en la capa límite cuando el fluido está en movimiento y la separación entre elementos es muy pequeña ($100\ \mu\text{m}$) [14].

El trabajo de Ashauer presenta un sensor de flujo que combina los dos métodos de detección mencionados anteriormente: por pérdida de calor (anemómetro) y transporte de calor (sensor calorimétrico). Esto le permitió incrementar considerablemente el rango de velocidades detectables ($0,1$ a $150\ \text{mm/s}$) [14]. Los sensores de temperatura son de oro depositado sobre una membrana de nitruro de silicio y están ubicados entre $l = 10\text{-}150\ \mu\text{m}$ del calefactor. Este último está fabricado en poli-silicio y activado por un circuito electrónico que lo alimenta con $5\ \text{mW}$ constantes.

2.1.3. Combinación de principios de funcionamiento

La combinación de los principios de funcionamiento de los dos sensores expuestos anteriormente, permitió diseñar un dispositivo que actúe como ambos. Por un lado, para bajas velocidades de flujo se mide la diferencia de temperatura entre filamentos actuando como un sensor de flujo calorimétrico. Por otro lado, para flujos grandes se mide la suma o promedio de temperatura entre filamentos actuando como un anemómetro [15] [12]. Las principales ventajas de esta combinación es que el sensor

calorimétrico es mucho más sensible que el anemómetro a bajas velocidades, pero para velocidades más elevadas el anemómetro resulta más conveniente. De esta forma la sensibilidad del dispositivo se extiende a un rango más amplio de velocidades de flujo.

En el trabajo realizado por Durst et al proponen un sensor de dos filamentos para medición de bajas velocidades de flujo logrando tanto teórica como experimentalmente un rango de velocidades operativas de $0,005 \frac{m}{s} \leq U \leq 25 \frac{m}{s}$ [16]. La diferencia principal es que además de aprovechar los efectos de convección y difusión entre el calefactor y los filamentos, utilizaron el efecto de tiempo de vuelo. Esto es, medir la diferencia de tiempo entre una señal térmica variable en el tiempo que emite un filamento cuando es calentado con una corriente eléctrica variable y la señal que detecta un segundo filamento que actúa como sensor. De esta manera se mide diferencia de tiempo en lugar de diferencias de temperatura. Conociendo la distancia de separación entre filamentos resulta muy simple calcular la velocidad del fluido. En sus experimentos Durst mide fluidos estacionarios, pero también velocidades variables en el tiempo con un rango de frecuencias limitado a 30 Hz. El método de medición de tiempo de vuelo funciona mejor para regímenes de altas velocidades de flujo [13].

2.2. Modelos Teóricos-Analíticos

2.2.3. Transferencia de calor

La transmisión de calor entre distintos materiales se presenta mayormente por dos mecanismos de transferencia de calor, convección y conducción. La conducción obedece a la Ley de Fourier que expresa el flujo de calor en términos de la conductividad térmica del material y el gradiente de temperaturas. Para el caso de un gas estacionario la ecuación de calor queda [8]:

$$-div(k\nabla T) = Q \quad (2.2)$$

Donde k es la conductividad térmica del material, en este caso aire, y Q es la cantidad de calor generada por unidad de área y tiempo que interviene en el sistema. En el caso del calor generado por un filamento calefactor debido a la circulación de una corriente eléctrica, el calor generado es:

$$Q = \frac{P}{2L l_y} \quad (2.3)$$

Donde P es la potencia del calefactor, $2L$ es el ancho y l_y es el largo.

Los filamentos de los sensores térmicos propuestos en este trabajo son de espesores del orden de los nanómetros y además la relación de largo/ancho es suficientemente grande para que el mecanismo de conducción pueda ser despreciado. Además, están suspendidos como vigas sobre un material que normalmente es aislante térmico. Cuando el aire no está en reposo, sino que existe una cierta velocidad de flujo, el mecanismo de transferencia de calor que predomina es por convección. Considerando el calefactor a una temperatura fija T_h la ecuación diferencial queda [9]:

$$\rho c_p \left(\frac{dT}{dx} + v \nabla T \right) - k \nabla^2 T = Q \quad (2.4)$$

La Figura 3.5 muestra la distribución de temperaturas alrededor del elemento calefactor para velocidades bajas ¹.

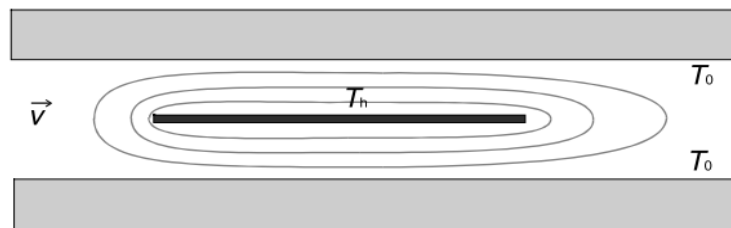


Figura 3.5 – Distribución de temperatura alrededor de un elemento calefactor en presencia de un flujo de aire a baja velocidad [1].

¹ Velocidades bajas implica que el número de Reynolds sea: $Re < 1$. (Creeping Flow) donde las fuerzas inerciales son despreciables comparadas con las fuerzas viscosas y de presión.

Cuando la velocidad de flujo de aire v es baja, la diferencia de temperatura delante y detrás del calefactor es proporcional a v [10]. (ρ y c_p son la densidad y calor específico del gas). El término $v\nabla T$ es la parte convectiva responsable de la señal diferencial que se toma del sensor, y en el caso de la presencia de una onda acústica la velocidad resulta armónica $v = \bar{v}e^{j\omega t}$. Si v se es suficientemente pequeña la Ecuación 24 se puede resolver incluyendo la Ecuación 22 y considerando también que la temperatura $T \approx \delta T$ varía de forma armónica al igual que la velocidad:

$$\frac{\partial(\delta T)}{\partial t} - D\nabla^2 \delta T = -v \frac{d(\delta T)}{dx} \quad (2.5)$$

Donde $D = k/\rho c_p$ es el coeficiente de difusividad térmica del aire. Con este enfoque se supone que el calefactor no modifica significativamente el perfil de velocidades del flujo de aire y que la influencia de la capa límite (*boundary layer*) es despreciable [11].

La solución a la Ecuación 25 permite encontrar una expresión para definir las variaciones de temperatura en las posiciones donde se ubican los filamentos sensores en función de la velocidad del flujo de aire y la distancia al calefactor. Luego de algunas aproximaciones necesarias, transformada de Fourier mediante, la solución analítica queda en términos de funciones de Bessel de primera especie modificada [11].

$$\Delta T = \frac{vPa}{\pi k l_y D \bar{f}} (1 - \sqrt{j\bar{f}} K_1(\sqrt{j\bar{f}})) \quad (2.6)$$

Con K_1 la función de Bessel modificada de primera especie, $\bar{f} = f/f_D$ el termino de frecuencia adimensional que relaciona la frecuencia de la onda acústica f normalizada por $f_D = D/2\pi a^2$ llamada frecuencia de difusividad térmica. Esta representa una frecuencia de corte o frecuencia esquina a partir de la cual la respuesta del sensor comienza a disminuir con un comportamiento del tipo filtro pasa bajos. En la Figura 3.6 se muestra este comportamiento para distintas separaciones a entre sensor y calefactor. Se ve como a mayor separación entre sensores la frecuencia de corte es cada vez menor.

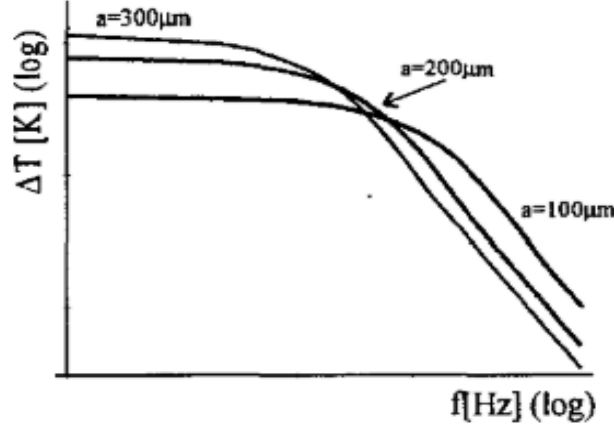


Figura 3.6 – Respuesta en frecuencia teórica del sensor para distintos valores de a [12].

Algunos trabajos analizan modelos teóricos de los sensores térmicos planteando las ecuaciones de transferencia de calor bajo ciertas simplificaciones con sus correspondientes condiciones iniciales o de contorno. Lammerink presenta un modelo analítico para el sensor térmico de tres filamentos con calefactor central que utiliza la diferencia de temperatura entre sensores para calcular la velocidad del fluido [12]. Estableció un modelo de parámetros concentrados donde el medio es agua y el calor generado por el calefactor se transporta tanto por conducción como por convección. Para régimen estacionario el calor que ingresa en un cierto punto es igual al calor que sale. La ecuación diferencial que describe el balance de calor queda:

$$D \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - v \frac{\partial T}{\partial x} - gDT = 0 \quad (2.7)$$

donde $D = k/\rho c$ es la difusividad térmica del fluido, que en el caso Lammerink el medio es agua, $g = 1/l_z^2$ y v es la velocidad del fluido. Las soluciones de la ecuación diferencial con respecto a T y para un ancho de calefactor de $2L$ (dirección x), con una potencia P y la condición de contorno que $T(x) = 0$ cuando $x \rightarrow \infty$ quedan de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} x < -L & \quad T(x) = T_0 \exp(\lambda_1(x + L)) \\ -L < x < L & \quad T(x) = T_0 \\ x > L & \quad T(x) = T_0 \exp(\lambda_2(x - L)) \end{aligned} \quad (2.8)$$

Con λ_1 y λ_2 los autovalores que dependen de la velocidad del fluido v :

$$\lambda_{1,2} = \frac{1}{2D} (v \pm \sqrt{v^2 + 4gD^2})$$

Y la amplitud T_0 dependiente de la potencia P del calefactor y términos relacionados a la conducción de calor, siendo:

$$T_0 = \frac{P}{G2L + Ak(\lambda_1 - \lambda_2)}$$

$$G = k \frac{2l_y}{l_z}$$

donde $G2L$ corresponde al término de condición de la parte superior del calefactor en sentido perpendicular de la dirección del fluido y el término $Ak(\lambda_1 - \lambda_2)$ representa el calor inyectado desde los bordes del calefactor (referencia a Figura 2.2). Además, $2l_z$ es la altura del canal donde se encuentran los filamentos y l_y es el largo de cada filamento. La distribución de temperaturas $T(x)$ de la ecuación (2.2) se puede ver en las curvas de la Figura 2.3 para tres velocidades de fluido.

Nótese que solo existen variaciones de temperatura a lo largo del eje x tomando el sistema de referencia de la Figura 2.2. Se asume que tanto en la dirección de los filamentos (eje y) como en dirección vertical (eje z) la distribución de temperaturas es constante. Las dimensiones de los filamentos fueron de 1000 μm de largo (l_z) y 40 μm de ancho. Al ser tan angostos es posible despreciar la conducción de calor que pueda existir entre el metal depositado y el sustrato de silicio que actúa como viga estructural.

Evalutando la ecuación (2.2) en la posición de los sensores $x = \pm x_m$ es posible expresar la diferencia de temperaturas entre sensores:

$$\Delta T = T_0 [\exp(\lambda_2(x_m - L)) - \exp(\lambda_1(-x_m + L))] \quad (2.9)$$

En la Figura 2.6 se muestra la curva para la diferencia de temperaturas según la ecuación (2.3) en función de la velocidad del fluido, como así también las temperaturas T_h, T_w, T_d correspondientes al calefactor y los dos sensores (upstream y downstream).

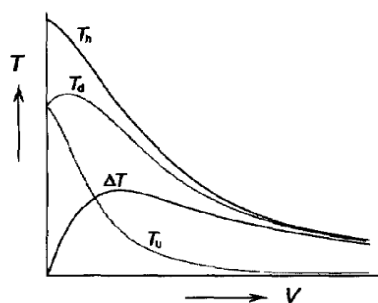


Figura 2.6 – Temperaturas del sensor en función de la velocidad del fluido v . T_h es la temperatura del calefactor, T_u y T_d la temperatura de ambos sensores y ΔT es la diferencia de temperatura entre sensores [12].

El modelo analítico de Svetovoy aplica para el modelo de sensor de velocidad de flujo de dos filamentos [17]. Su desarrollo contempla un modelo con un conducto rectangular donde establece las distribuciones de temperatura para uno o dos calefactores utilizando como medio el aire. En el desarrollo teórico del balance de calor considera tanto el caso lineal como el no lineal, donde la conductividad térmica k no es constante, sino que depende de la temperatura. La principal característica que encuentra en su formulación final de diferencia de temperaturas entre sensores, es que hay un comportamiento de pérdida de sensibilidad en altas frecuencias. Existen dos frecuencias llamadas de esquina que limitan la respuesta del dispositivo. La primera tiene que ver con la constante de tiempo que determina la velocidad de transporte de calor por difusividad en el aire y la segunda está relacionada con la capacidad calorífica de los filamentos que actúan como sensores. Resulta obvio pensar que como los sensores son de dimensiones muy pequeñas con un ancho de entre $0,1 - 1 \mu\text{m}$ la capacidad calorífica es muy pequeña como para tener influencia en el balance de calor. Sin embargo, por más que sea pequeña, tiene una gran influencia conforme aumenta la frecuencia. Svetovoy incluye esta característica en su desarrollo teórico y la correspondencia con la medición experimental mejora notoriamente para frecuencias por encima de 1 kHz . Debajo de esta frecuencia el modelo teórico coincide con el experimental, lo cual le permitió asumir como válida la aproximación del canal como un tubo rectangular y despreciar los flujos de calor a extremos de los filamentos. Para

frecuencias mayores a 1 kHz, el cálculo teórico da una sensibilidad mayor que la medición experimental si no se considera la capacidad calorífica de los sensores. A frecuencias cercanas a los 10 kHz encontró diferencias de 15 dB.

Sin embargo, a pesar de lo minucioso y exhaustivo, el modelo de Svetovoy resulta demasiado complejo para ser usado con propósitos ingenieriles. Es por eso que van Honschoten propuso un modelo teórico simplificado [18]. El modelo considera dos dimensiones y no tiene en cuenta las paredes del canal donde se ubican los filamentos. La primera simplificación que realizó Honschoten fue reducir las dimensiones del ancho y alto de los filamentos a $2\text{ }\mu\text{m}$ y 100 nm respectivamente. Esto valida en el análisis la suposición de una sola dimensión. La separación entre filamentos está en el orden de $a = 100\text{ }\mu\text{m}$. Además, al ser la longitud mucho mayor que las otras dimensiones ($l_y = 1500\text{ }\mu\text{m}$), se consideran los filamentos como infinitos y analizan únicamente 2 dimensiones (z-x). El esquema del modelo de dispositivo completo con el canal y el simplificado se muestra en la Figura 2.7. A la izquierda se puede ver el modelo utilizado por Svetovoy en [17] y a la derecha la simplificación realizada por Honschoten.

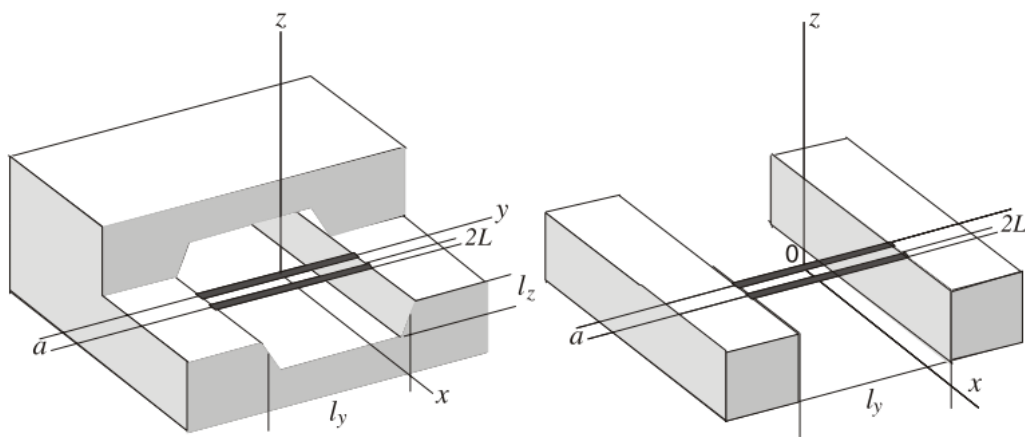


Figura 2.7 – Geometría del sensor de dos filamentos. Izquierda: Modelo utilizado por Svetovoy [17]; Derecha: modelo utilizado por Honschoten sin las paredes arriba y debajo de los filamentos. La separación entre filamentos considerada por Honschoten fue de $a = 100\text{ }\mu\text{m}$.

Otra consideración que hace Honschoten es que como el flujo de calor a los extremos de los filamentos es muy pequeño, se puede asumir que la temperatura en el centro de estos es la misma que en todo el largo. También considera el caso lineal donde la conductividad térmica del aire k no depende de la temperatura, indicando que para temperaturas de entre 400-500 °C esta hipótesis es válida con un error de un 10 % que para propósitos ingenieriles es convencionalmente aceptable.

Partiendo del balance de calor con dos elementos sensores, que también actúan como calefactores, el autor establece la ecuación diferencial para el caso de la influencia de una onda acústica:

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \nabla T \right) - k \nabla^2 T = Q \quad (2.10)$$

donde v es la velocidad del medio gaseoso, ρ y c_p son la densidad y capacidad calorífica del gas y Q está relacionada con la densidad de energía calorífica en el calefactor. El término convectivo $v \nabla T$ es el de mayor influencia en la señal diferencial medida entre filamentos. La convección libre puede ser despreciada ya que su aporte no es significativo. Las soluciones a la ecuación diferencial, luego de algunas simplificaciones, permiten escribir la diferencia de temperatura entre sensores como:

$$\Delta T = e^{i2\pi f} \frac{2v}{D/a} \frac{P}{2\pi k l_y} \frac{1}{i\bar{f}} [1 - \sqrt{i\bar{f}} K_1(\sqrt{i\bar{f}})] \quad (2.11)$$

Donde ΔT es la diferencia de temperaturas entre filamentos, $K_1(x)$ es la función de Bessel modificada de segunda especie, y se introduce $\bar{f} = \frac{f}{f_D}$, con $f_D = \frac{D}{2\pi a^2}$ llamada la frecuencia de difusividad térmica. Esta frecuencia es característica en la respuesta en frecuencia del ΔT en el sensor y de hecho, corresponde a una de las frecuencias esquina mencionadas anteriormente. La ecuación (2.5) se encuentra representada en la curva de la Figura 2.8 en función de la frecuencia. Se ve también una solución exacta a la ecuación de diferencial (2.4) que el autor propone teniendo en cuenta el efecto de la capacidad calorífica de los filamentos del sensor. La ecuación (2.5) corresponde a la aproximación de primer orden que se muestra en la Figura 2.8. La aproximación

permite utilizar una ecuación más simple que la propuesta por Svetovoy para calcular el ΔT entre sensores.

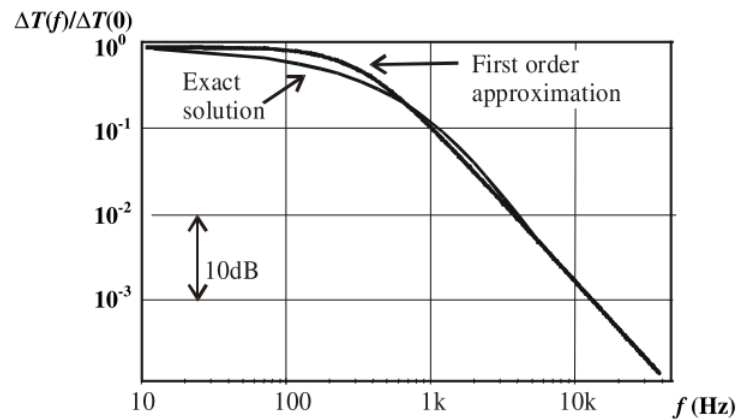


Figura 2.8 – Comparación entre la solución exacta y aproximación de primer orden para el cálculo de ΔT entre filamentos [18].

Es destacable que el sensor bajo estudio trabaja en el rango donde el número de Reynolds (Re) es menor a 1 [18]. Esto implica que la capa límite térmica (δ) sea mucho más grande que las dimensiones del dispositivo y hace que el coeficiente de transferencia de calor no dependa de la velocidad v . Para velocidades bajas la salida del sensor mantiene una relación lineal con v . En contraste con el anemómetro, éste si pierde resolución para bajas velocidades del fluido y opera mejor para $Re \gg 1$ donde existe una capa límite térmica alrededor de los filamentos y la transferencia de calor es proporcional a $\sqrt{v}$ [19].

2.2.4. Sensibilidad

La sensibilidad de los sensores se vincula a la relación señal a ruido en la salida de estos. Depende de varios factores como las propiedades del fluido, los materiales utilizados en los sensores, potencia del calefactor y configuración del flujo sobre el canal. La sensibilidad S puede ser estimada como la derivada de la función ΔT con respecto a la velocidad del fluido ($S = \partial \Delta T / \partial v$). En la Figura 2.4 se muestra una curva típica de sensibilidad para un sensor térmico de tres filamentos calculada por Lammerink [12]. La expresión analítica que describe esta curva es una función de la

velocidad del fluido que para bajas velocidades se puede aproximar de la ecuación (2.3) por:

$$S = \frac{P}{4kl_y} \frac{x_m}{D} \exp(-x_m/l_z) \quad (2.12)$$

Donde P es la potencia disipada en el calefactor, k la conductividad térmica del fluido, l_y el ancho del canal, x_m la distancia del sensor al calefactor, l_z la mitad de la altura del canal y D la difusividad térmica del fluido.

La sensibilidad como función del factor geométrico x_m/l_z se muestra en la Figura 2.9. El valor máximo se da cuando $x_m = l_z$ quedando:

$$S_{max} = 0,0092 \frac{l_z}{l_y} \frac{P}{kD}$$

Para bajas velocidades se puede aproximar $S \approx \Delta T/v$, por lo tanto la diferencia de temperatura entre filamentos tiene una relación lineal con v tal y como también se observa en el primer tramo de la curva de la Figura 2.6. Para una determinada velocidad se alcanza un máximo y luego el ΔT comienza a disminuir incluso para velocidades mayores. Este mismo comportamiento se observa en las curvas de sensibilidad expuestas en las Figuras 2.4 y 2.9. Esta última, sin embargo, corresponde a un flujo de velocidad constante y expresa la sensibilidad para distintas relaciones de x_m/l_z .

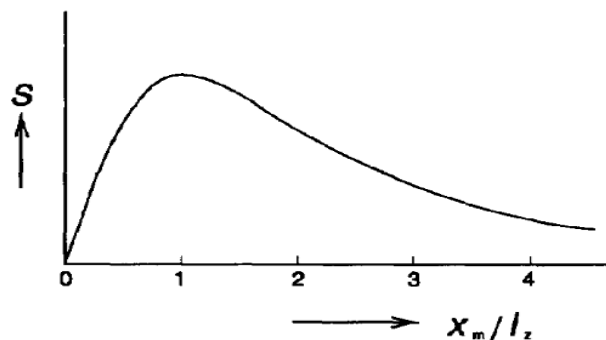


Figura 2.9 – Sensibilidad del sensor en función del factor geométrico x_m/l_z . [14]

2.3. Modelos numéricos

Los modelos numéricos, si están bien realizados, brindan la posibilidad de estudiar el funcionamiento de los dispositivos sin necesidad de construirlos. Diversos trabajos se han enfocado en analizar y evaluar los parámetros geométricos y constructivos de los sensores térmicos utilizando el Método de Elementos Finitos (MEF).

El trabajo realizado por Shen et al. evalúa el desempeño dos modelos de sensor térmico, uno de 2 filamentos al que llama SS (Sensor-Sensor) y otro de 3 filamentos donde el calefactor es el filamento central y los sensores están a ambos lados SHS (Sensor-Heater-Sensor) [20]. Simularon la propagación de una onda acústica utilizando el método de elementos finitos a través del software COMSOL con los módulos de presión acústica, flujo laminar y transferencia de calor. El objetivo fue evaluar las dimensiones óptimas de los dispositivos que permitan maximizar el diferencial de temperatura entre sensores (proporcional a la sensibilidad). Los parámetros evaluados fueron el largo de filamento, el ancho del calefactor y el ancho de los sensores, en ese orden de importancia. Los filamentos eran de Pt con condiciones de contorno sin rozamiento en las paredes. Las ondas acústicas entraban perpendicular a los filamentos como ondas planas con una velocidad de partículas de 0 – 5 mm/s y frecuencia 30 – 3000 Hz. Los resultados encontrados muestran una coincidencia en el ΔT simulado y el valor teórico para el modelo SHS en el rango de frecuencias estudiado. Las dimensiones óptimas de los filamentos fueron 1000 μm , 10 μm y 5 μm (largo filamento, ancho calefactor, ancho de sensor).

En esa misma línea, el diseño propuesto por Cho, M. et al también es del tipo SHS con la diferencia que tanto sensores como calefactor están conformados en forma de serpentina [21]. A diferencia del trabajo anterior en este los filamentos no están suspendidos, sino que son depósitos metálicos sobre un sustrato de Si simplificando la construcción. Las simulaciones se llevaron a cabo con un flujo de N_2 con velocidades entre 10 – 40 cm/s y un flujo pulsante entre 25 – 200 mL/min para filamentos de 100

$\mu\text{m} \times 1000 \mu\text{m}$ (ancho $\times$ largo). Las aplicaciones se orientaron tanto para medios gaseosos como líquidos en aplicaciones biomédicas. Los resultados encontrados mostraron que el ΔT entre sensores tendía a aumentar con la velocidad de flujo cuando el medio es gaseoso (aire), pero para medio líquido (sangre) la tendencia se invirtió y el ΔT disminuía para velocidades mayores a 1 cm/s. Este comportamiento probablemente se debe a las diferencias entre la conductividad térmica de un gas ($k_{\text{aire}} = 0,025 - 0,03 \text{ W/mK}$) y la del líquido ($k_{\text{sangre}} = 0,52 - 0,6 \text{ W/mK}$). Los resultados fueron corroborados también con mediciones sobre los dispositivos microfabricados.

Otros diseños fueron evaluados en trabajos propuestos como es el caso de Dijkstra et al, que además de la configuración de sensores con calefactor central incluyeron un canal o cavidad debajo de estos de $800 \mu\text{m}$ de largo que permitía la circulación de un fluido [21]. Las simulaciones las realizaron con circulación de agua y evaluaron el diferencial de temperatura entre sensores compuestos por depósitos de 200 nm de Pt suspendidos. Las condiciones de contorno se fijaron a temperatura ambiente para resolver el perfil de flujo laminar de agua ($0 - 2 \mu\text{l/min}$) dentro de la cavidad con el calefactor disipando una potencia de 1,9 mW. Los resultados mostraron una distribución asimétrica del perfil de temperaturas ocasionada por convección forzada del calor en función de las velocidades del flujo de agua. El diferencial de temperatura entre sensores resultó lineal en un rango de velocidad de flujo de agua de hasta 300 nl/min. La sensibilidad encontrada en los prototipos fue de $218 \mu\text{V}/(\mu\text{l/min})$ luego de ser instrumentado mediante un puente de Wheatstone. El sensor construido en este trabajo se mostró en buena concordancia con las simulaciones realizadas, sin embargo, algunas diferencias fueron encontradas en las mediciones de resistencia eléctrica de los filamentos.

En general todos los trabajos que evalúan el desempeño de los sensores de velocidad de flujo por métodos numéricos adoptan estrategias similares para elaborar los modelos numéricos (condiciones de contorno, geometrías de filamento, etc). La mayoría encuentra una relación directa entre el diferencial de temperatura entre

sensores y la velocidad del fluido (gas o liquido). La distancia de separación entre sensores también es un aspecto importante que tiene influencia en el ΔT y por ende la sensibilidad del dispositivo [22]. El material más utilizado para los filamentos es el Pt por ser un metal noble, de calor específico bajo y alta conductividad térmica en comparación con otros metales.

2.4. Calibración en tubo de impedancias

La propagación de ondas dentro de un tubo o ducto de dimensiones finitas genera lo que se conoce como ondas estacionarias. Dependiendo de las condiciones de contorno del tubo (abierto o cerrado) los valores máximos y mínimos de presión sonora adoptan valores fijos en el espacio. Para algunas frecuencias sucede el fenómeno de resonancia donde los valores de presión aumentan notoriamente. Estas frecuencias guardan una relación de su longitud de onda con el largo del tubo. Lo interesante es que, si bien el campo acústico es más complejo que la propagación en campo libre, este es conocido. La presión y velocidad acústica dentro de un tubo con condiciones de contorno cerrado-cerrado se pueden escribir como:

$$p(x) = -j\rho_0 c \frac{u_m}{\sin(kL)} \cos(k(L-x)) \quad ; \quad u(x) = \frac{u_m}{\sin(kL)} \sin(k(L-x)) \quad (2.13)$$

Con L el largo del tubo y u_m una constante de amplitud.

La distribución de presión y velocidad siempre se encuentran en cuadratura de fase cuando la terminación del tubo es totalmente rígida. En la Figura 3.4 se puede observar este comportamiento del campo acústico. La ventaja que ofrece esta configuración es que el campo acústico es conocido y sus aplicaciones van desde métodos de calibración de dispositivos hasta medición de coeficiente de absorción acústica de materiales porosos [7].

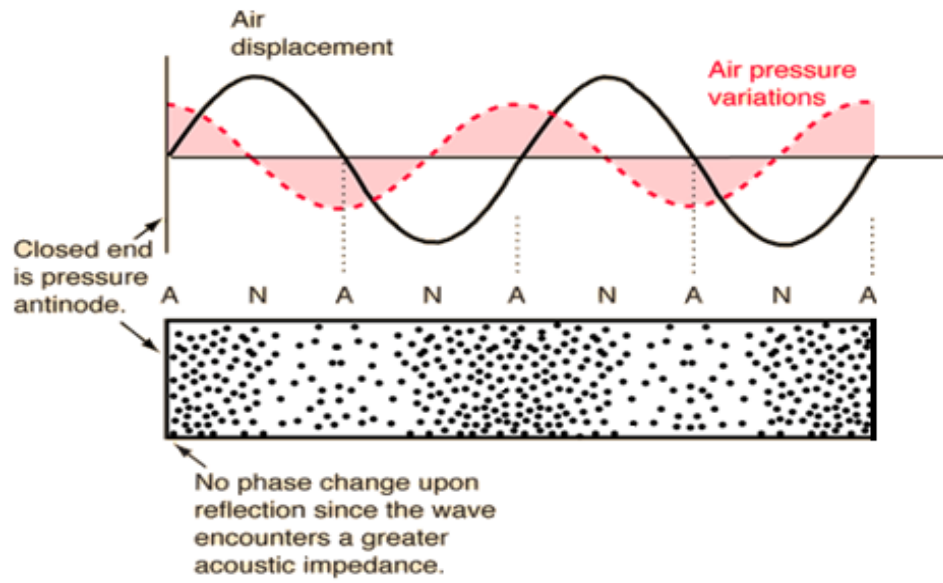


Figura 3.4 – Onda estacionaria dentro de un tubo cerrado-cerrado. Presión y velocidad se encuentran en cuadratura de fase [22].

2.5. Referencias

- [1] H. H. Bruun, "Hot-Wire Anemometry: Principles and Signal Analysis," *Measurement Science and Technology*, vol. 7, no. 10. 1996, doi: 10.1088/0957-0233/7/10/024.
- [2] M. Elwenspoek, "Thermal flow micro sensors," *Proc. Int. Semicond. Conf. CAS*, vol. 2, no. November 1999, pp. 423–435, 1999, doi: 10.1109/smicnd.1999.810580.
- [3] A. F. P. Van Putten and S. Middelhoek, "Integrated silicon anemometer," *Electron. Lett.*, vol. 10, no. 21, pp. 425–426, 1974, doi: 10.1049/el:19740339.
- [4] L. Löfdahl, G. Stemme, and B. Johansson, "Silicon based flow sensors used for mean velocity and turbulence measurements," *Exp. Fluids*, vol. 12, no. 4–5, pp. 270–276, 1992, doi: 10.1007/BF00187305.
- [5] T. S. J. Lammerink, "Intelligent gas-mixture flow sensor." *Sensors and Actuators A* 46–47, 380–384, 1995.
- [6] G. Urban, "High-resolution Thin-film Temperature Sensor Arrays for Medical Applications," vol. 23, pp. 650–654, 1990.
- [7] S. C. H., "a-Micromachined-Silicon-Massairflow-Sensor-for-Automotive-Applc.Pdf." .
- [8] C. Lyons, A. Friedberger, W. Welser, G. Mueller, G. Kroetz, and R. Kassing, "High-speed mass flow sensor with heated silicon carbide bridges," *Proc. IEEE Micro Electro Mech. Syst.*, pp. 356–360, 1998, doi: 10.1109/memsys.1998.659782.
- [9] T. Ebefors, E. Kalvesten, and G. Stemme, "Three-dimensional silicon triple-hot-wire anemometer based on polyimide joints," *Proc. IEEE Micro Electro Mech. Syst.*, pp. 93–98, 1998, doi: 10.1109/memsys.1998.659735.
- [10] "Thermal Properties of Silicon Nitride: Thermal Conductivity." <https://www.syalons.com/2018/09/20/thermal-properties-of-silicon-nitride-thermal-conductivity/> (accessed Nov. 01, 2021).
- [11] A. F. P. van Putten, "An integrated silicon double bridge anemometer," *Sensors and Actuators*, vol. 4, no. C, pp. 387–396, 1983, doi: 10.1016/0250-6874(83)85049-5.
- [12] T. S. J. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, "Micro-liquid flow

- sensor,” vol. 38, pp. 45–50, 1993.
- [13] M. Elwenspoek, T. S. J. Lammerink, R. Miyake, and J. H. J. Fluitman, “Towards integrated microliquid handling systems,” *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 4, no. 4, pp. 227–245, 1994, doi: 10.1088/0960-1317/4/4/008.
 - [14] M. Ashauer, H. Glosch, F. Hedrich, N. Hey, H. Sandmaier, and W. Lang, “Thermal flow sensor for liquids and gases based on combinations of two principles,” *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 73, no. 1–2, pp. 7–13, 1999, doi: 10.1016/S0924-4247(98)00248-9.
 - [15] H.-E. de Bree, *The Microflow E-Book*, no. January 1997. 1997.
 - [16] A. A.-S. and J. J. F Durst and Lehrstuhl, “Theoretical and experimental investigations of a wide-range thermal velocity sensor,” vol. 223, pp. 340–341, 2012, doi: 10.3850/978-981-07-1445-1_362.
 - [17] V. B. Svetovoy and I. A. Winter, “Model of the μ -flown microphone,” *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 86, no. 3, pp. 171–181, 2000, doi: 10.1016/S0924-4247(00)00454-4.
 - [18] J. W. Van Honschoten, G. J. M. Krijnen, V. B. Svetovoy, H. E. De Bree, and M. C. Elwenspoek, “Analytic model of a two-wire thermal sensor for flow and sound measurements,” *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 14, no. 11, pp. 1468–1477, 2004, doi: 10.1088/0960-1317/14/11/006.
 - [19] L. V. King and P. R. S. L. A, “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,” *Proc. R. Soc. London. Ser. A, Contain. Pap. a Math. Phys. Character*, vol. 90, no. 622, pp. 563–570, 1914, doi: 10.1098/rspa.1914.0089.
 - [20] J. Shen, B. Liu, L. Zhu, M. Xu, and Y. Zeng, “Numerical Analysis of the Performance of,” pp. 1–5, 2017.
 - [21] M. O. Cho, W. Jang, and S. H. Lim, “Fabrication and evaluation of a flexible mems-based microthermal flow sensor,” *Sensors*, vol. 21, no. 23, 2021, doi: 10.3390/s21238153.
 - [22] L. Benvenuti, A. Catania, P. Bruschi, and M. Piotto, “Modeling and optimization of

directive acoustical particle velocity sensors for ultrasonic applications,” *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 318, p. 112504, 2021, doi: 10.1016/j.sna.2020.112504.

Capítulo 3: Simulación numérica por Método de Elementos Finitos

Resumen

En este capítulo se exponen los modelos y simulaciones numéricas de los sensores realizadas en el software de multifísicas COMSOL. Se presentan dos diseños: el primero constituido por dos filamentos metálicos donde ambos actúan tanto como sensor y como calefactor; y el segundo diseño de 3 tres filamentos con un calefactor central independiente y dos sensores a ambos lados. Se elaboró un modelo 3D de mallado para discretizar en pequeños elementos que el software utiliza para resolver las ecuaciones diferenciales en derivadas parciales (EDP) correspondientes. Las físicas involucradas se agregaron por módulos (flujo laminar, transferencia de calor y corrientes eléctricas), junto con las condiciones de contorno para estudiar el diferencial de temperatura entre sensores cuando una onda acústica se propaga a través de ellos. Los estudios se realizaron tanto para flujos de aire en estado estacionario como variables en el tiempo. En este último caso se optó por simular un modelo 2D para reducir los tiempos de cómputo. Los resultados mostraron un mayor diferencial de temperatura en el sensor de 3 filamentos, lo que se traduce en una mayor sensibilidad. Se evaluó la sensibilidad para distintas frecuencias de flujo de aire y se pudo observar que, al igual que en estudios previos, existen frecuencias de esquina a partir de las cuales la sensibilidad decae con un comportamiento de filtro pasa bajos. Estas frecuencias dependen mayormente de la separación entre filamentos sensores.

Palabras clave: Velocidad de partículas, fluido laminar, método de elementos finitos, diferencial de temperatura.

Abstract

The current chapter expose the numerical models and simulation performed with the software COMSOL multiphysics. Two models of sensors are presented: the first with two metallic filaments acting both as sensor and as heaters; and the second consisting of three filaments with a central heater and sensor at both sides. A 3D model was meshed to discretize the geometries into small elements where the software solves the correspondent partial differential equations (PDE). The physics involved were added with modules (laminar flow, heat transfer and electric currents), together with boundary conditions to study the temperature differential when an acoustic wave propagates through them. Stationary and dynamic studies were performed. In the last a 2D model was developed to simplify and reduce the calculations efforts. The results showed a greater temperature differential in the 3 filaments model, which implies more sensibility. The sensibility was evaluated as a function of the frequency of the air flux and it could be seen, as in previous studies, that the response behaves as a low pass filter with a corner frequency. The frequency depends mainly on geometrical parameters as the separations between filaments.

Keywords: particle velocity, laminar fluid, finite element method, temperature differential.

4.1. Introducción

Los modelos computacionales son muy útiles cuando se necesita conocer el comportamiento de un elemento o sistema sin necesidad de construirlo físicamente o para problemas complejos donde las ecuaciones diferenciales no tienen soluciones analíticas. Ayudan a predecir y estudiar de una manera más práctica cuáles son los elementos decisivos para su diseño y configuraciones más convenientes. En particular el método de elementos finitos (MEF) es de gran utilidad cuando se requieren simular geometrías complejas y resolver sistemas acoplados de ecuaciones en derivadas parciales (EDP) [1]. El método divide una geometría en pequeños elementos a través de un proceso de mallado lo que permite aplicar las ecuaciones de la física correspondiente a puntos discretos de la geometría. Luego se realiza una interpolación para obtener la solución completa sobre todo el dominio continuo.

Otro aspecto importante en la simulación de un problema de física es definir apropiadamente el modelo. Los modelos son abstracciones de las partes esenciales de un sistema que intentan determinar si con las variables que se han especificados se tiene suficiente información para describir los aspectos de interés del sistema. Entiéndase por sistema, en este caso, a todas las partes que componen los sensores térmicos, que interactúan entre sí y tienen un estado físico definido. Si las variables no son suficientes el modelo no será una buena aproximación del sistema real y por el contrario si se han definido más variables de las necesarias el modelo podría ser redundante e implicar innecesariamente el uso de recursos. Todos los modelos luego de ser definidos y verificados deben ser validados. La validación es un proceso de comparación entre los resultados numéricos y experimentos convenientemente diseñados sobre el sistema real [1].

En esta sección se muestran dos diseños de sensor térmico que fueron modelados numéricamente por el método de elementos finitos. El primero es el sensor que posee 2 filamentos que actúan tanto como calefactor y como sensor. El otro modelo

corresponde a un sensor de tres filamentos con un calefactor central independiente y dos filamentos separados que actúan como sensores a ambos lados. En los siguientes párrafos se presentan las representaciones de ambos desarrollados en el software multifísica COMSOL. Primero, se exponen las características geométricas y los mallados utilizados en cada caso. Luego se explican las físicas utilizadas y las condiciones de borde y/o contorno asumidas. Se realizaron dos estudios: uno en régimen estacionario aplicando un fluido constante a distintas velocidades y otro estudio temporal donde se evalúa una velocidad de flujo de aire de entrada variable en el tiempo a distintas frecuencias. Esta última condición representa una onda acústica plana propagativa [2]. Finalmente se muestran los resultados preliminares y más sobresalientes del proceso de simulación. En esta etapa se definió la configuración final del sensor, dimensiones de los filamentos, separación entre ellos, potencia de alimentación del calefactor, etc, para la posterior elaboración de un prototipo por técnicas de micro fabricación en sala limpia.

4.2. Modelo numérico

4.2.1. Geometría y mallado

Para estudiar los dos diseños propuestos de sensor se crearon los modelos 3D que se ven en la Figura 4.1. Se realizaron con las herramientas de diseño asistido por computadoras (CAD) propias de COMSOL para modelado en 1D, 2D y 3D. Se pueden observar tanto el modelo de dos filamentos (izquierda) como el de tres filamentos (derecha) que en ambos casos consta de dos capas. La parte inferior es la viga estructural de dióxido de silicio (SiO_2) y encima se ubica el depósito de platino (Pt) que actúa como sensor resistivo. Para simular el canal donde están suspendidos los filamentos se crea el volumen delimitado por el paralelepípedo exterior, donde se establece posteriormente el flujo de aire que será el encargado de alterar la distribución de temperaturas debidas al calor generado por el calefactor. Las dimensiones

aproximadas que se utilizaron al comienzo de la construcción del modelo numérico se muestran en la Tabla 4.1.

El mallado es un paso importante en el modelo ya que define la precisión de las simulaciones. Los resultados pueden verse afectados por una pobre resolución en la cantidad de elementos o por otro lado puede suceder que el tiempo de cálculo sea excesivamente largo debido a un mallado demasiado fino con mucha cantidad de elementos [1]. El equilibrio se logra en un punto medio donde se pueda representar bien la física del problema y los tiempos de cálculo no sean excesivos. El primer problema que surgió fueron las dimensiones pequeñas de los filamentos en comparación con el volumen de aire. El mallado se tuvo que hacer de manera diferencial, por un lado, refinar mucho más en los filamentos y por otro, establecer un mallado más grueso para el resto del volumen de aire. Esto se puede ver en la Figura 4.2 y 4.3. En la unión la transición es gradual en el refinamiento para tener buena definición en los cambios de medio o interfase.

Tabla 4.1 – Dimensiones del sensor

Parámetro	Descripción	Valor [μm]
a	Separación entre sensores y calefactor	50 – 400
ly	Largo de filamento	1000
lz	Profundidad del canal	200
he	Espesor de filamentos	0,3
wf	Ancho de filamentos sensores	5 – 20
wh	Ancho de calefactor	100

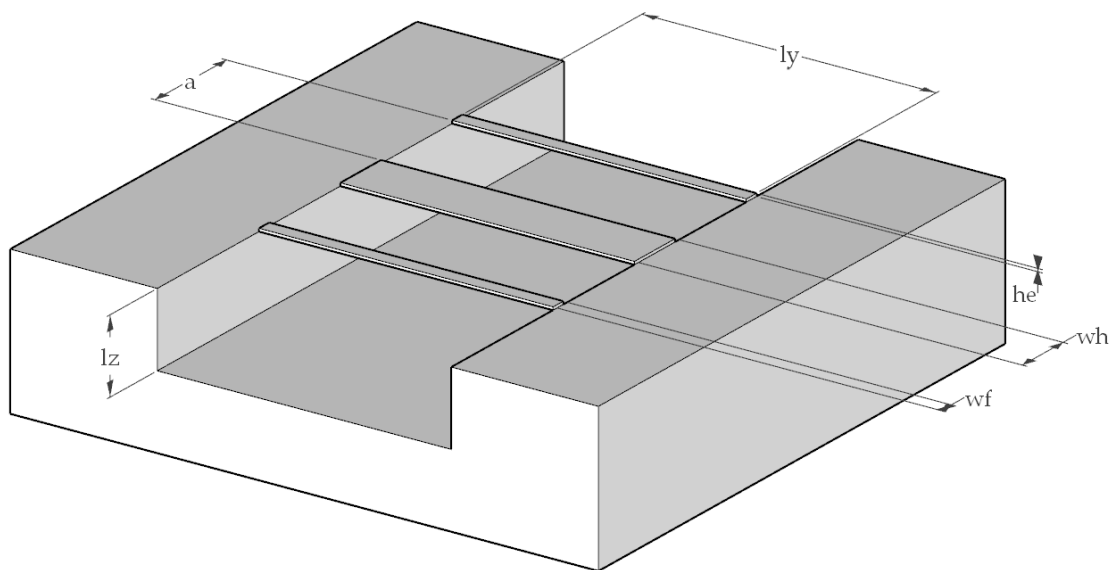


Figura 4.1 – Esquema del sensor

En un primer diseño los filamentos habían modelado como superficies de tipo cáscara (*shells*) con el módulo que proporciona COMSOL. Esto ayudó a reducir la cantidad de puntos de mallado ya que el espesor simplemente se carga como una variable y no forma parte del mallado en sí. Si bien esto daba la ventaja de que el modelo fuera más simple, se decidió descartarlo ya que había ciertas incompatibilidades con algunos de los módulos de física.

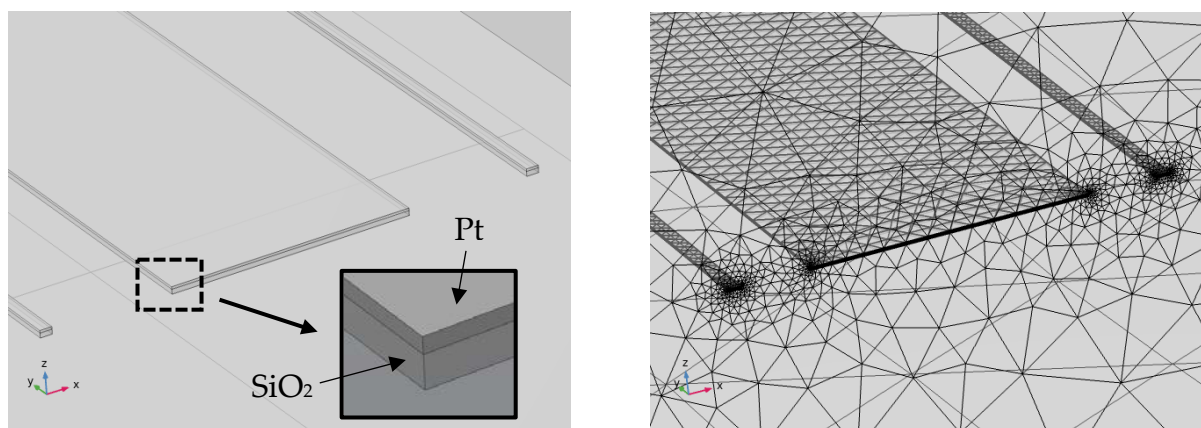


Figura 4.2 – Detalle de la capa inferior de dióxido de silicio utilizada como viga estructural y la capa superior de platino que conforma el sensor/resistor.

En particular el módulo de corrientes eléctricas (AC/DC) y calentamiento por efecto Joule, necesarios para simular el calefactor, no permitían trabajar eficientemente con

elementos de tipo cascara o *shells*. En su lugar se optó por tener en cuenta los espesores de los filamentos tal y como se ve en la Figura 4.2.

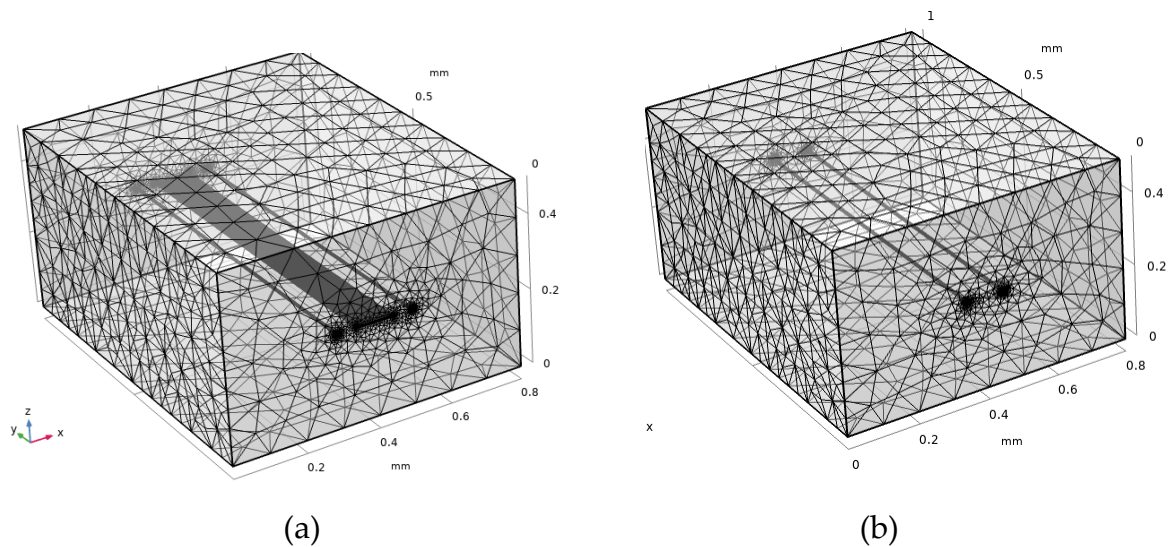


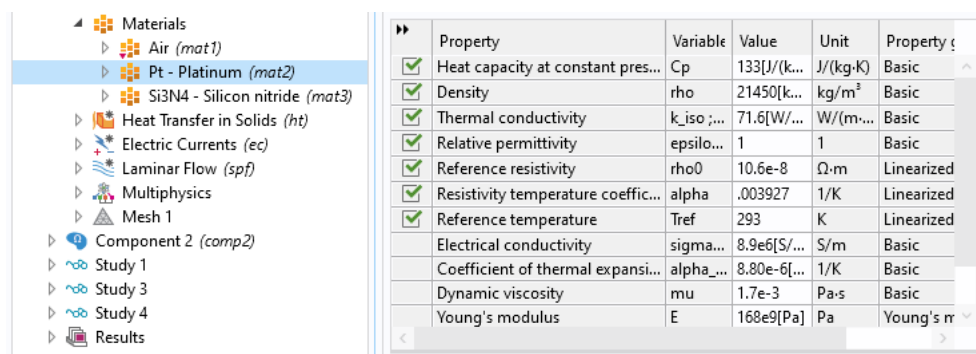
Figura 4.3 – Mallado de los modelos de sensores con un mayor refinamiento sobre los filamentos. (a) modelo de tres filamentos con calefactor central y (b) modelo de dos filamentos sensor/calefactor.

4.2.2. Materiales

El menú de materiales proporciona un listado de materiales que se pueden asignar a las distintas partes de la geometría del sensor. Se utilizó aire para el cubo exterior, y platino (Pt) y dióxido de silicio (SiO_2) para la parte superior e inferior de los filamentos respectivamente (ver Figura 4.2). Este último funciona como soporte de la viga donde se deposita el Pt (sección suspendida del dispositivo) y también como aislante térmico de los pads (sección soportada sobre la masa o bulk de Silicio de la oblea de base). De esta manera se minimiza el flujo de calor por conducción cuando el platino se calienta. Se busca que las variaciones de temperatura en el filamento sean mayormente por convección forzada debida a los cambios de presión en el fluido y no a pérdidas en el sustrato.

En la Figura 4.4 se muestra la ventana donde se asignan los materiales al modelo y se puede observar el detalle de todas las propiedades asignadas al platino, como densidad, capacidad calorífica, resistividad, entre otras [1]. Algunas de estas están

incluidas en el material predeterminado, pero algunas se introdujeron con valores de tablas como por ejemplo el coeficiente de temperatura (α) [3]. Este parámetro junto con la capacidad calorífica a presión constante (C_p) y la resistividad eléctrica (ρ) son los de mayor importancia en el funcionamiento del sensor. En una primera instancia se definen por valores de tabla pero luego se pretenden caracterizar a través de mediciones reales (ver Capítulo 5).



Property	Variable	Value	Unit	Property type
☒ Heat capacity at constant pressure	Cp	133[J/(kg·K)]	J/(kg·K)	Basic
☒ Density	rho	21450[kg/m³]	kg/m³	Basic
☒ Thermal conductivity	k_iso ;...	71.6[W/(m·K)]	W/(m·K)	Basic
☒ Relative permittivity	epsilo...	1	1	Basic
☒ Reference resistivity	rho0	10.6e-8	Ω·m	Linearized
☒ Resistivity temperature coefficient	alpha	.003927	1/K	Linearized
☒ Reference temperature	Tref	293	K	Linearized
Electrical conductivity	sigma...	8.9e6[S/m]	S/m	Basic
Coefficient of thermal expansion	alpha_...	8.80e-6[1/K]	1/K	Basic
Dynamic viscosity	mu	1.7e-3	Pa·s	Basic
Young's modulus	E	168e9[Pa]	Pa	Young's modulus

Figura 4.4 – Propiedades del platino (Pt) como material asignado al modelo.

4.2.3. Módulos de física

En los siguientes párrafos se detallan los módulos de física utilizados en la simulación de los sensores con una breve descripción de los parámetros elegidos y condiciones de contorno para cada caso.

4.2.3.1. Flujo laminar (Módulo Dinámica de Fluido Computacional CFD)

El Módulo de Dinámica de Fluidos Computacional (CFD) utiliza varias interfaces físicas y proporciona interfaces de física adicionales. Contiene una amplia gama de interfaces de física para modelar varios tipos de situaciones de transporte. Puede simular flujo laminar y turbulento, flujo Newtoniano y no newtoniano, flujo isotérmico y no isotérmico, flujo multifásico y flujo en medios porosos. El Módulo CFD también proporciona interfaces para modelar flujos que ocurren en películas delgadas o en regiones limitadas, y en dominios estacionarios y rotativos. Además de esto, el Módulo CFD incluye interfaces físicas para modelar la transferencia de calor, y transporte y

reacciones de especies químicas. Estos son fenómenos típicos que ocurren en el flujo de fluido y están fuertemente acoplados al campo de flujo. En este caso se lo utiliza para simular un flujo de aire laminar no isotérmico, es decir, donde las variables termodinámicas del fluido (densidad, presión, etc) varían en función de la temperatura [4].

Primero hay que mencionar que lo que se pretende simular en el volumen de aire que contiene a los filamentos es una onda acústica, la cual se puede modelar en una primera instancia con el módulo de *presión acústica* de COMSOL. El problema que se encontró es que esta física consume más recursos y dificulta más la interacción con otros módulos como el de transferencia de calor y corrientes eléctricas. Entonces, una simplificación que se estudió fue simular una onda acústica dentro del volumen de aire con el módulo de *presión acústica*, tanto en condiciones estacionarias como temporales, a distintas frecuencias y luego emular una versión simplificada logrando las mismas distribuciones de presión con el módulo de *flujo laminar*. Debido a las pequeñas dimensiones del volumen de aire con respecto a las longitudes de onda que se pretenden estudiar, la hipótesis adoptada fue que no hay variación de presión dentro del volumen de aire [2].

Se simuló una onda acústica plana propagativa de 1 Pa de amplitud y a distintas frecuencias en el rango entre 2 Hz y 20 kHz con el módulo de *Presión Acústica*. La Figura 4.5a muestra la distribución de presión para una onda de 2000 Hz en estado estacionario. Se puede observar que para todo el volumen de aire la presión es uniforme. El fluido no llega a comprimirse considerablemente y por lo tanto la velocidad acústica resulta también constante. En las dimensiones que comprende el volumen el aire se mueve como un bloque sin compresión y a velocidad uniforme. Esto se puede ver en las líneas con flechas de la Figura 4.5a que representa el vector de velocidad de las partículas de aire en m/s y en color la amplitud. La Figura 4.5b muestra la distribución del nivel de presión sonora en dB. El volumen extra agregado a la derecha del sensor cumple la función de terminación anecóica utilizando una

funcionalidad de COMSOL llamada Capas Perfectamente Acopladas o *Perfectly Matched Layers* (PML). Con esto se logra que la onda acústica simulada sea puramente propagativa anulando el efecto de las reflexiones (adaptación de impedancias). El espesor no es un factor determinante para estudios estacionarios ya que internamente COMSOL lo regula automáticamente en función de la longitud de onda analizada [1]. Sin embargo, no conviene hacerlo demasiado delgada para evitar hacer un mallado demasiado fino.

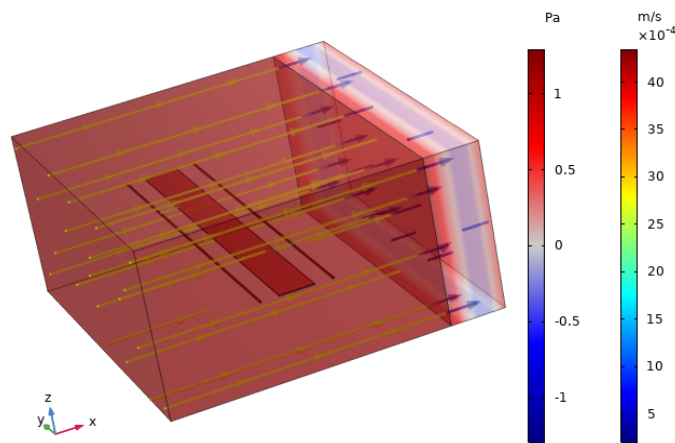


Figura 4.5 a- Presión acústica [Pa] y velocidad de las partículas acústicas [m/s] para una onda plana de 1 Pa, $f=2000$ Hz. Terminación anecóica (PML).

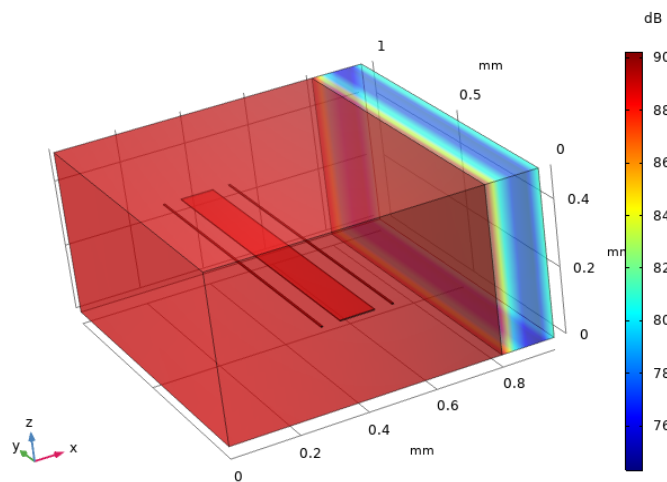


Figura 4.5 b – Nivel de presión sonora en estado estacionario para una onda plana incidente de 1 Pa, $f=2000$ Hz y con terminación anecóica (PML) simulado con el módulo de *presión acústica*.

El hecho de que la presión se mantenga constante cobra sentido si se tiene en cuenta que la onda acústica simulada de 2000 Hz tiene una longitud de onda de aproximadamente $\lambda = 17 \text{ cm}$, mientras que la longitud mayor en el volumen de aire es del orden de 1 mm. Es decir que el largo en el sentido del eje x representa una 1/170ava parte de la longitud de onda, porción que es muy pequeña como para esperar una variación de presión. Incluso si la frecuencia fuera 20 kHz cuya longitud de onda es $\lambda = 17 \text{ mm}$ se estaría en una relación de 1/17, aún pequeña ($\ll \lambda/4$). Esto justifica la simplificación de pensar a la onda acústica dentro del volumen de aire como un fluido laminar incompresible que oscila a velocidad uniforme. En la Figura 4.6 se puede observar la distribución de presión a lo largo del plano de corte ZX del sensor. Se verifica que las variaciones son muy pequeñas (del orden de 10^{-2} Pa) y por lo tanto se puede considerar presión uniforme para todo el rango de frecuencias de interés.

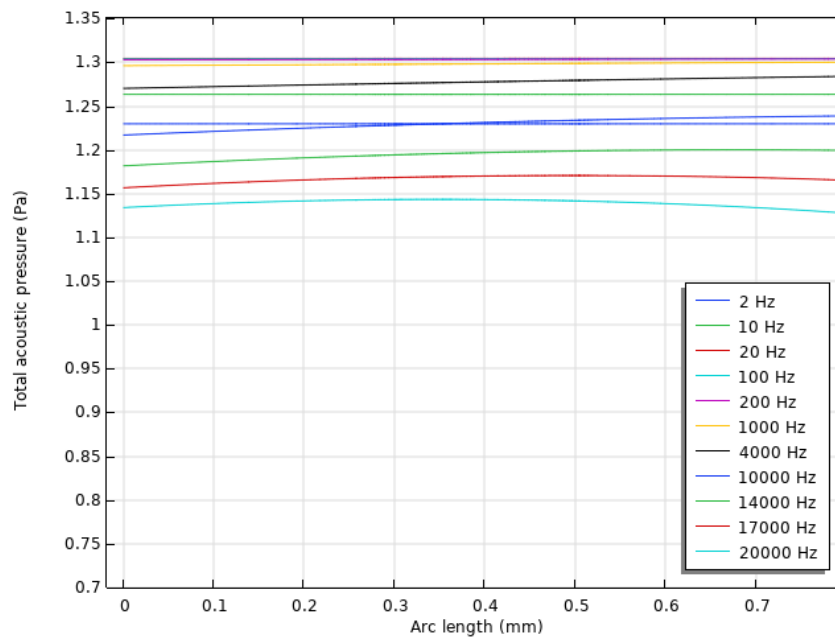


Figura 4.6 – Distribución de niveles de presión sonora utilizando el módulo de *presión acústica*. Las condiciones de contorno son onda plana incidente de 1 Pa a la derecha y terminación anecóica a la izquierda (PML). Longitud de onda para 20 kHz es 17 mm

En la Figura 4.7 se muestra un corte en el plano ZX de la velocidad acústica para una onda de 1 Pa de amplitud y frecuencia de 1 kHz. Observando la escala de colores la velocidad acústica resulta de $u = 2,6 \text{ mm/s}$, lo cual corresponde a una impedancia

acústica específica de $Z_e = \frac{p}{u} = 442 \text{ Rayl}$, es decir, la impedancia característica del aire (Z_0) a una temperatura de 25°C. La condición de que la impedancia específica del medio sea Z_0 implica que la onda acústica es puramente propagativa y libre de reflexiones. La zona de color azul es simplemente la forma en la que COMSOL resuelve la terminación anecóica, donde se ve que la velocidad es cercana a cero. Para el resto de las frecuencias bajo estudio la situación fue la misma.

Con todo lo anterior, se justifica que la onda acústica dentro del volumen de aire se pueda aproximar y simplificar con un flujo laminar de aire sin cometer errores considerables (del orden de 10^{-2} Pa) y cuya compresión es despreciable.

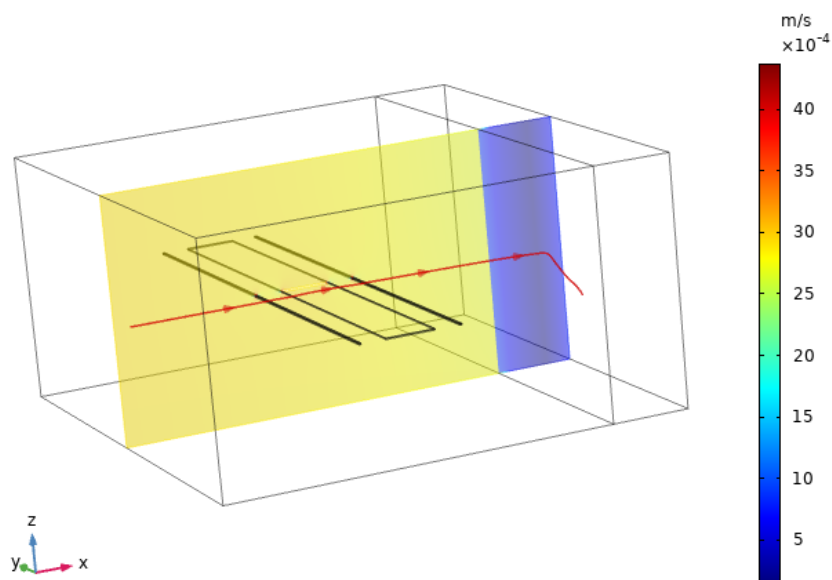


Figura 4.7 – Velocidad acústica $u = 2,6 \text{ mm/s}$ para una onda acústica de 1 Pa y $f = 1 \text{ kHz}$

El módulo de *flujo laminar* se utiliza para establecer las condiciones de flujo del fluido tanto en un único sentido continuo (DC) como alterno en el tiempo (AC). Se estableció el flujo de aire de izquierda a derecha y se consideraron el resto de las paredes como rígidas. En la Figura 4.8 se muestra la distribución de velocidades a través del gráfico de superficies en el plano ZX. Las flechas muestran la dirección de flujo de aire y como se puede observar la distribución de velocidades es muy similar a la calculada con el módulo de presión acústica. Si bien en los límites del volumen de

aire la velocidad tiende a ser nula, en el centro son coincidentes. Los valores bajos de velocidad en las superficies de los filamentos se deben al fenómeno de la capa límite δ explicada en el Capítulo 3.

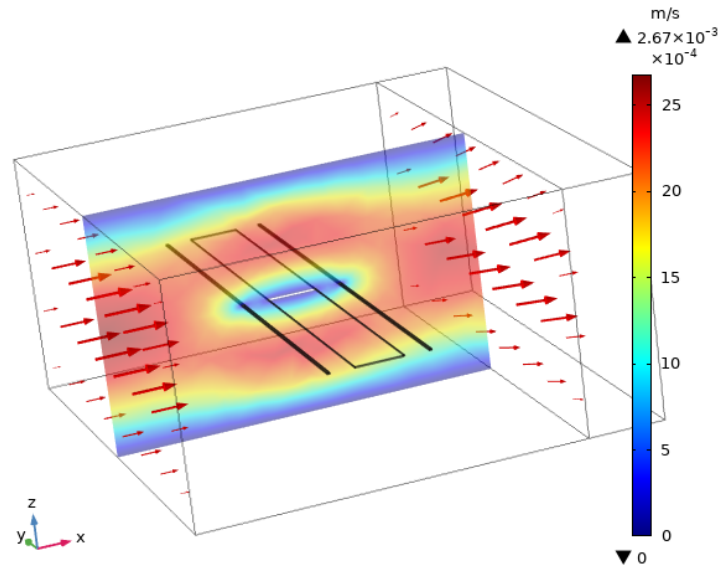


Figura 4.8 – Flujo de aire laminar. El mapa de colores indica la amplitud de la velocidad y las flechas la dirección del flujo.

Para simular una onda acústica primero se definió una función senoidal que se utilizó como entrada en la opción *Inlet* del módulo, esto implica una condición de borde en toda la superficie sometida a una presión senoidal de 1 Pa. Esta función depende del tiempo por lo tanto se utilizó al momento de realizar el estudio temporal del funcionamiento del sensor. Además, se estableció la condición de flujo completamente desarrollado (condición de flujo laminar) que tiene COMSOL para asegurar que no haya ningún tipo de flujo turbulento en las cercanías de la superficie de entrada.

4.2.3.2. Transferencia de calor en fluidos y sólidos

El módulo de transferencia de calor es una herramienta específica para simular los efectos térmicos que suceden en los sensores. Tiene la capacidad de realizar cálculos relacionados con la conservación del calor o balances de energía donde están presentes diversos fenómenos como pérdidas mecánicas, calores latentes, calefacción o calor de

reacción. Los mecanismos de transferencia de calor usados por COMSOL son conducción, radiación y convección [1]. Por las dimensiones y geometría del dispositivo, los mecanismos de conducción y radiación pueden despreciarse, enfocando el estudio así a fenómenos de transporte de calor por convección [5][6][7]. Esta es el producto de un fluido en movimiento. Hay dos formas en las que se presenta la convección, la convección forzada que es cuando el movimiento del fluido es generado por un impulsor externo, en este caso el flujo de aire debido a una onda acústica, y la convección natural dónde el movimiento del fluido es generado por variaciones de densidad causado por diferencias de temperaturas en presencia de la fuerza gravitacional. La convección libre y forzada se convierten en los mecanismos dominantes de transferencia de calor desde el calefactor hacia los filamentos sensores. El módulo de transferencia de calor también contiene interfaces físicas para modelar fluidos laminares y turbulentos a través del uso del número de Reynolds.

La transferencia de calor por convección depende de las propiedades del fluido, tales como:

- Viscosidad dinámica (μ)
- Conductividad térmica (k)
- Densidad (ρ)
- Calor específico (c_p)
- Velocidad del fluido (v)
- Tipo de flujo (laminar o turbulento)

Todos estos parámetros se toman de la asignación de materiales realizada previamente. El módulo de transferencia de calor permite asignar tanto dominios sólidos como fluidos. Los filamentos forman parte de los dominios sólidos y el volumen de aire conforma el fluido. La ventana de configuración de este módulo se puede observar en la Figura 4.12. Allí se pueden ver cada uno de los parámetros elegidos y las ecuaciones constitutivas que definen la física del problema. Las condiciones iniciales quedaron establecidas por todos los dominios a temperatura

ambiente. En el ítem de *Fluid 1* se asignó el volumen de aire y *inflow – outflow* corresponden a la asignación de las caras por donde se produce la entrada y salida de flujo de calor respectivamente, que en este caso coincide también con la entrada y salida de flujo de aire laminar.

Se fijaron dos condiciones de temperatura, la primera para la temperatura del calefactor que se estableció entre 200 – 400 °C y la segunda fue asignar la condición de paredes a temperatura ambiente (20 °C). El ítem de *Surface-to-Ambient-Radiation* se utilizó para asignar al calefactor la característica de una superficie radiante, es decir, que actúe como fuente de calor.

La Figura 4.9 muestran las representaciones obtenidas de la distribución de temperaturas utilizando las configuraciones comentadas en el párrafo anterior. La velocidad de flujo de aire es continua y de 3 mm/s, de izquierda a derecha. Se puede apreciar como la temperatura adopta una distribución asimétrica debido al flujo de aire, en donde el segundo filamento sensor resulta a una temperatura mayor que el primero.

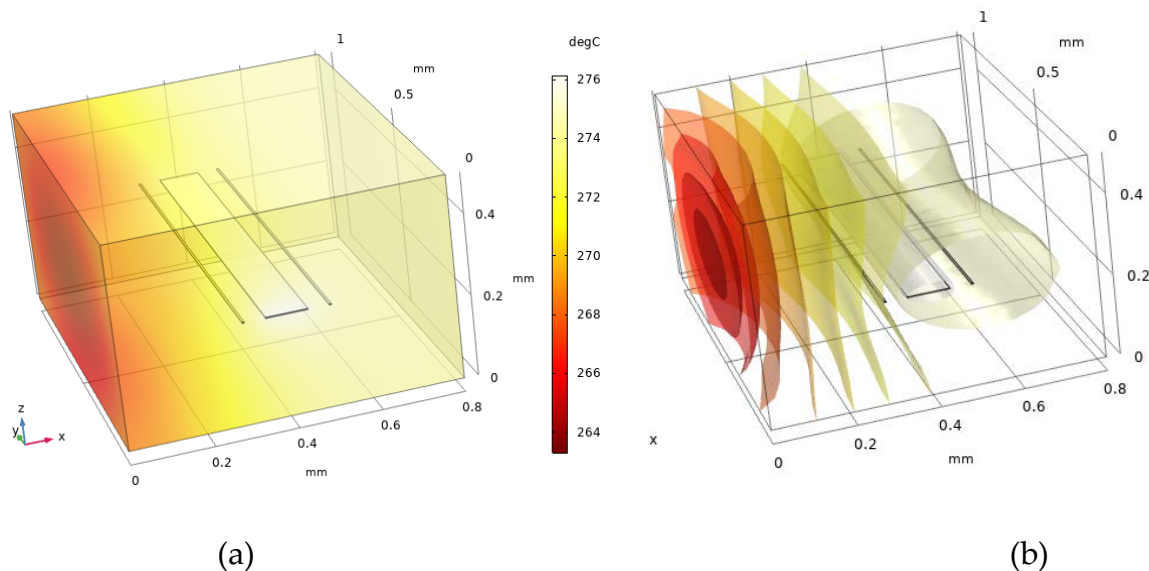


Figura 4.9 – Distribución de temperaturas (a) en el volumen de aire y (b) contornos isotérmicos en presencia de una velocidad de flujo DC de aire de 3 mm/s.

4.2.3.3. Corrientes eléctricas

El módulo de AC / DC se utiliza para simular los campos eléctricos, magnéticos y electromagnéticos en aplicaciones estáticas y de baja frecuencia. En este caso se utiliza para hacer circular una corriente eléctrica o establecer una potencia eléctrica en el filamento calefactor del sensor en lugar de simplemente fijar su temperatura [1]. De esta manera se puede establecer una temperatura de calentamiento por efecto Joule. Los materiales y las relaciones constitutivas se definen en términos de permitividad, permeabilidad, conductividad y campos remanentes.

En primer lugar, la conservación de la corriente establece las ecuaciones de continuidad para los potenciales eléctricos y provee una interfase para definir la conductividad eléctrica, las relaciones constitutivas y la permitividad relativa para la circulación de corriente. En este caso todo esto se referenció directamente a las propiedades del material Pt. Las condiciones iniciales se establecieron con un potencial igual a 0 Volts y se agregaron dos nodos *Ground 1* y *Terminal 1* para establecer la diferencia de potencial en los extremos del filamento calefactor. Este último tiene la opción de definir una corriente, una tensión o una potencia eléctrica constante a un extremo del calefactor. En este caso se fijó una corriente $I_0 = 10 \text{ mA}$ continua definida previamente en los parámetros globales.

El último nodo de conservación de la corriente se utilizó para los dos filamentos sensores. Además de establecer las ecuaciones de conservación y relaciones constitutivas se definió el modelo de resistividad linealizada con la temperatura para poder evaluar los cambios de resistencia eléctrica cuando los sensores están sometidos a variaciones de temperatura.

El estudio estacionario permite simular el flujo de corriente a través del calefactor y calcular la diferencia de potencial. Esto se muestra en la Figura 4.10 donde la escala de colores representa la diferencia de potencial y las flechas indican el sentido de circulación de la corriente. Por ley de Ohm también es posible calcular la resistencia

eléctrica del calefactor. Esto da aproximadamente un valor de $R = V/I = 120 \text{ mV}/100 \text{ mA} = 1,2 \Omega$. Con esta corriente de alimentación se logra elevar la temperatura por efecto Joule a unos 150°C .

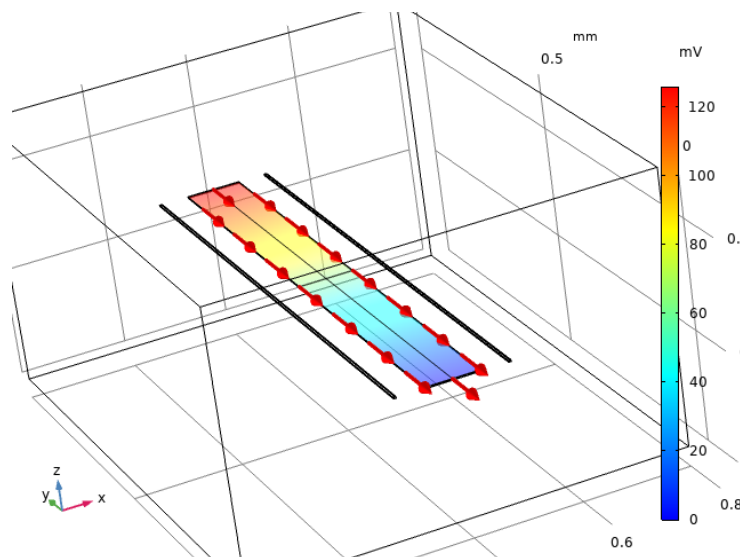


Figura 4.10 – Diferencia de potencial en el calefactor (escala de colores) para una corriente aplicada de 100 mA (flechas).

4.2.3.3.1. Resistividad eléctrica del Pt

Para evaluar la resistividad eléctrica del Pt y su dependencia con la temperatura se realizó una simulación con los filamentos sensores a ambos lados del calefactor. Se fijó una corriente continua de $I = 10 \text{ mA}$ y se aplicaron condiciones de temperatura de 20 a 300°C en el volumen de aire como representación de la temperatura ambiente. Para cada temperatura se midió la diferencia de potencial (V) entre los extremos de cada sensor. En la Figura 4.11 se muestra el valor de resistencia eléctrica (eje y) como el cociente entre V/I para las distintas condiciones de temperatura ambiente aplicadas. Se puede observar la dependencia lineal que existe entre resistencia y temperatura con un coeficiente de temperatura de $\alpha = 0,003927$, lo cual está en concordancia también con el modelo de “resistividad linealizada” seleccionado en el módulo de corrientes eléctricas. Dentro del módulo de corrientes eléctricas se asignan las condiciones de conservación de la corriente en los dos filamentos sensores a modo de establecer las ecuaciones constitutivas correspondientes.

Posteriormente es necesario conocer si en verdad el Pt tiene este comportamiento lineal de la resistividad con la temperatura o si sigue otro tipo de función [8][9]. Además de contrastar la simulación con la bibliografía disponible, en el Capítulo 5 se realiza una medición de resistividad eléctrica en los micro dispositivos construidos a modo de comparar el comportamiento simulado con el real.

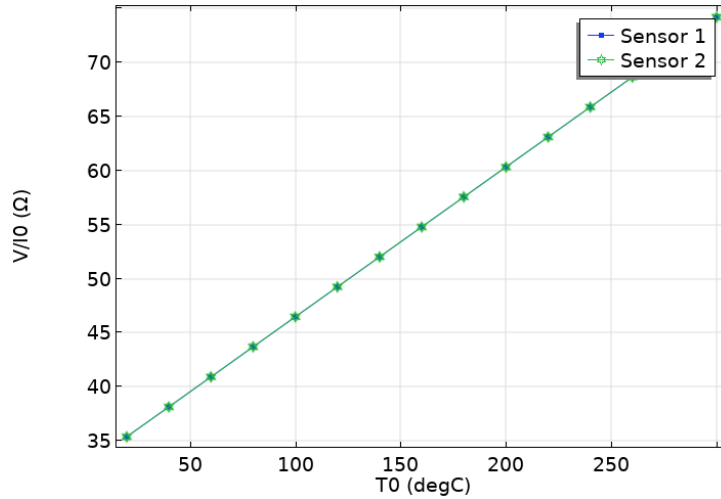


Figura 4.11 – Variación de resistencia eléctrica en función de la temperatura ambiente para los dos sensores de platino de ancho $w_f = 5 \mu m$ y espesor $h_e = 300 nm$. Se puede ver la dependencia lineal que el modelo utilizó, con un coeficiente de resistividad eléctrica constante ($\alpha=0,003927$). Es necesario validar esa hipótesis con una medición real de resistividad vs. Temperatura.

La resistencia eléctrica de los filamentos de platino a cualquier temperatura T_s se puede estimar a través de:

$$R_s = R_{ref} + \alpha(T_s - T_{ref})R_{ref} \quad (X)$$

donde T_{ref} es la temperatura de referencia y R_{ref} es la resistencia a esa temperatura. α es el valor del coeficiente de temperatura calculado anteriormente que define la pendiente de la recta de la Figura 4.11. Así por ejemplo a $200^\circ C$, si las variaciones de temperatura de los sensores están en el orden de $T_s - T_{ref} = 1^\circ C$ cuando una onda acústica pasa a través de ellos, se esperaría una variación de resistencia eléctrica de

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{R_s - R_{ref}}{R_{ref}} = 3,9 \cdot 10^{-3}, \text{ es decir que el diferencial de resistencia eléctrica a medir}$$

está en el orden de los $m\Omega$. En la Tabla 4.2 se exponen las propiedades de conductividad eléctrica del platino Pt. Los valores calculados y simulados coinciden.

Tabla 4.2 – Propiedades de conductividad eléctrica del platino (Pt)

Parámetro	Símbolo	Valor	Unidad
Resistividad de referencia	ρ	$10,6 \times 10^{-8}$	$\Omega \cdot m$
Coeficiente de temperatura	α	0,003927	1/K
Temperatura de referencia	T_{ref}	293	K

4.2.3.4. Multifísicas

Las características de multifísica de COMSOL permiten combinar los distintos módulos de física y modelar simultáneamente cualquier combinación de fenómenos. En este caso los módulos de transferencia de calor, flujo laminar y corrientes eléctricas AC/DC se combinan para ser aplicados en dos módulos multifísica que se explican brevemente a continuación: flujo no isotérmico y calentamiento por efecto Joule.

Calentamiento electromagnético (efecto Joule):

Este módulo de multifísica combina los módulos de corrientes eléctricas y transferencia de calor para simular elementos que están siendo calentados por efecto Joule debido a la circulación de corriente eléctrica o diferencia de potencial.

Los filamentos sensores serán instrumentados con un circuito electrónico como el puente de Wheatstone que permite medir la variación de resistencia eléctrica producida por los cambios en la distribución de temperaturas [10]. Resulta útil entonces conocer la resistencia eléctrica en función de la temperatura. Para esto se realizó una simulación donde se aplicaron distintos valores de corriente eléctrica a través de los filamentos sensores y se calculó la temperatura máxima alcanzada en el

centro los mismos en estado estacionario. El estudio se hizo tanto con el calefactor apagado y encendido. En la Tabla 4.3 se muestra la temperatura alcanzada en el calefactor cuando se hace circular una corriente eléctrica DC entre 10 – 100 mA. En estudios previos se ha verificado que filamentos de Pt de 200 nm de espesor pueden soportar temperaturas entre 300 – 400 °C sin deterioro notable en su vida útil [11]. En este caso la corriente de operación elegida fue de $I_c = 0,07$ A, que genera una temperatura en el calefactor de 393 °C (Figura 4.12).

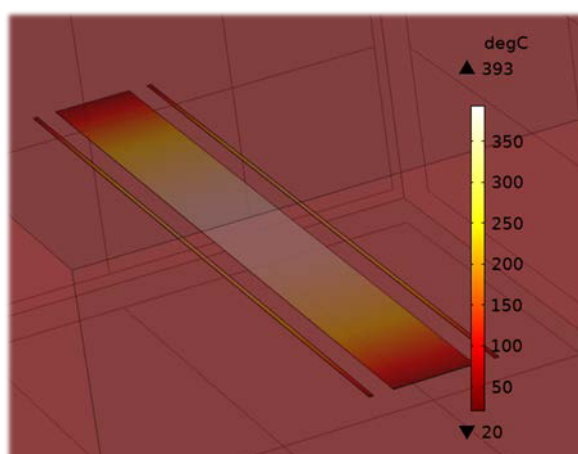


Figura 4.12 - Temperatura de calefactor y sensores con una corriente $I_c = 0,07$ A.

Tabla 4.3 – Temperatura de calefactor para distintas corrientes DC aplicadas

I_c (mA)	Temperatura de calefactor (degC)
10	24
50	143
70	393
80	504
100	1030

Con respecto a la simulación de los filamentos sensores, en la Figura 4.13 se muestran los valores de resistencia eléctrica de estos para distintas corrientes, (a) en presencia y (b) ausencia del calefactor. Se puede observar que las variaciones van desde los 35 Ω a los 64 Ω dependiendo las temperaturas alcanzadas. Además, se muestran las curvas de tensión vs corriente y se observa el límite del comportamiento lineal de la resistencia eléctrica. La Tabla 4.4 presenta los valores de temperatura y resistencia eléctrica para los sensores considerando las distintas corrientes aplicadas.

Tabla 4.4 - Temperatura de los sensores para distintos valores de corriente. Temperatura en calefactor $T_c=393$ °C con $I_c=0,07$ A. ($a=50\mu\text{m}$, $w_f=5\mu\text{m}$)

Corriente de sensor I_0 (mA)	Diferencia de potencial (mV)	Resistencia eléctrica del filamento (Ω) (sin calefactor)	Temperatura de sensor sin calefactor (°C)	Resistencia eléctrica del filamento (Ω) (con calefactor)	Temperatura de sensor con calefactor (°C)
0,5	17,67	35,34	20,2	54,6	226,1
1	35,38	35,38	20,6	54,7	226,7
2	71,11	35,55	22,3	55	229,1
4	145,33	36,33	29,3	56	238,9
6	226,25	37,7	41,4	58,9	256
8	317,64	39,7	59,4	60,5	281,1
10	425,28	42,52	84,7	64,2	315,7

Esta información resulta útil para el posterior diseño y polarización de los circuitos electrónicos encargados de traducir los diferenciales de resistencia entre sensores en variaciones de tensión. La instrumentación que se utilice va a generar una circulación

de corriente eléctrica por los sensores en mayor o menor medida, lo importante es conocer previamente qué variaciones se pueden esperar para polarizar correctamente los circuitos. En este sentido las variaciones de resistencia esperables están en el orden de 30 – 60 Ω . En el Capítulo 5 se profundiza más sobre el diseño de los circuitos de instrumentación y se comparan los valores de resistencia eléctrica resultantes de la simulación y los valores reales medidos.

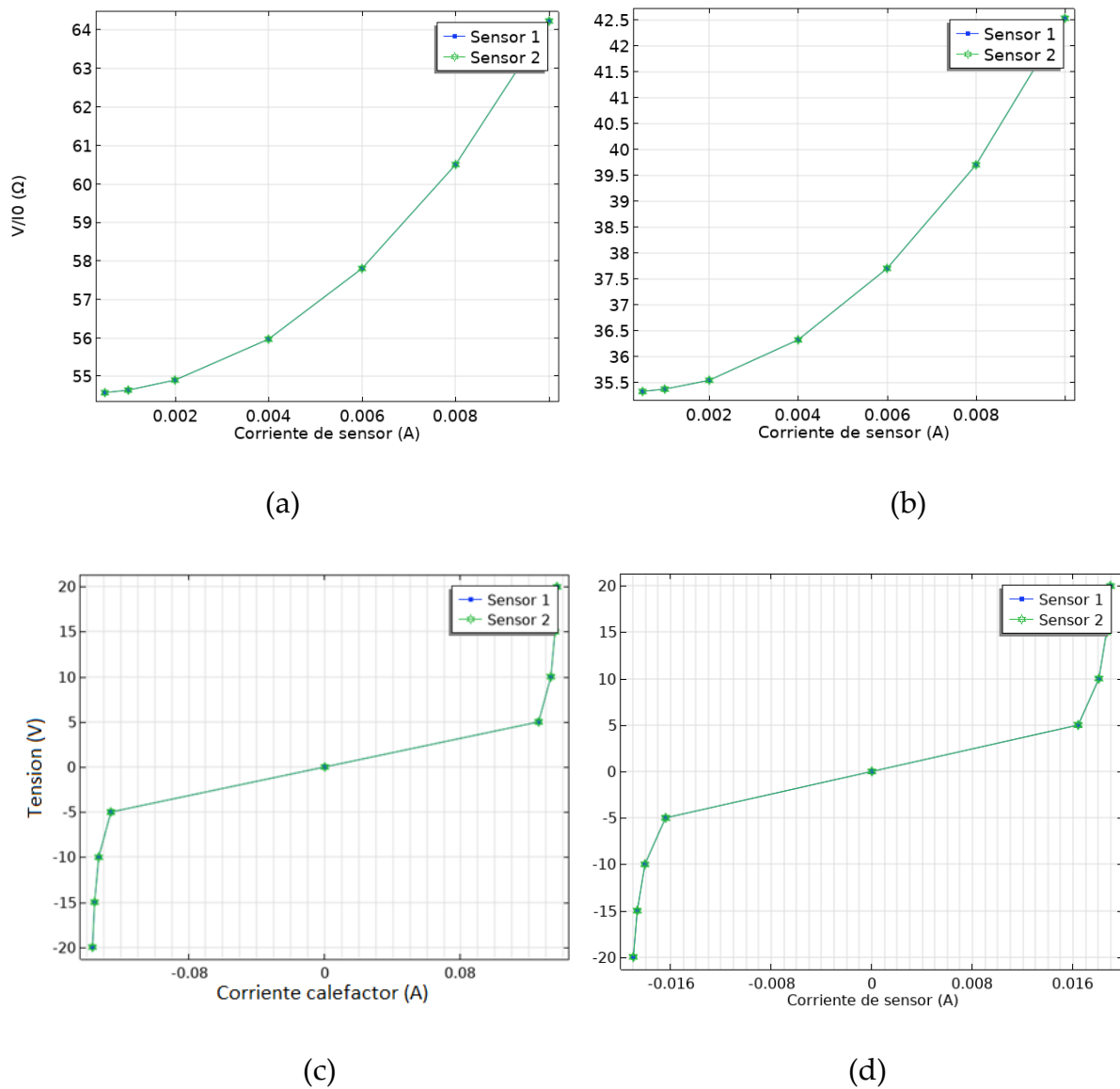


Figura 4.13 - Valores de resistencia eléctrica (Ω) de los filamentos sensores ($a=50\mu\text{m}$, $w_f=5\mu\text{m}$). (a) Con una corriente de calefactor $I_c = 0,07 \text{ A}$ y $T_c = 393 \text{ }^\circ\text{C}$ y (b) sin calefactor. (c) Curva V vs I de calefactor ($R_{cal} = 40 \Omega$) y (d) de filamento sensor ($R_{sen} = 300 \Omega$).

4.3. Estudio estacionario

En esta sección se presentan los estudios estacionarios para flujo de aire laminar constante. Se evalúa el comportamiento de los sensores de 2 y 3 filamentos para distintas velocidades de flujo. Si bien las ondas acústicas son flujos de aire alternos y variables en el tiempo, en esta primera etapa se evaluó la respuesta de los sensores a un flujo constante que representa la amplitud de un ciclo de la onda acústica. A partir de este análisis se establece la configuración de los parámetros de polarización del sensor, como la temperatura del calefactor. En la sección siguiente se detalla el estudio temporal correspondiente a la propagación de una onda acústica.

Las condiciones de contorno utilizadas para los módulos de física expuestos en la sección anterior fueron:

- Módulo de transferencia de calor: Las caras yz del volumen de aire en $x = 0$ y $x = 0,8$ mm se establecieron como entrada y salida de flujo de calor respectivamente. Las paredes laterales, techo y piso se establecieron a temperatura ambiente 20°C (293 K).
- Modulo flujo laminar: Las caras yz mencionadas en el módulo anterior se establecieron como entrada y salida de flujo de aire laminar respectivamente. El fluido se consideró como incompresible ya que, por las dimensiones del sensor con respecto a las longitudes de onda analizadas, la presión es casi constante en el volumen. Se establecieron velocidades de $0,001 - 0,6$ m/s (ver sección Flujo Laminar)
- Modulo Corrientes eléctricas: Se fijó una corriente eléctrica constante de $I_c = 7$ a 20 mA en el filamento calefactor que funciona como fuente de calor. La temperatura alcanzada fue entre $100 - 400^{\circ}\text{C}$ cuando no hay flujo de aire. Este parámetro se ajusta nuevamente una vez establecido el flujo de aire laminar.

En los próximos párrafos se presentan los análisis y resultados del estudio estacionario para los modelos de sensor de 2 y 3 filamentos. Se establecen las distribuciones de temperatura para distintas velocidades de flujo de aire (v_{in}) y se obtiene la diferencia de temperatura entre sensores (ΔT) como medida proporcional esta velocidad.

4.3.1. Sensor de 2 filamentos y 3 filamentos

Los dos modelos propuestos de sensores fueron estudiados para evaluar su desempeño. Primeramente, se realizó un estudio estacionario sobre el sensor de dos filamentos para distintas velocidades constantes de flujo de aire y se analizó la distribución de temperaturas a lo largo de una línea de corte ZX como se muestra en la Figura 4.14 (a). Lo primero que se estableció fue la corriente de alimentación para fijar la temperatura de operación de los filamentos que en este modelo también actúan como calefactores.

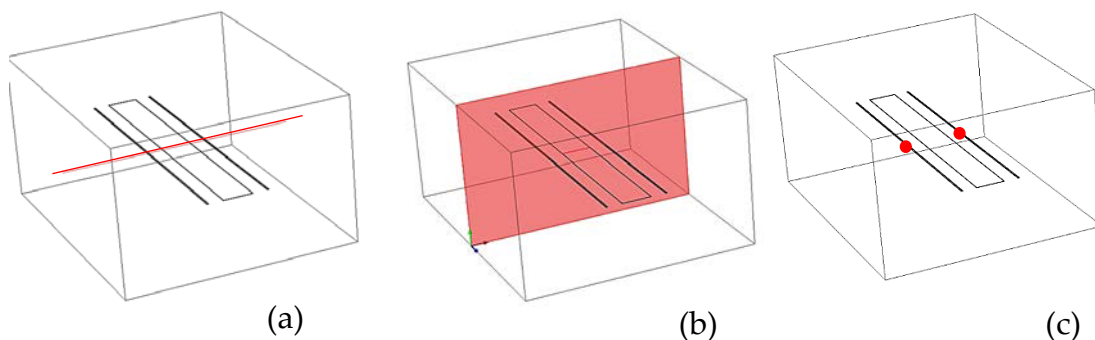


Figura 4.14 – Selecciones elegidas para extraer datos y realizar los distintos análisis de resultados. (a) línea de corte central en el eje x , (b) plano de corte xz y (c) puntos ubicados en el centro de los filamentos sensores.

En la Figura 4.15 se muestra la distribución de temperaturas para distintas corrientes de calefactor I_c en ausencia de flujo de aire. La ubicación de los filamentos se encuentra en los máximos de temperatura para cada curva. A partir de estas curvas se define la corriente de alimentación de los calefactores para establecer una temperatura adecuada de funcionamiento. La sensibilidad de los dispositivos aumenta con la temperatura de los calefactores [11]. Si la temperatura es muy baja resultará en

un diferencial de temperaturas pequeño entre sensores, pero si es muy elevada se corre el riesgo de destruir o acortar la vida útil del filamento de platino. Para este caso se consideró adecuada una corriente de $I_c = 16 \text{ mA}$ que calienta los calefactores a aproximadamente 310°C . Varias pruebas se realizaron en estudios previos indicando que la máxima potencia que pueden disipar los filamentos sin reducir drásticamente su vida útil depende de la máxima temperatura que el metal pueda soportar. En filamentos de $150 \text{ nm}/10 \text{ nm Pt/Cr}$ se concluyó que pueden operar a temperaturas entre $350 - 400^\circ\text{C}$ sin sufrir daños [11][12]. A temperaturas mayores la vida útil del filamento se reduce notablemente.

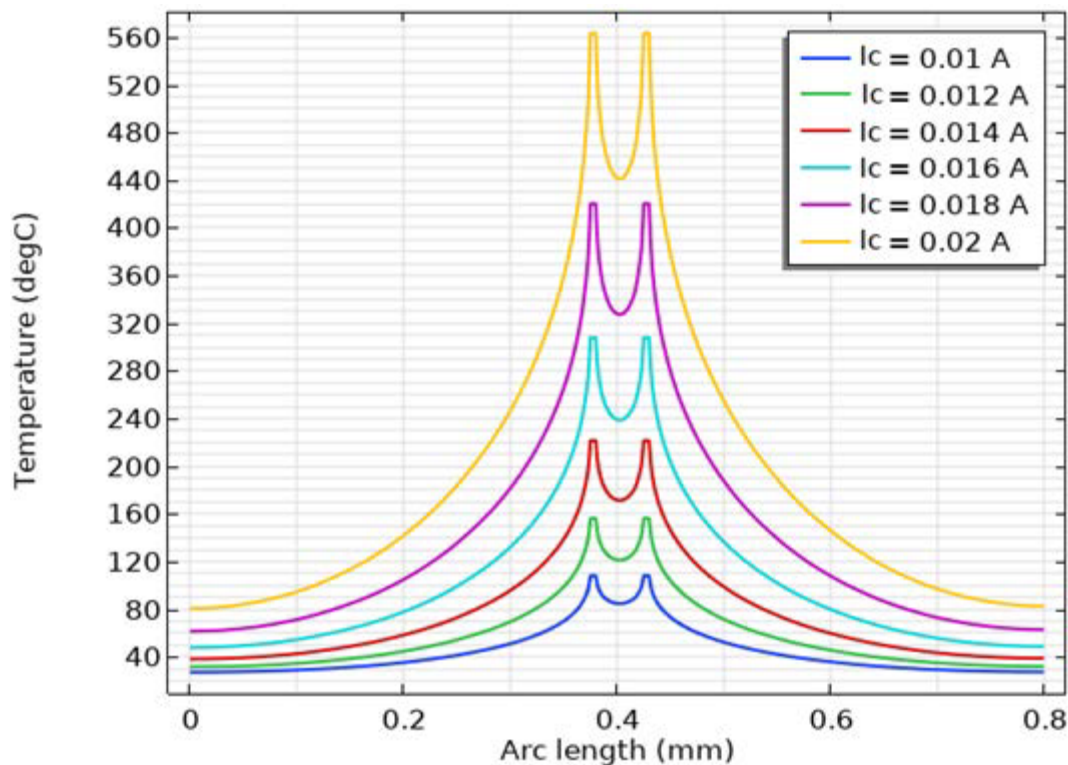


Figura 4.15 - Temperatura de filamento para distintas corrientes de alimentación y sin flujo de aire ($v_{in} = 0 \text{ m/s}$) ($a=50$).

El mismo análisis se llevó a cabo para el sensor de 3 filamentos. En este caso el calefactor es el elemento central y posee un ancho mayor que en el caso anterior. En la Figura 4.16 se muestra la distribución de temperaturas para distintas corrientes I_c . A medida que la corriente aumenta se obtienen temperaturas mayores, y como en este modelo el calefactor es más ancho se requiere una corriente más elevada para lograr la

misma temperatura que en el modelo anterior (calentamiento por efecto Joule). Los filamentos sensores se encuentran ubicados a ambos lados, en las posiciones señaladas por las flechas de la Figura 4.22. Se eligió una temperatura de funcionamiento usando los mismos criterios que para el caso anterior. En este caso para alcanzar los 350 °C se requirió una corriente de $I_c = 70 \text{ mA}$.

Luego de seleccionar la temperatura de funcionamiento de los calefactores para ambos modelos se procedió a establecer un flujo de aire laminar. Se establecieron distintas velocidades de flujo para observar los cambios en la distribución de temperaturas.

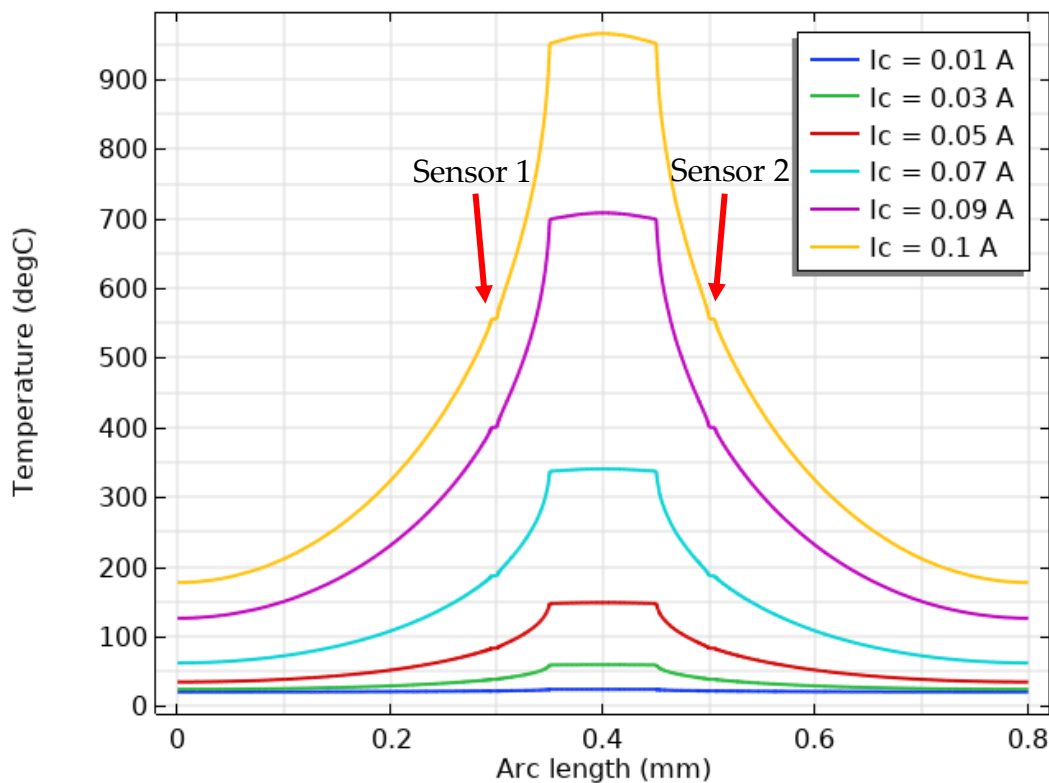


Figura 4.16 - Distribución de temperaturas para distintas corrientes de calefactor ($a = 50 \mu\text{m}$).

$v_{in} = 0$ ($I_c = 0,07 \text{ A}$)

En la Figura 4.17 se muestra la distribución de temperaturas a lo largo de la línea de corte indicada en la Figura 4.14 (a) para distintas velocidades de flujo laminar constante entre 1 – 600 mm/s. Se aprecian diferencias de temperatura entre sensores debidas a la distribución asimétrica que genera el flujo de aire por convección forzada.

Además, a medida que la velocidad aumenta, la temperatura en ambos sensores disminuye ya que la corriente de polarización I_c es constante [13]. Para los valores más altos de velocidad, cerca de los 600 mm/s el diferencial de temperatura alcanza casi los 20 °C. Si bien este valor de velocidad en la realidad es muy grande comparado con la amplitud de una onda acústica, sirve para establecer un extremo del máximo diferencial de temperatura esperable. Para una onda acústica propagativa de 1 Pa (94 dB) en aire, la velocidad de las partículas es de aproximadamente 2,6 mm/s.

El mismo análisis se llevó a cabo en el sensor de 3 filamentos (Figura 4.18). La distribución de temperaturas también resulta asimétrica en función del valor de velocidad de flujo de aire (de izquierda a derecha). En este modelo el calefactor es el elemento central polarizado con una corriente constante. Al igual que en el caso anterior, la temperatura de funcionamiento disminuye a medida que la velocidad del fluido aumenta, debido a la pérdida de calor.

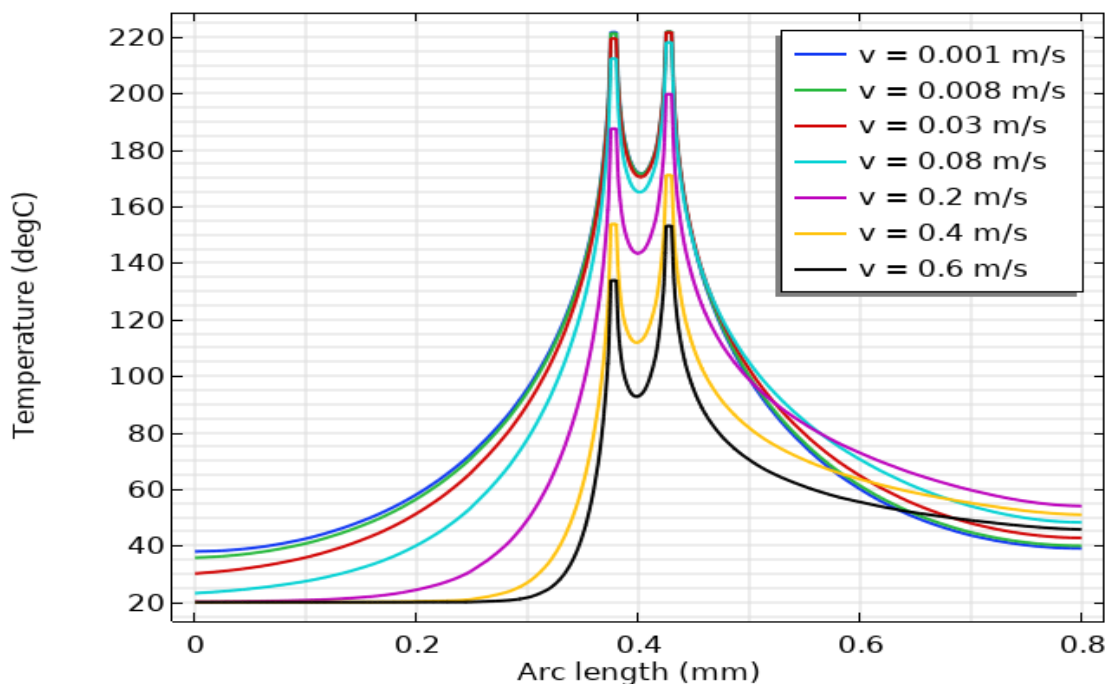


Figura 4.17 – Distribución de temperaturas para distintas velocidades de flujo laminar constante para el sensor de 2 filamentos. $I_c = 0,014$ A ($\alpha=50$)

En ambos casos se logra alterar la simetría en la distribución de temperatura por introducción de un flujo de aire. La diferencia de temperaturas entre filamentos se

traduce en una diferencia de resistividad eléctrica entre ellos. Resulta de interés evaluar bajo qué condiciones dicha diferencia se maximiza, dado que se relaciona directamente con la sensibilidad final del dispositivo [5-7]. Para observarlo con mayor precisión se tomaron las diferencias de temperaturas (ΔT) observadas en las Figuras 4.17 y 4.18, y se graficaron en función de la velocidad del flujo de aire (v_{in}). La Figura 4.19 muestra el ΔT para el sensor de 2 y 3 filamentos en función de la velocidad de flujo DC. En ambos casos la separación entre sensor y calefactor fue de $a = 50 \mu m$.

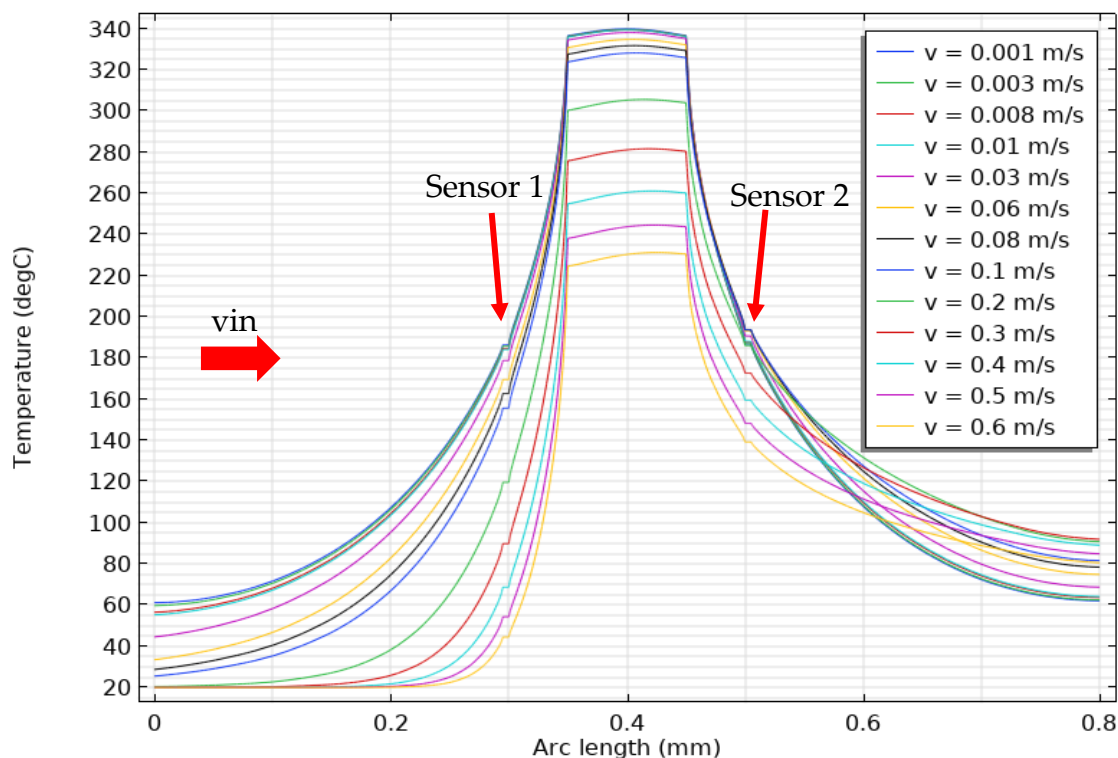


Figura 4.18 - Distribución de temperaturas sobre el plano de corte (eje x del modelo 3D) para distintas velocidades de flujo (v_{in}). $I_c = 0,07$ A. Condición de contorno paredes a temperatura ambiente ($20^\circ C$). Las flechas indican la ubicación de los sensores ($a=50\mu m$).

Se puede apreciar que el ΔT en ambos casos aumenta conforme lo hace la velocidad de flujo de aire. En el dispositivo de 2 filamentos (Figura 4.19(a)) el máximo ΔT se logra para $0,6$ m/s siendo aproximadamente $20^\circ C$. Para la misma velocidad en el dispositivo de 3 filamentos (Figura 4.19(b)) se logra un ΔT de casi $100^\circ C$. Resulta evidente al comparar las curvas que este último es el que mayor diferencial de temperatura logra. En la Figura 4.20 se muestra directamente el ΔT en función de la velocidad, donde se

ve claramente la diferencia entre los dos modelos. Posiblemente esto se deba a las dimensiones del calefactor en el de 3 filamentos, que al tener mayor masa térmica se incrementa la capacidad de entregar energía como fuente de calor. La ventaja de tener sensores y calefactor separados es que permite hacer los primeros de menor ancho para que tengan poca masa o inercia térmica y el segundo mas ancho para lograr una fuente de calor que mantenga la temperatura lo mas constante posible. Si los filamentos tienen poca inercia térmica entonces “seguirán” con mayor facilidad los cambios de polaridad de la dirección del flujo de las partículas de aire que implica una onda acústica. En el dispositivo de 2 filamentos esto no se puede lograr ya que ambos funcionan como sensor y calefactor al mismo tiempo por lo tanto a lo sumo se puede encontrar un balance entre las dos condiciones anteriores para sus dimensiones. Esta ventaja, sumada a la obtención de mayores diferenciales de temperatura llevaron a elegir al modelo de 3 filamentos como el más conveniente para desarrollar el prototipo. Los estudios de las siguientes secciones se plantean sobre el sensor de 3 filamentos. Además, trabajos previos también sugieren que esta configuración puede proveer mejor relación señal a ruido debido a que el calefactor es un elemento separado [12]. De esta manera los filamentos sensores trabajan a menor temperatura, reduciendo el ruido térmico generado por efecto Johnson-Nyquist.

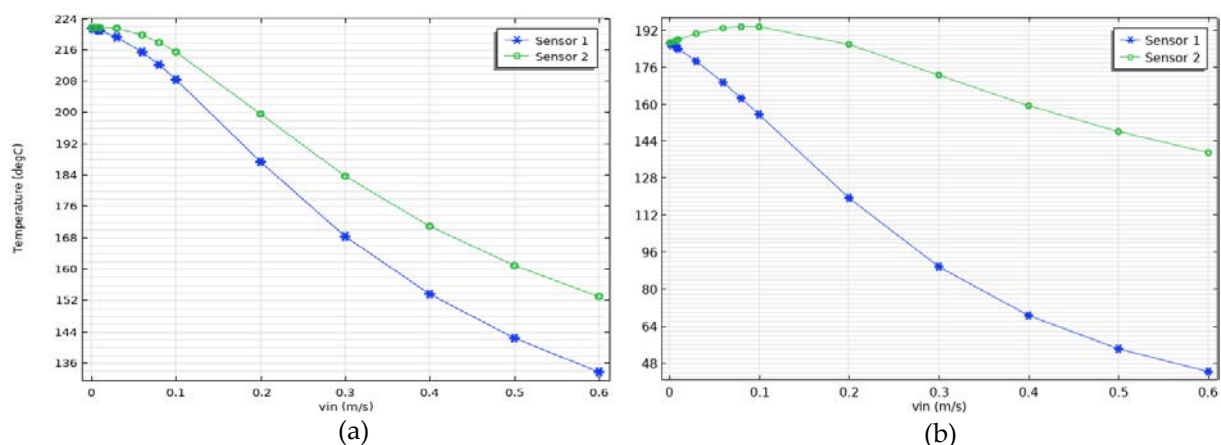


Figura 4.19 - Diferencia de temperatura entre sensores para distintas velocidades de fluido.

Sensor de 2 filamentos (a) y 3 filamentos (b). Modelo 3D con calentamiento Joule. Paredes laterales a temperatura ambiente. ($a=50 \mu\text{m}$)

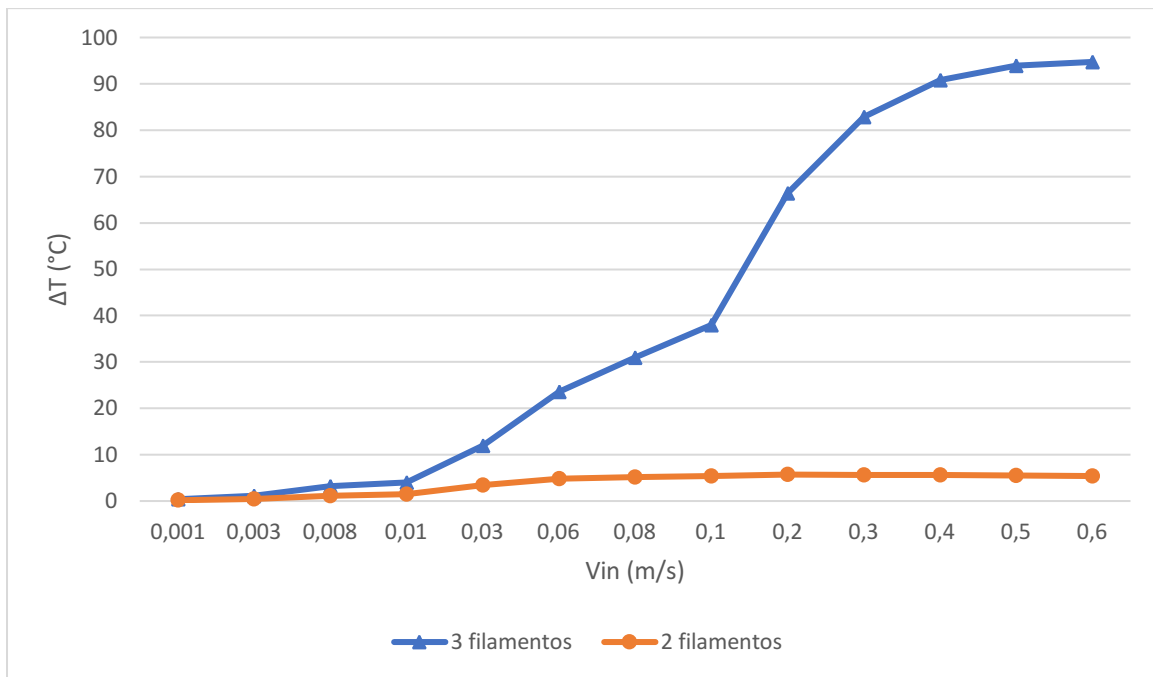


Figura 4.20 - ΔT entre sensores vs velocidad de flujo de aire para sensor de 2 filamentos y 3 filamentos.

La distribución de temperaturas para ambos modelos de sensor se muestra también en la Figura 4.21 a través de un gráfico de contornos de una vista en corte (plano ZX). En el sensor de 3 filamentos se observa mayor diferencia de temperaturas entre sensores.

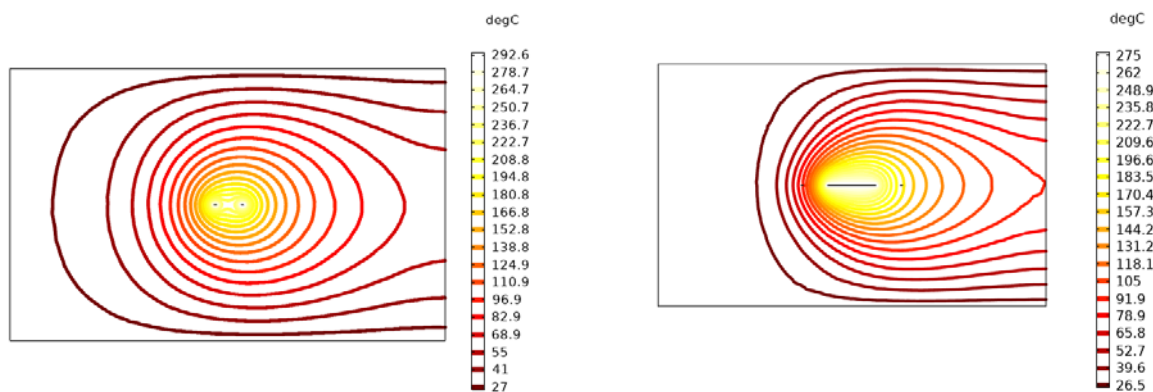


Figura 4.21 – Distribución de temperaturas (plano ZX) para los sensores de 2 y 3 filamentos para velocidad de fluido de $v_{in}=0,1\text{m/s}$.

4.3.2. Validación de modelo 2D

Posterior al análisis 3D se consideró conveniente elaborar un modelo simplificado 2D que permitió reducir los tiempos de cálculo computacional y cantidad de elementos en el mallado (de 194.000 nodos a 17.954 nodos). Esto fue una gran ventaja para poder realizar un estudio en el tiempo ya que para cada intervalo de tiempo implicaba calcular la distribución de temperaturas.

Se eligió el sensor de 3 filamentos para estudiar su respuesta cuando se aplica una onda acústica propagativa, representada por un flujo de aire cuya velocidad oscila de manera senoidal. Aprovechando las simetrías del sensor se consideró un corte en el plano ZX como se muestra en la Figura 4.22.

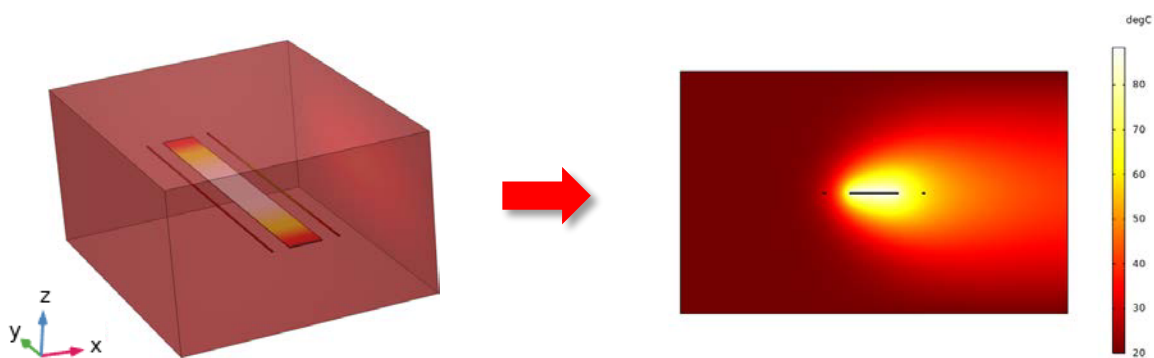


Figura 4.22 – Simplificación del modelo 3D a un modelo 2D en el plano ZX (de 194.000 nodos a 17.954 nodos).

La primera cuestión que surge en la simplificación del modelo es corroborar que esta sea representativa del modelo 3D y que exista una equivalencia entre ambas. A modo de validación se realizaron las siguientes consideraciones sobre el modelo 2D:

- El volumen de aire 3D quedó representado por la superficie rectangular 2D (Figura 4.22).
- Las condiciones de contorno se impusieron de igual manera. Las paredes se consideraron a temperatura ambiente (20 °C), salvo a izquierda y derecha que se asignan para ingreso y egreso de flujo de calor.

- Se estableció un flujo de aire laminar de izquierda a derecha. La arista izquierda se asignó como Inlet y la derecha como Outlet.
- La fuente de calor se simplificó fijando la temperatura del calefactor para cada velocidad de flujo de aire según las temperaturas de calefactor extraídas del análisis sobre el modelo 3D (Figura 4.18). La justificación es que los filamentos ahora no tienen longitud definida y no es posible aplicar el módulo de corrientes eléctricas.

La validación del modelo 2D se hizo llevando a cabo los mismos análisis de distribución de temperatura que se hicieron en el 3D y buscando las coincidencias en los resultados (Figura 4.23). Si coincide el comportamiento se infiere que el modelo simplificado es representativo del 3D. En la Figura 4.24 se muestra el diferencial de temperatura (ΔT) para las mismas velocidades estudiadas en el modelo 3D. Comparando las curvas con las de la Figura 4.19(b) se puede ver que el comportamiento es similar al del modelo 3D. Existen algunas diferencias en las temperaturas absolutas de cada filamento, pero considerando el ΔT la diferencia entre el modelo 2D y 3D es menor al 12 % (ver tabla A3 del anexo), lo cual resulta aceptable para considerar como representativo el modelo simplificado.

La distribución de temperaturas asimétricas de la Figura 4.23 también coincide con la propia del modelo 3D (Figura 4.18).

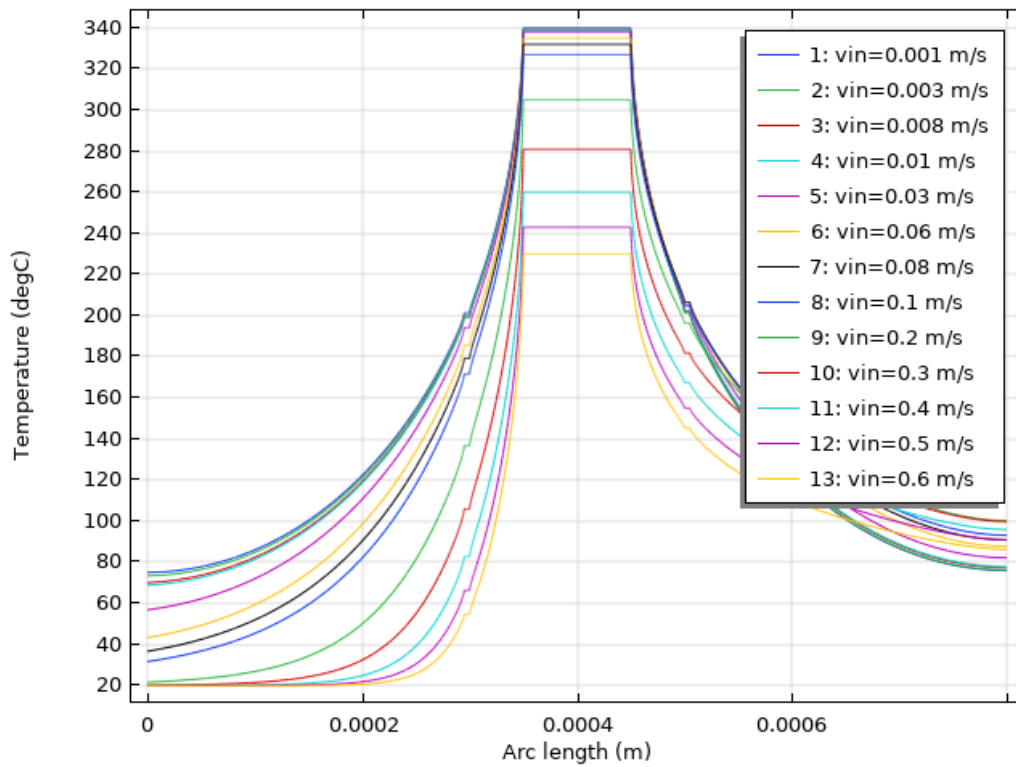


Figura 4.23 - Modelo 2D con temperaturas fijadas para cada velocidad en función de la temperatura de calefactor del modelo 3D. ($a=50\mu\text{m}$)

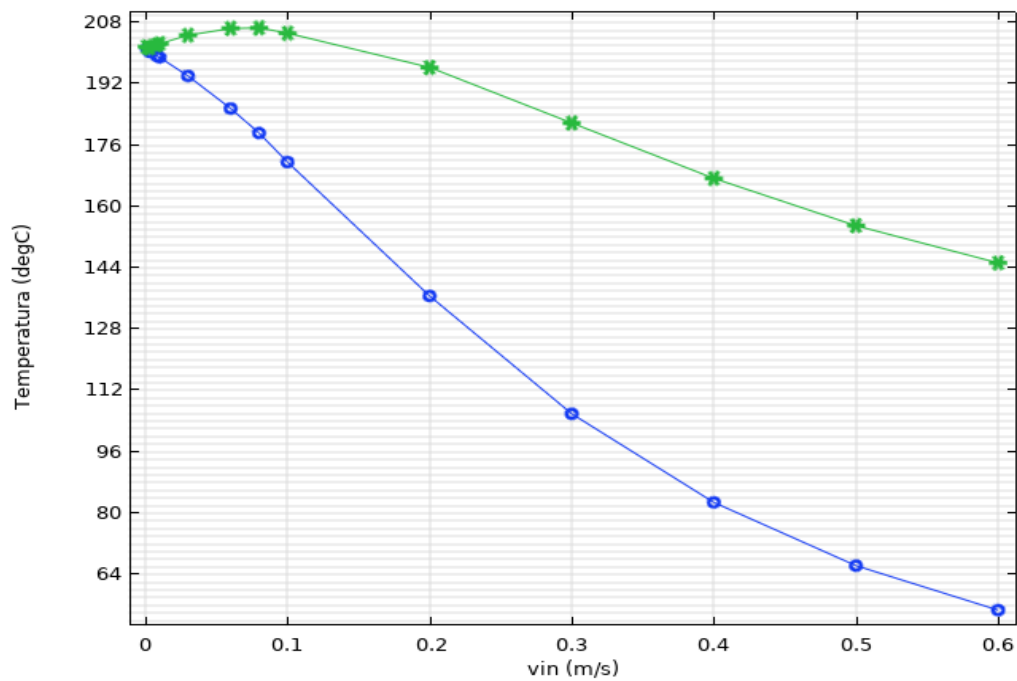


Figura 4.24 - Diferencia de temperatura (ΔT) entre sensores para distintas velocidades de fluido. Modelo 2D con temperatura de calefactor fijadas según el modelo 3D. Paredes laterales a temperatura ambiente ($a=50\mu\text{m}$).

En la Figura 4.24 se muestra la distribución de temperaturas a través de curvas de contorno para una $v_{in} = 3\text{ mm/s}$. Comparando las gráficas se puede ver que en el modelo 2D (a) se logra una distribución muy similar al modelo 3D.

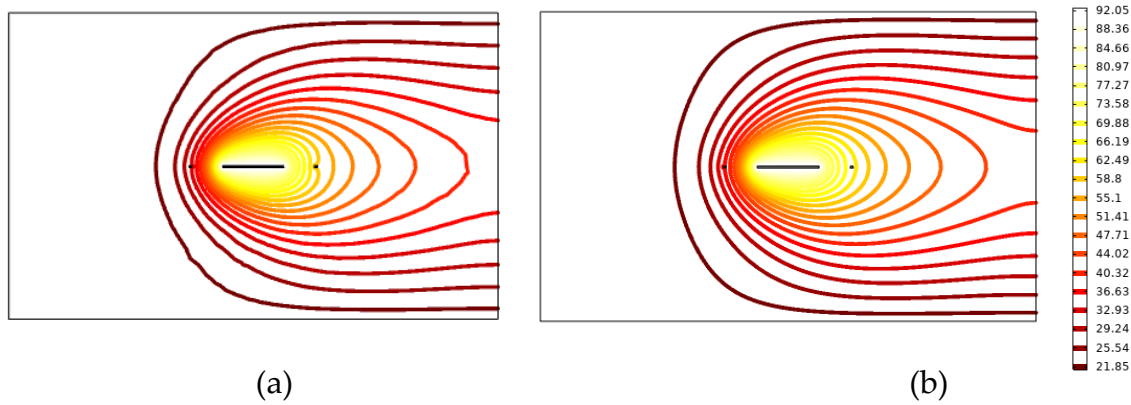


Figura 4.24 – Distribución de temperaturas en el sensor de 3 filamentos para una $v_{in} = 3\text{ mm/s}$. (a) Corte en el plano XZ del modelo 3D y (b) modelo 2D simplificado. Temperaturas en $^{\circ}\text{C}$ en la barra de colores.

4.4. Estudio temporal: Modelo 2D

Posterior al estudio estacionario se procedió a evaluar el comportamiento temporal del sensor con el modelo simplificado en 2D. Se simuló una onda acústica plana y propagativa según se demostró en la sección 2.4.1. En el módulo *Flujo Laminar* de COMSOL se estableció una función cosenoidal de amplitud v_{in} como valor de velocidad de entrada. Se simularon 6 ciclos de la onda acústica a distintas frecuencias en un rango entre 0 – 4000 Hz. El intervalo temporal se definió como $t_0 = \lambda/20$, con λ la longitud de onda de la frecuencia a simular. De esta forma se garantiza suficiente resolución temporal con más de 10 muestras por ciclo [1].

Se evaluó la temperatura a lo largo del tiempo en los puntos centrales de cada filamento. Estos se representan con los puntos rojos de la Figura 4.25 donde se ven también las curvas de variación de temperatura cuando se establece una onda acústica de 10 Hz y separación entre sensor y calefactor de $a = 50\text{ }\mu\text{m}$. En el eje Y de la izquierda se representa la temperatura ($^{\circ}\text{C}$) de ambos sensores y en el de la derecha la velocidad

de las partículas acústicas (m/s). Se observa que cuando la velocidad es senoidal las variaciones de temperatura adoptan la misma función. Además, se ve claramente que cuando un sensor se enfría el otro se calienta y viceversa cuando la dirección de la velocidad cambia. Se verifica así que el ΔT entre sensores es proporcional a la velocidad de partículas acústicas. Sin embargo, cuando el valor de amplitud de la velocidad es muy elevado la forma de onda en la temperatura de los sensores presenta recortes que se traducen en distorsión. En la Figura 4.26 se muestra este comportamiento para una velocidad de amplitud $v_{in} = 0,45$ m/s. De todas maneras, este valor corresponde a una presión acústica de alrededor de 180 Pa o 140 dB lo cual está muy cerca del límite de la acústica lineal y excede el rango dinámico de interés de esta investigación. Por debajo de este valor la forma de onda obtenida en la temperatura de los sensores no presenta recortes.

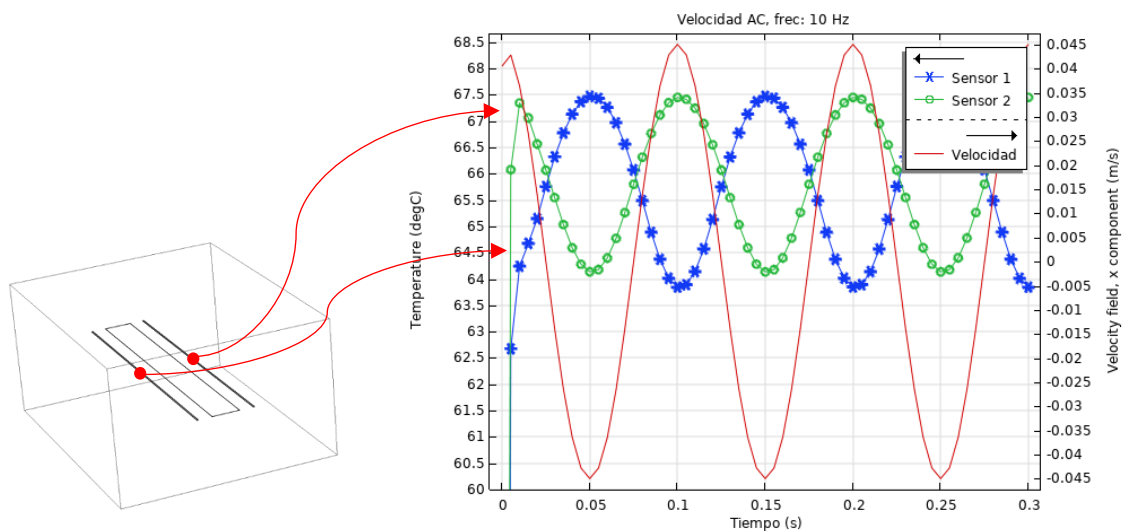


Figura 4.25 - $v_{in} = 0.045$ m/s y $f = 10$ Hz.

El comportamiento para otras frecuencias fue similar, donde se pudo observar en todos los casos una variación de temperatura en los sensores senoidal al igual que la velocidad de partículas acústicas. Además, las curvas de ambos sensores están en contrafase, indicando claramente que cuando uno se calienta el otro se enfría.

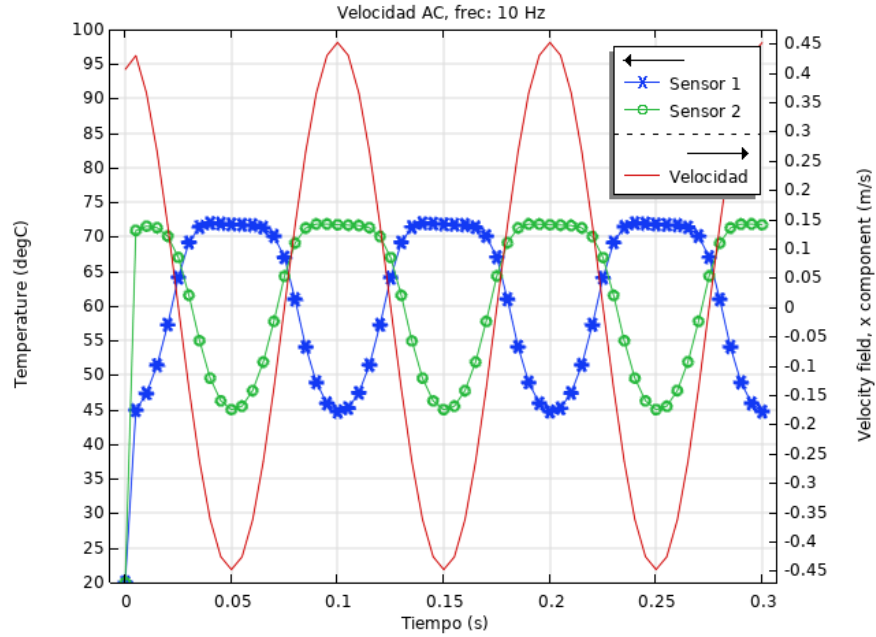
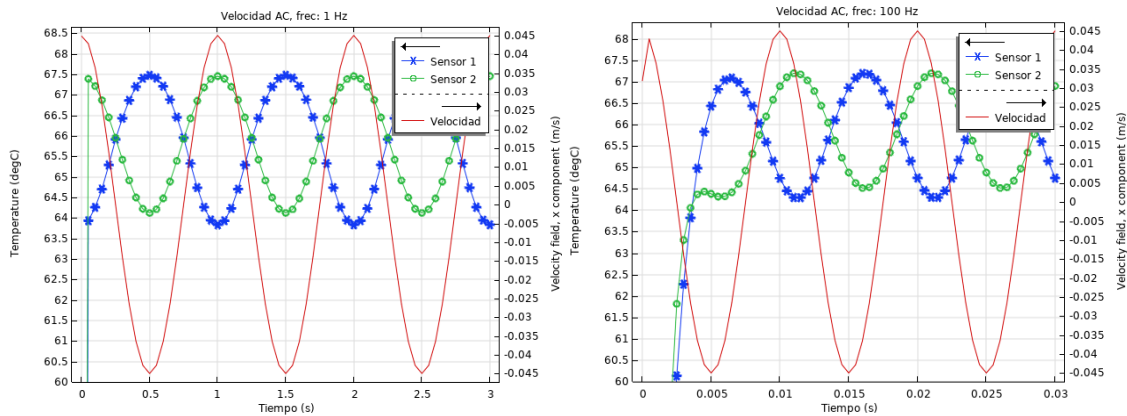


Figura 4.26 - Recorte de la onda para $v_{in} = 0.45 \text{ m/s}$

En la Figura 4.27 se muestra la respuesta del sensor a 4 frecuencias de velocidad acústica (1, 100, 500 y 1000 Hz). La curva de color azul corresponde al sensor 1 a la izquierda del calefactor y la verde al sensor 2 a la derecha de este. En todas ellas el comportamiento es similar, a medida que va aumentando la frecuencia se puede observar un corrimiento de fase entre la respuesta de los dos sensores y la velocidad de entrada. Además, la amplitud del ΔT disminuye con la frecuencia, lo cual está en concordancia con la aparición de las frecuencias esquina denotada en estudios previos y el comportamiento de filtro pasa bajos (sección 4.1 Sensibilidad) [14][15][16].



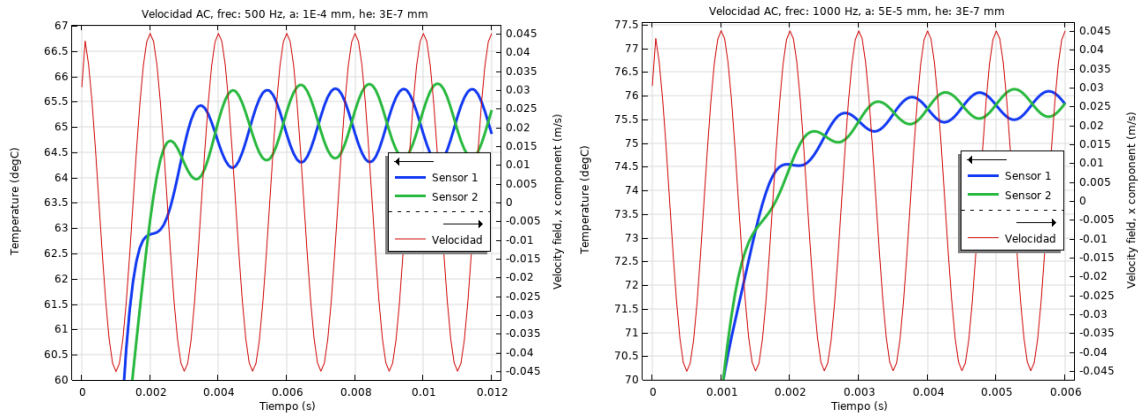


Figura 4.27 – Diferencial de temperatura con respecto al tiempo para una velocidad de partículas acústicas senoidal.

Debido a la inercia térmica la respuesta de los sensores demora un cierto tiempo en estabilizar a una temperatura media de operación. Esto se ve más claramente en los gráficos de alta frecuencia, Figura 4.27c y 4.27d. El régimen transitorio de calentamiento de los calefactores dura aproximadamente 4 ms hasta estabilizar a una temperatura media.

4.4.1. Sensibilidad

A partir de 1000 Hz el ΔT comienza a ser menor y por ende la sensibilidad del sensor comienza a disminuir. Para representarlo más claramente se toma la resta entre las curvas del sensor 1 y 2 para obtener el ΔT en función del tiempo y se calcula el valor eficaz o valor cuadrático medio (rms). De esta manera se obtiene un valor único de ΔT por frecuencia y realiza el gráfico de la Figura 4.28 que representa la sensibilidad del sensor en función de la frecuencia. En círculos se representan los valores rms del ΔT simulado y línea sólida el cálculo teórico propuesto por Svetovoy [7]. Se puede observar el comportamiento de filtro pasa bajos en ambos casos donde a partir de 100 Hz la sensibilidad comienza a ser menor llegando a 50% menos en 1 kHz. En ambos casos los valores están normalizados con el valor de ΔT rms para flujo cuasi continuo DC ($< 0,1$ Hz). La separación entre sensores y calefactor (a) fue de 50 μm .

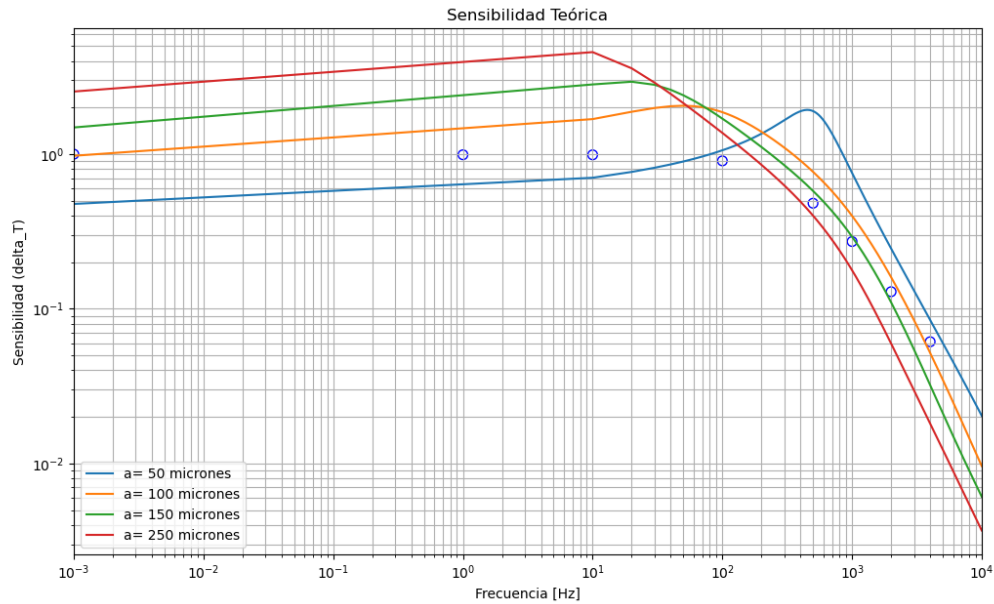


Figura 4.28 - Diferencia de temperatura entre sensores (ΔT) en función de la frecuencia.

Simulación en círculos, $a=50\mu\text{m}$, $h_e = 300\text{nm}$, $w_f=5\mu\text{m}$. Cálculo teórico (línea sólida)
(svetovoy)

Tanto la sensibilidad simulada como la calculada de forma analítica tienen un comportamiento del tipo filtro pasa bajos, donde se puede ver que a partir de una frecuencia alrededor de 500 Hz (-3 dB) la curva decae con una pendiente de aproximadamente 16 dB/oct. En la curva analítica aparece una frecuencia de resonancia que no se condice con los datos simulados. Ambas curvas corresponden a una separación entre sensor y calefactor de $a = 50 \mu\text{m}$.

Otro efecto que resulta de interés analizar es la dependencia del ΔT con el espesor de filamento. Para una misma frecuencia el ΔT aumenta cuando el espesor disminuye. En la Figura A1 del Anexo A se puede ver este comportamiento para una frecuencia de 1 kHz y dos espesores de filamento, 1000 y 300 nm. Se observa que para este último caso el ΔT máximo obtenido es de aproximadamente 1,5 °C y en el primero alrededor de 0,5 °C. Resulta lógico pensar que a menor espesor menor masa y por ende los filamentos se pueden calentar y enfriar más rápido debido a la inercia térmica. Además, el tiempo hasta alcanzar la temperatura de funcionamiento de los sensores es más corto cuando el espesor es menor. A partir de este análisis se definió un espesor

de 300 nm pensando en la próxima etapa de construcción en sala limpia. En la Figura 4.29 se muestra la sensibilidad normalizada simulada para distintos valores de a . Se puede ver que la sensibilidad aumenta con la separación a sin embargo la frecuencia de corte es cada vez menor reduciendo el rango de frecuencias. Este comportamiento es equivalente al encontrado en [25].

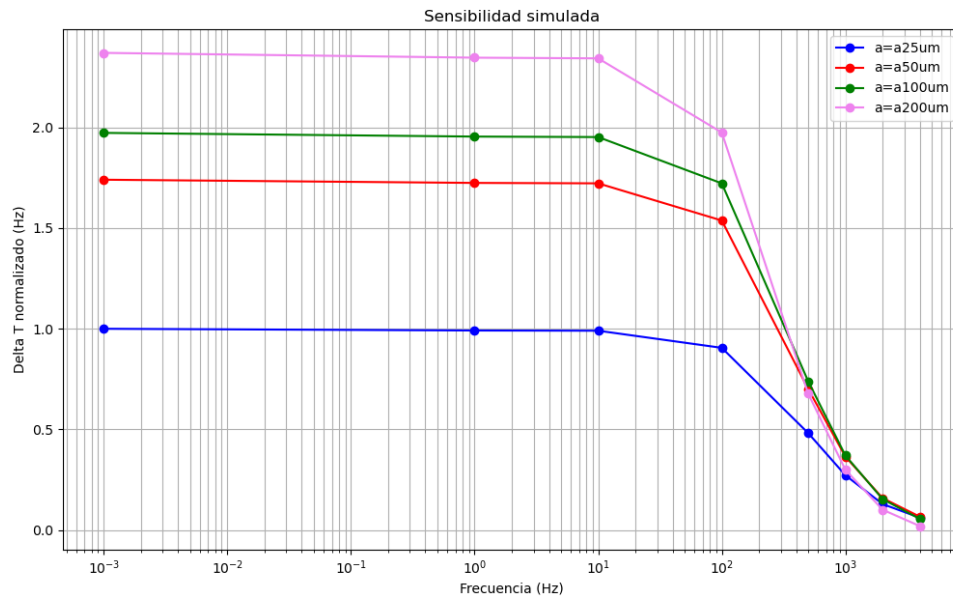


Figura 4.29 - Sensibilidad simulada (ΔT) en función de la frecuencia y para distintas separaciones entre sensores (a). Normalizados para $a = 25 \mu\text{m}$

La Figura 4.30 muestra las curvas de sensibilidad teorica para distintos valores de a [15]. Conforme la separacion aumenta la frecuencia esquina es menor al igual que sucede con la sensibilidad simulada.

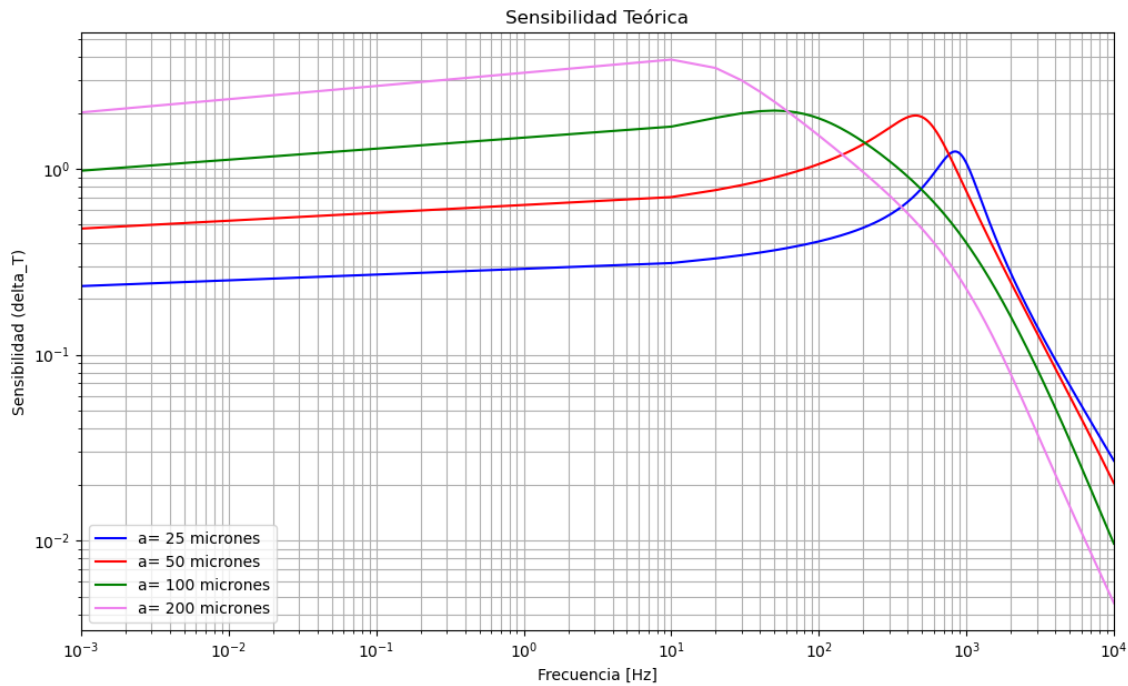


Figura 4.30 - Sensibilidad teórica (ΔT) en función de la frecuencia y para distintas separaciones entre sensor y calefactor (a).

Por otro lado, también se observa que a mayor separación el valor de sensibilidad es mayor. Para verificar esto se calculó el ΔT a través de la simulación de una onda acústica con una velocidad de partículas de 3 mm/s para distintos valores de a . El estudio se repitió para 10 Hz y 250 Hz. En la Figura 4.31 se muestran ambos resultados. Se puede observar que a medida que aumenta la separación entre sensor y calefactor el ΔT (proporcional a la sensibilidad) aumenta hasta un máximo que define una separación óptima a_0 . Luego el ΔT comienza a disminuir. Conforme la frecuencia de la onda acústica es mayor la separación óptima a_0 se da para valores menores.

Por otro lado, para justificar la elección de la temperatura de operación del calefactor se realizó un estudio del ΔT en función de la temperatura del calefactor (T_c) en $^{\circ}\text{C}$ para una velocidad de partículas de 3 mm/s y separación fija entre sensores de 50 μm . El estudio se repitió para dos frecuencias, 10 Hz y 250 Hz.

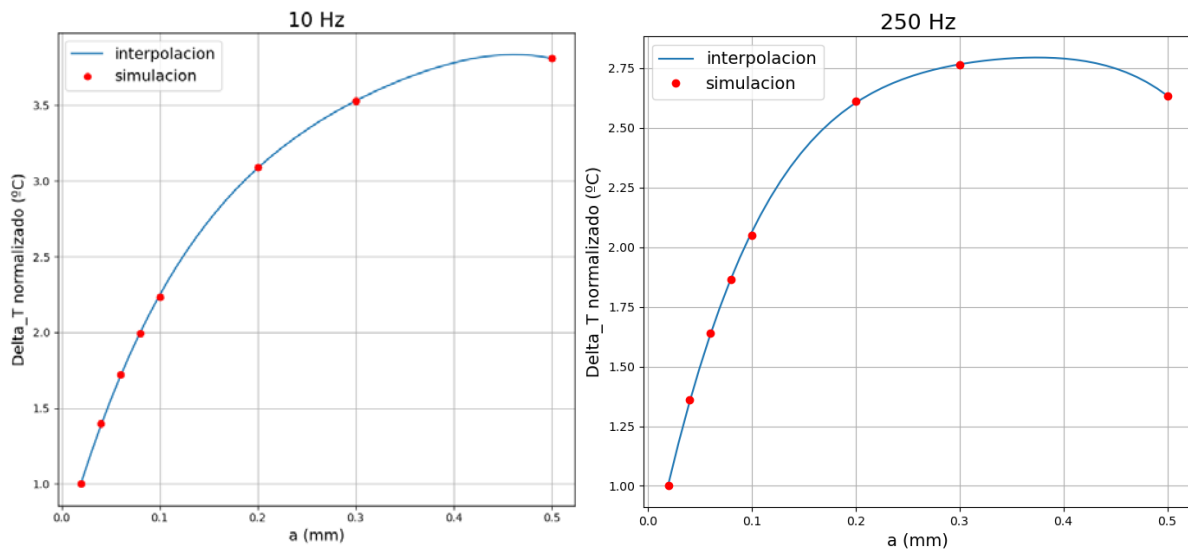


Figura 4.31 – ΔT (Proporcional a la sensibilidad) vs a (separacion entre sensor y calefactor) para 10 Hz (izquierda) y 250 Hz (derecha).

Las curvas se muestran en la Figura 4.32 donde los puntos representan los valores simulados y la curva continua una función de interpolación cuadrática. La tendencia encontrada fue que a mayor temperatura de calefactor T_c la sensibilidad mejora. La limitación es el deterioro en la vida útil del filamento metálico cuando se lo somete a temperaturas mayores a los 400 °C [11].

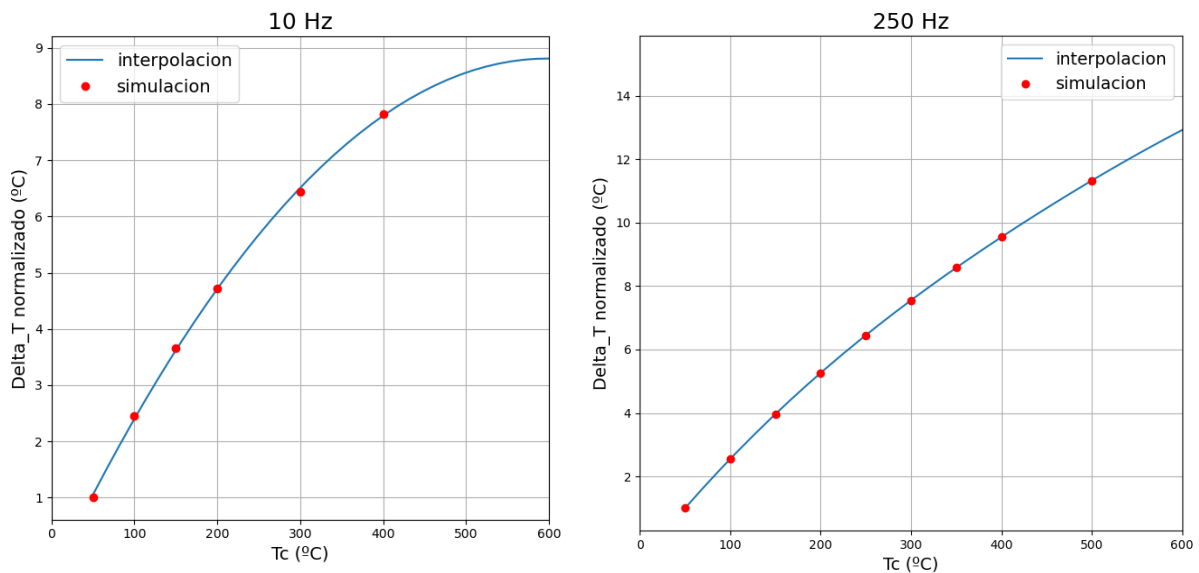


Figura 4.32 - ΔT (Proporcional a la sensibilidad) vs temperatura de calefactor (T_c) para 10 Hz (izquierda) y 250 Hz (derecha). $a = 50 \mu\text{m}$.

En la Tabla 4.5 se muestra una dependencia cualitativa del ΔT en función de los parámetros de mayor influencia en la sensibilidad del dispositivo a modo de resumen.

Tabla 4.5 – Dependencia del ΔT con el aumento de los principales parámetros del dispositivo.

	Separación entre sensores (a) (↑)	Espesor de filament o (he) (↑)	Ancho de filament o (wf) (↑)	Temperatura de calefactor (Tc) (↑)	Frecuencia [Hz] (↑)	Velocidad de flujo de aire [mm/s]
ΔT (°C)	↑ (a ₀) ↓	↓↓	↓	↑	--- ↓	↑↑
a₀ (mm)	-	-	-	-	↓	-

↑: aumenta; ↓: disminuye; ↑↑: aumenta mucho; ↓↓: disminuye mucho; ---: rango sin variación

a₀ se define como la separación óptima entre sensores (mm).

4.5. Discusión y análisis de resultados

Los resultados expuestos en los párrafos anteriores muestran en gran parte una buena correlación con lo esperado en base a los estudios previos y el estado del arte. El estudio se dividió en dos partes: estudios en régimen estacionario y estudios en el dominio del tiempo.

Los estudios en régimen estacionario mostraron las distribuciones de temperaturas asimétricas del dispositivo para distintos valores de velocidad de flujo de aire continuo (DC). El mayor ΔT entre sensores se encontró para el modelo de 3 filamentos, por lo que se optó por continuar el análisis con este previendo que logre una mayor sensibilidad que el otro modelo. Además estudios previos también sugieren esta característica y una temperatura de calefactor más estable [12][17]. Se establecieron los valores de resistividad eléctrica del Pt para distintas temperaturas y se ajustó la corriente de polarización (I_c) en 70 mA para alcanzar una temperatura para el calefactor central de 350 °C. Los resultados mostraron un incremento de la asimetría en la distribución de temperatura conforme la velocidad de flujo aumenta, al igual que lo encontrado en estudios previos [17][18].

El estudio temporal se llevó a cabo con un modelo simplificado de la geometría del sensor considerando un plano de corte 2D. De esta manera se lograron reducir los tiempos de cálculo computacionales notablemente y se corroboró una equivalencia con el modelo 3D. El error para las temperaturas encontradas (ΔT) entre ambos modelos fue menor a 12 %. Se simularon ondas acústicas a distintas frecuencias entre 0 – 4000 Hz y se evaluaron las distribuciones de temperatura a lo largo del tiempo. Se encontró una variación temporal de ΔT proporcional a la velocidad acústica. El ΔT máximo encontrado entre sensores fue del orden de los 4 °C para un espesor de filamento de 300 nm, similar a lo encontrado en [26]. A mayor espesor de filamento estas diferencias de temperatura tendieron a ser menores. Además, a mayor frecuencia la capacidad de los sensores de seguir los cambios de temperatura se vio limitada por su propia inercia

térmica. Considerar espesores < 500 nm del depósito de Pt favoreció a mejorar este aspecto.

Se obtuvo una curva de sensibilidad del dispositivo en función de la frecuencia (Figura 4.28 y 4.29) que mostró un comportamiento del dispositivo del tipo filtro pasa bajos al igual que se menciona en estudios previos [14][15][16]. La frecuencia de corte o frecuencia esquina resultó en valores menores que los mencionados en dichos estudios encontrándose alrededor de los 1000 Hz. El análisis se repitió para distintas separaciones entre sensor y calefactor (a) entre 25 – 500 μm . La tendencia encontrada fue que a mayor separación (a) la frecuencia de esquina fue más baja lo cual coincide con lo estudiado en [13][15]. Los cálculos teóricos de la sensibilidad en función del modelo propuesto por Svetovoy (Figura 4.30) muestran un comportamiento similar al simulado con la diferencia que para algunos valores de separación de sensores las curvas presentan una resonancia que en la simulación no se evidencia.

Por otro lado, el ΔT obtenido mostro una proporcionalidad directo con la separación entre sensor y calefactor como se muestra en la Figura 4.31. Sin embargo, a partir de una cierta separación el diferencial de temperatura empieza a disminuir. Esto sugiere una separación optima (a_0) que, a su vez varia para cada frecuencia, y para la cual se logra la máxima sensibilidad. Conforme baja la frecuencia a_0 resulta mayor. Este comportamiento también fue detectado en trabajos previos [19][20][21]. En el trabajo desarrollado por Piotto, encuentran una separación optima entre sensores de 120 μm para 600 Hz. Con este aspecto mencionado cabría pensar que un futuro diseño de dispositivo podría estar compuesto por varios filamentos paralelos (o no) entre sí en donde el diferencial de temperatura se tome entre pares de filamentos a distintas separaciones en función de la frecuencia para maximizar la sensibilidad en un rango amplio del espectro de trabajo.

Los valores de resistencia eléctrica de los filamentos están en concordancia con los medidos en estudios previos en dispositivos reales. En el trabajo de Pjetri se encontraron valores de resistencia eléctrica a temperatura ambiente de 402 Ω y 89 Ω

para filamentos 2 y 10 μm de ancho y 1 mm de largo [22]. Los cambios de resistencia en función de la temperatura resultaron ser lineales al igual de lo que se expuso en la Figura 4.16 donde a temperatura ambiente la resistencia eléctrica de los filamentos de Pt de 5 μm de ancho fue de 35 Ω . Si bien en el rango de temperaturas de interés la relación es lineal, cabe mencionar que la dependencia de la resistividad no es lineal a altas temperaturas [23]. El sensor desarrollado por Myoung-Ock Cho, con filamentos de 0,1 x 1 mm, mostraron 100 Ω en el calefactor y 700 Ω en los sensores [24].

En la Tabla 4.6 se muestra de manera cualitativa la dependencia encontrada en las simulaciones del ΔT y por ende la sensibilidad del dispositivo en función de los parámetros geométricos del sensor y temperaturas de operación. Adicionalmente se compara también con los resultados obtenidos en estudios previos.

Tabla 4.6 – Dependencia de la sensibilidad del sensor (ΔT) en función de los parámetros geométricos y temperaturas de operación.

<i>Autor</i>	<i>Separación entre filamento y calefactor (a) [μm]</i>	<i>Ancho de filamento Sensor - calefactor [μm]</i>	<i>Largo de filamento (ly) [mm]</i>	<i>Espesor de filamento (he) [nm]</i>	<i>Temperatura de calefactor (Tc) [$^{\circ}C$]</i>	<i>Resistencia eléctrica de filamento sensor a T_{amb} [Ω]</i>
<i>Garcia, J. et al (simulación)</i>	25 – 400	5 - 100	1	300 (Pt) + 450 (SiO ₂)	350	35 -
<i>De Bree, et al [11] (construcción)</i>	-	5	1	200 (Pt) + 150 (SiN)	300	30
<i>Piotto, M. et al [25] (simulación)</i>	120	-	0,14	-	250 - 450	500
<i>Zhe Li, et all [26] (construcción y simulación)</i>	120	2	1	150 μm	200	-
<i>Svetovoy, [7] (modelo teórico)</i>	25	5	0,87	100 (Pt)	-	683
<i>Shen, J. et al [17] (simulación)</i>	-	5	1	300	-	-
<i>Pjetri (construccion) [22]</i>	120	2-10	1	150 (Pt) + 150 (SiRN)	425 - 300	402 - 89
<i>Myoung-Ock Cho (construccion) [24]</i>	20	10-30	1	-	-	700 - 100

4.6. Conclusiones

En este capítulo se expusieron las etapas del proceso de simulación numérica de los sensores de velocidad de partículas de 2 y 3 filamentos. La estrategia en la representación geométrica en 3D y su correspondiente mallado diferencial se llevó a cabo para asegurar suficiente resolución en elementos del orden de 10 – 20 μm como los filamentos sensores. Los módulos de física junto con las condiciones de contorno establecidas, permitieron simular la propagación de ondas acústicas considerando un flujo de aire laminar alterno. Se demostró la equivalencia con la simulación de ondas acústicas del módulo de presión acústica. La distribución espacial de temperaturas debidas al filamento calefactor fue evaluada observando una asimetría entre sensores en presencia del flujo de aire. Se logró un modelo simple tanto 3D como 2D para realizar distintos estudios.

Los estudios estacionarios permitieron conocer la distribución de temperaturas para de distintas velocidades de flujo de aire continuo. Se establecieron las corrientes de polarización para elevar la temperatura de los calefactores al rango de operación elegido. Se pudo encontrar una correspondencia de los resultados obtenidos con los estudios previos. El sensor de 3 filamentos mostró mayor diferencia de temperatura (ΔT) entre sensores, asociado a mayor sensibilidad, por lo cual se priorizó este modelo para la construcción del prototipo. La independencia entre filamentos sensores y calefactor permitió diseñar los primeros con poca masa térmica y el segundo con mayor para asegurar estabilidad en la temperatura de operación.

Los estudios en el dominio temporal permitieron evaluar el comportamiento dinámico del dispositivo cuando una onda acústica se propaga. El diferencial de temperatura (ΔT) entre sensores se registró a lo largo del tiempo. Las variaciones fueron proporcionales a la velocidad acústica de entrada. A menor espesor de filamento el ΔT obtenido fue mayor debido a la menor inercia térmica. La diferencia de fase entre la respuesta de los sensores y la velocidad acústica fue mayor a medida

que la frecuencia aumentaba. Se calcularon los valores eficaces de ΔT y se elaboró una curva de sensibilidad en función de la frecuencia. Los resultados fueron similares a los estudios previos donde se pudo ver que la respuesta del dispositivo es la de un filtro del tipo pasa bajos con una frecuencia esquina a partir de la cual la respuesta (ΔT) decae con una pendiente de segundo orden. La separación entre filamentos sensores (a) tiene influencia en la frecuencia esquina y la sensibilidad en baja frecuencia, notando que esta última aumenta a mayor separación (a).

En el próximo capítulo se describe el proceso de construcción de un prototipo del dispositivo con técnicas de micro fabricación en sala limpia.

4.7. Referencias

- [1] C. Multiphysics, "The COMSOL Multiphysics Reference Manual," *Manual*, pp. 1–1336, 2015, [Online]. Available: www.comsol.com/blogs.
- [2] D. T. Blackstock, "[Blackstock,_D.T.] Fundamentals of Physical Acoustics." p. 541, 2000.
- [3] W. M. Haynes, *CRC Handbook of Chemistry and Physics 95th Edition*. 1942.
- [4] R. Torres; J. Grau, "Introduccion a la mecanica de fluidos y transferencia de calor con COMSOL," *ADDLINK MEDIA*, vol. 15, no. 2, pp. 1–23, 2007.
- [5] H. E. de Bree, "The Microflown, an acoustic particle velocity sensor," *Acoust. Aust.*, vol. 31, no. 3, pp. 91–94, 2003, [Online]. Available: <https://research.utwente.nl/en/publications/the-microflown-an-acoustic-particle-velocity-sensor>.
- [6] A. A.-S. and J. J. F Durst and Lehrstuhl, "Theoretical and experimental investigations of a wide-range thermal velocity sensor," vol. 223, pp. 340–341, 2012, doi: 10.3850/978-981-07-1445-1_362.
- [7] J. W. Van Honschoten, G. J. M. Krijnen, V. B. Svetovoy, H. E. De Bree, and M. C. Elwenspoek, "Analytic model of a two-wire thermal sensor for flow and sound measurements," *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 14, no. 11, pp. 1468–1477, 2004, doi: 10.1088/0960-1317/14/11/006.
- [8] R. W. Powell, R. P. P. Tye, and M. J. Woodman, "Thermal Conductivities and Electrical Resistivities of the Platinum Metals Specimen Details Experimental Methods and Results," *Platin. Met. Rev.*, vol. 6, no. 4, pp. 138–143, 1962.
- [9] B. J. Margaret Woodman *et al.*, "The Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Platinum Platinum Electrode in Miniature Battery," *Platanurn Met. Rev*, vol. 14, no. 4, pp. 132–132, 1963.
- [10] H. V. J. H.E. de Bree, P.J. Leussink, M.T. Korthorst, Ylva Backlund, "The Wheatstone Gadget : a simple circuit for the measuring differential resistance variations," *6th Micromechanics Eur. Work. MME 1995 - Copenhagen, Denmark Durat. 3 Sep 1995 → 5 Sep 1995 Conf. number 6*, no. June 2014, pp. 1–4, 1995.

- [11] H.-E. de Bree, *The microflown*. 1997.
- [12] D. Yntema, *An integrated three-dimensional sound-intensity probe*. .
- [13] M. Elwenspoek, "Thermal flow micro sensors," *Proc. Int. Semicond. Conf. CAS*, vol. 2, no. November 1999, pp. 423–435, 1999, doi: 10.1109/smicnd.1999.810580.
- [14] H. De Bree, "The microflown: a true partial velocity microphone; sound intensity application," no. March, 1998, [Online]. Available: https://www.researchgate.net/publication/229004569_The_microflown_a_true_partial_velocity_microphone_sound_intensity_application.
- [15] V. B. Svetovoy and I. A. Winter, "Model of the μ -flown microphone," *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 86, no. 3, pp. 171–181, 2000, doi: 10.1016/S0924-4247(00)00454-4.
- [16] M. Piotto, F. Butti, E. Zanetti, A. Di Pancrazio, G. Iannaccone, and P. Bruschi, "Characterization and modeling of CMOS-compatible acoustical particle velocity sensors for applications requiring low supply voltages," *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 229, pp. 192–202, 2015, doi: 10.1016/j.sna.2015.03.018.
- [17] J. Shen, B. Liu, L. Zhu, M. Xu, and Y. Zeng, "Numerical Analysis of the Performance of," pp. 1–5, 2017.
- [18] A. Rasmussen, C. Mavriplis, M. E. Zaghloul, O. Mikulchenko, and K. Mayaram, "Simulation and optimization of a microfluidic flow sensor," *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 88, no. 2, pp. 121–132, 2001, doi: 10.1016/S0924-4247(00)00503-3.
- [19] J. W. Van Honschoten, G. J. M. Krijnen, V. B. Svetovoy, H. E. De Bree, and M. C. Elwenspoek, "Optimisation of a two-wire thermal sensor for flow and sound measurements," *Proc. IEEE Micro Electro Mech. Syst.*, no. December 2013, pp. 523–526, 2001, doi: 10.1109/memsys.2001.906594.
- [20] T. S. J. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, "Micro-liquid flow sensor," vol. 38, pp. 45–50, 1993.
- [21] M. Piotto, A. Ria, D. Stanzial, and P. Bruschi, "Design and Characterization of Acoustic Particle Velocity Sensors Fabricated with a Commercial Post-CMOS MEMS Process," *2019 20th Int. Conf. Solid-State Sensors, Actuators Microsystems Eurosensors XXXIII*,

- TRANSDUCERS 2019 EUROSENSORS XXXIII*, no. June, pp. 1839–1842, 2019, doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2019.8808548.
- [22] O. Pjetri, R. J. Wiegerink, T. S. J. Lammerink, and G. J. M. Krijnen, “A 2D acoustic particle velocity sensor with perfectly orthogonal sensitivity directions,” *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 246, pp. 28–34, 2016, doi: 10.1016/j.sna.2016.04.023.
 - [23] J. S. Steinhart and S. R. Hart, “Calibration curves for thermistors,” *Deep. Res. Oceanogr. Abstr.*, vol. 15, no. 4, pp. 497–503, 1968, doi: 10.1016/0011-7471(68)90057-0.
 - [24] M. O. Cho, W. Jang, and S. H. Lim, “Fabrication and evaluation of a flexible mems-based microthermal flow sensor,” *Sensors*, vol. 21, no. 23, 2021, doi: 10.3390/s21238153.
 - [25] M. Piotto, E. Zanetti, and P. Bruschi, “Design of acoustic particle velocity sensors with a coupled 3D-2D finite element model,” *Proc. 2015 18th AISEM Annu. Conf. AISEM 2015*, pp. 1–4, 2015, doi: 10.1109/AISEM.2015.7066841.
 - [26] Z. Li, W. Chang, C. Gao, and Y. Hao, “Three-hot-wire acoustic particle velocity sensor with improved detection capability,” *Electronics Letters*, vol. 55, no. 4, pp. 201–202, 2019, doi: 10.1049/el.2018.7680.

Anexo A1

Tabla A1 - Temperaturas en los sensores 1 y 2 del sensor de 3 filamentos para distintas velocidades de flujo de aire (v_{in}).

<i>Sensor 3 filamentos, $I_c = 70 \text{ mA}$</i>			
v_{in} (m/s)	Sensor 1	Sensor 2	ΔT (°C)
	Temperatura (°C)	Temperatura (°C)	
0,001	186,38	186,77	0,39
0,003	185,76	186,94	1,18
0,008	184,56	187,76	3,20
0,01	184,07	188,07	4,00
0,03	178,74	190,69	11,95
0,06	169,51	193,05	23,54
0,08	162,74	193,68	30,94
0,1	155,64	193,63	37,99
0,2	119,60	185,99	66,39
0,3	89,81	172,66	82,84
0,4	68,70	159,48	90,78
0,5	54,30	148,28	93,97
0,6	44,46	139,19	94,73

Tabla A2 – Temperaturas en los sensores 1 y 2 del sensor de 2 filamentos para distintas velocidades de flujo de aire (v_{in}).

<i>Sensor 2 filamentos, $I_c = 16\text{ mA}$</i>			
v_{in} (m/s)	Sensor 1	Sensor 2	ΔT (°C)
	Temperatura (°C)	Temperatura (°C)	
0,001	178,06	178,23	0,17
0,003	170,91	171,38	0,47
0,008	154,69	155,88	1,19
0,01	148,85	150,31	1,46
0,03	107,92	111,34	3,42
0,06	80,77	85,55	4,779
0,08	71,81	77,01	5,196
0,1	65,96	71,40	5,436
0,2	53,09	58,80	5,711
0,3	48,37	54,03	5,663
0,4	45,79	51,38	5,591
0,5	44,07	49,58	5,503
0,6	42,80	48,20	5,402

Tabla A3 – Diferencia de ΔT entre modelo numérico 2D y 3D para distintas velocidades de flujo de aire laminar (v_{in}). Sensor de 3 filamentos

v_{in} (m/s)	ΔT (3D)	ΔT (2D)	Diferencia de ΔT	Diferencia %
0,001	0,39	0,36	0,03	7,7
0,003	1,18	1,07	0,11	9,3
0,008	3,20	2,85	0,35	10,9
0,01	4,00	3,56	0,44	11,0
0,03	11,95	10,60	1,35	11,3
0,06	23,54	20,89	2,65	11,3
0,08	30,94	27,47	3,47	11,2
0,1	37,99	33,64	4,35	11,5
0,2	66,39	59,64	6,75	10,2
0,3	82,84	75,90	6,94	8,4
0,4	90,78	84,57	6,21	6,8
0,5	93,97	88,72	5,25	5,6
0,6	94,73	90,61	4,12	4,3

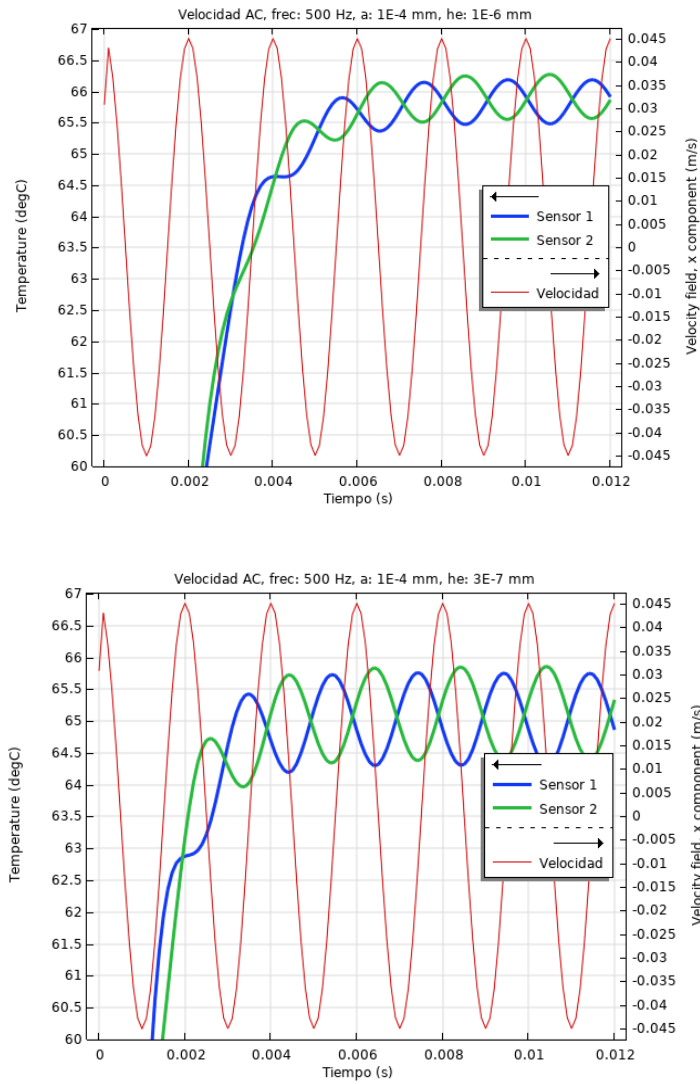


Figura A1 – Temperatura variable en el tiempo en los sensores en presencia de un flujo de aire alterno.

Capítulo 4: Micro-fabricación de prototipos en sala limpia

Resumen

En este capítulo se exponen los procesos de microfabricación del prototipo de sensor de velocidad de partículas acústicas en sala limpia. Primeramente, se diseñó el sensor de 3 filamentos en un software de CAD para transferirlos a una oblea 4 pulgadas de Si <100> con una capa de SiO₂ térmico, utilizando técnicas de fotolitografía. Se utilizó una resina negativa donde luego se depositó una fina capa de Cr (previo a utilizar Pt) de 100-200 nm para revelar los filamentos metálicos aplicando lift-off. Una segunda etapa de fotolitografía se llevó a cabo para delimitar la zona de las ventanas donde luego se aplicó un ataque en seco para liberar y dejar suspendidas las estructuras de los filamentos. Esto se realizó utilizando la técnica de *Reactive Ion Etching* (RIE), aplicando primero un paso anisotrópico para remover la capa de SiO₂ y luego un paso isotrópico para remover Si y liberar los filamentos. En una primera instancia se elaboraron 4 obleas para ajustar cada etapa del proceso. Uno de los problemas encontrados fue la componente anisotrópica en el paso de RIE isotrópico que generó daños en la superficie de algunas obleas. Los filamentos, conformados por el depósito de Cr sobre SiO₂ presentaron deformaciones y curvaturas debido a tensiones residuales producto del proceso de oxidación y/o el depósito delgado metálico. Los dispositivos obtenidos se caracterizaron utilizando un perfilómetro de contacto y un microscopio electrónico de barrido (SEM).

Palabras clave: Fotolitografía, ataque seco, Reactive Ion Etching, filamentos.

Abstract

In this chapter the microfabrication techniques used for constructing the prototype sensor are explained. Firstly, a CAD design was developed with the pattern of the 3 filaments sensor to transfer it to a 4'' Si <100> wafer with a film of thermal SiO₂, using photolithography. A negative photoresin was used to pattern the filaments area where a thin film of 200 nm of Cr (before using Pt) was deposited by evaporation. The process was completed with a lift-off process. A second photolithography was applied to determine the areas where the filaments will be suspended. A dry etching technique called Reactive Ion Etching (RIE) was used to remove the substrate under the filaments. Two steps were needed, the first with anisotropic characteristics to remove the SiO₂ film and the second an isotropic attack to remove de Si and release the filaments. Four sample wafers were developed to adjust the parameters of each process. One of the main problems found was the anisotropic component in the second RIE step that provoke damages in the surface of some wafers. The filaments composed with the Cr + SiO₂ presented deformations due residual tensions generated in the oxide thermal process and the metal deposition. The devices obtained were characterized using a contact profilometer and a scanning electron microscope (SEM).

Keywords: Photolithography, dry etching, RIE, filaments

5.1. Introducción

En función de los parámetros geométricos del sensor determinados en el modelo numérico del Capítulo 4, se elaboraron prototipos mediante técnicas de microfabricación en sala limpia en las instalaciones del Departamento de Micro y Nano Tecnología del Centro Atómico Constituyentes. El diseño elegido fue el sensor de tres filamentos metálicos con calefactor central. Se utilizaron técnicas de litografía para transferir el patrón del diseño sobre una oblea de Si <100> de 4 pulgadas. En los siguientes párrafos se explican los procesos de litografía que involucran la elección de fotoresina, positiva o negativa, y el método de depósito de las mismas a través de la técnica de centrifugado mediante un plato giratorio (*spin coating*). Posteriormente se exponen las técnicas de depósitos de capas delgadas de material, para conformar los filamentos, evaporando átomos metálicos dentro de un entorno de vacío con presencia de un gas ionizado. Se explica también el revelado de las estructuras mediante lift-off. Se describen las técnicas de ataque en seco (*dry etching*) y su comparativa con las técnicas húmedas (*wet etching*) para la generación de canales de aproximadamente 200 μm de profundidad que permiten liberar a los filamentos para dejarlos suspendidos como vigas. Particularmente se explica el proceso Reactive Ion Etching (RIE) con sus variantes en los parámetros de funcionamiento para lograr ataques isotrópicos y anisotrópicos. Se detallan también las técnicas de caracterización de los productos obtenidos y se reseñan los procesos y resultados con estudios previos. Finalmente se exponen mediciones de resistividad eléctrica, coeficiente térmico y diferencial de temperatura en los filamentos obtenidos de los prototipos y se comparan con las simulaciones realizadas en el Capítulo 4.

5.2. Proceso de micro-fabricación

El resumen del proceso general se puede ver en la Figura 5.1. En (a) se presenta la oblea de silicio (Si) <100> de 500 μm de espesor y 4 pulgadas de diámetro con una capa de 400 nm de SiO_2 térmico. El siguiente paso (b) consistió en depositar una delgada capa de fotoresina, que se expone selectivamente a luz ultravioleta mediante una máscara con el patrón de los sensores. Las zonas expuestas se remueven o endurecen, dependiendo del tipo de fotoresina, (c) y esta actúa como máscara para depositar una capa de entre 100 – 200 nm de metal (d). Se remueve el resto de la fotoresina junto con el metal depositado sobre ella quedando así el patrón de metálico de los sensores (*lift-off*) (e). En el paso (f) se muestra un proceso de ataque o *etching* anisotrópico (vertical) para remover la capa de SiO_2 y en (g) se ataca el Si con un proceso isotrópico que remueve material tanto en vertical como a los laterales de manera tal de liberar los filamentos metálicos (h). Estos últimos quedan suspendidos conformando una viga.

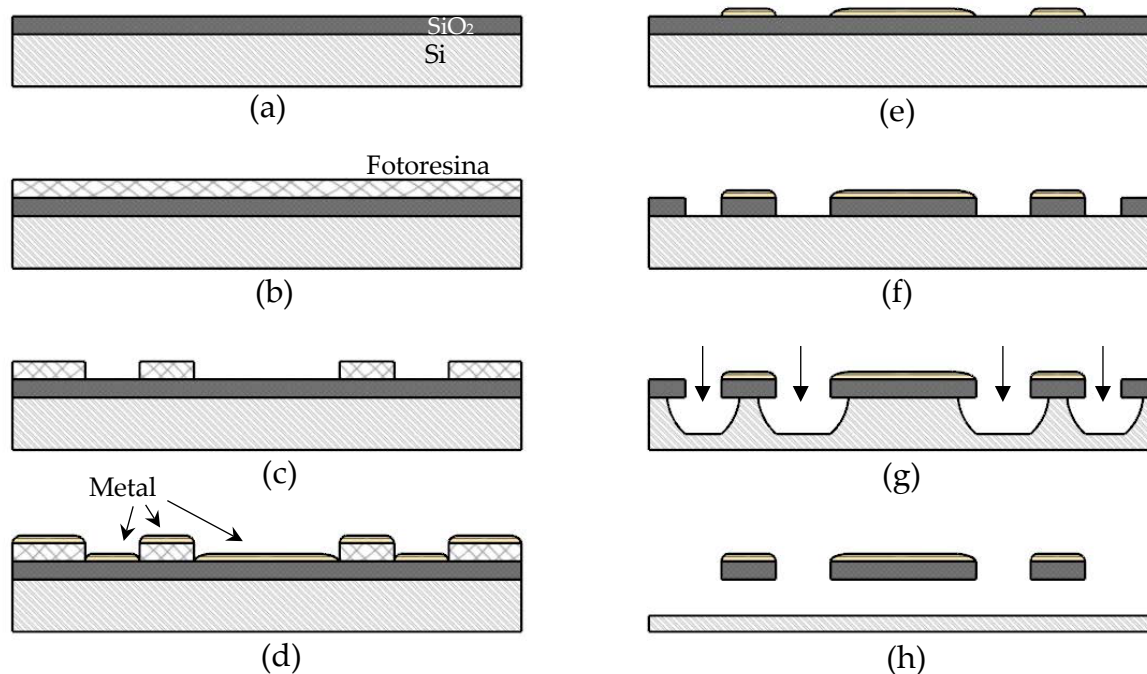


Figura 5.1 – Proceso de micro fabricación del sensor de velocidad de partículas

En los siguientes párrafos se explican cada uno de estos pasos detallando las técnicas utilizadas y los parámetros que caracterizan a cada proceso. Se elaboraron un total de 4 obleas con las cuales se fueron ajustando los parámetros de cada etapa.

5.2.1. Diseño de las mascarar

La máscara o fotomáscara es la plantilla utilizada para generar el patrón deseado sobre el depósito de resina. Esta puede estar conformada por un fino deposito metálico (80-100 nm de cromo) sobre un vidrio o también se pueden utilizar métodos más simples como la adhesión de una filmina de acetato al vidrio con el patrón impreso en tinta. El vidrio se apoya sobre la resina depositada en la oblea en el equipo alineador de máscaras EVG 600, y todo el sistema mascara/oblea se expone a radiación ultravioleta (UV). Las zonas donde se encuentra el patrón son opacas a la luz UV y la resina no queda expuesta a la radiación, mientras que el vidrio siendo transparente deja el resto de la resina expuesta. La luz UV cambia las propiedades químicas de la resina endureciéndola o haciéndola hidrosoluble dependiendo del tipo de resina (positiva o negativa respectivamente).

Al igual que las resinas las máscaras también pueden ser positivas o negativas. Las máscaras positivas o de *campo oscuro* son aquellas donde el patrón queda descubierto sobre un fondo opaco u oscuro. En las máscaras negativas o de campo claro el patrón es opaco y el fondo queda al descubierto. La Figura 5.2 muestra un ejemplo de cada tipo de mascara.

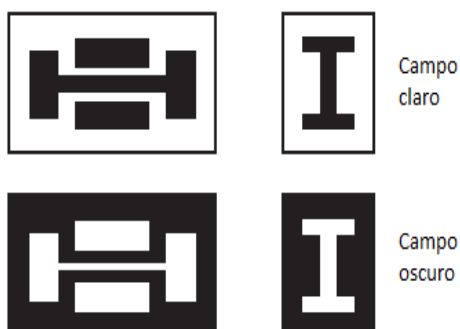


Figura 5.2 – Mascarar de campo claro (negativas) y campo oscuro (positivas).

Las máscaras pueden acoplarse al sustrato a través de un contacto directo (hard contact) o por proximidad (soft contact) sin contacto, dejando una separación del orden de 10-100 μm . La primera tiene la ventaja de que como el acoplamiento es total no hay efectos de difracción de la luz UV que puedan desmejorar

la resolución del patrón transferido. La desventaja es que el contacto termina generando defectos a largo plazo tanto en la máscara como en el sustrato.

5.2.2. Diseño del sensor en CAD

Según lo estudiado en el Capítulo 3 se obtuvo un mayor diferencial de temperatura en las simulaciones del sensor de 3 filamentos, por ende, se eligió este modelo para construir un prototipo. A través del programa KLayout, software de CAD específico, se dibujaron los filamentos sensores y el calefactor central junto con los bornes de conexión (Figura 5.3). Se plantearon modelos con cinco separaciones entre sensor y calefactor distintas ($a = 50, 100, 150, 250$ y $400 \mu\text{m}$) y tres anchos de filamento sensor ($h_e = 5, 10$ y $20 \mu\text{m}$), en celdas de 5×5 elementos sensores. Las celdas se repitieron para cubrir toda la superficie de la oblea, alternando entre orientaciones a 0 y 90° para compensar por posibles errores en la impresión de la máscara (Figura 5.4).

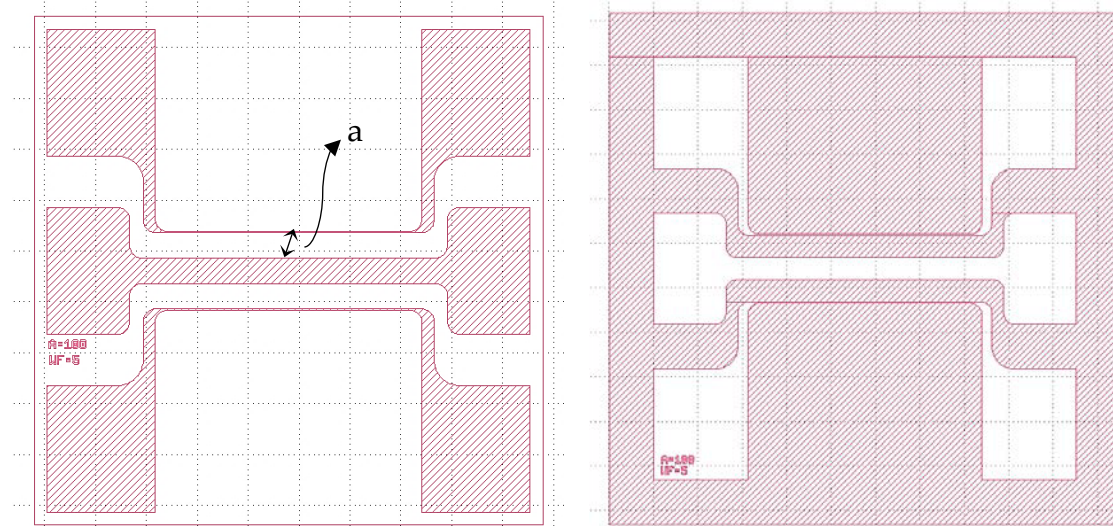


Figura 5.3 – Diseño CAD del sensor de 3 filamentos ($a = 50 \mu\text{m}$ y $h_e = 5 \mu\text{m}$). Campo claro (izquierda) y campo oscuro (derecha).

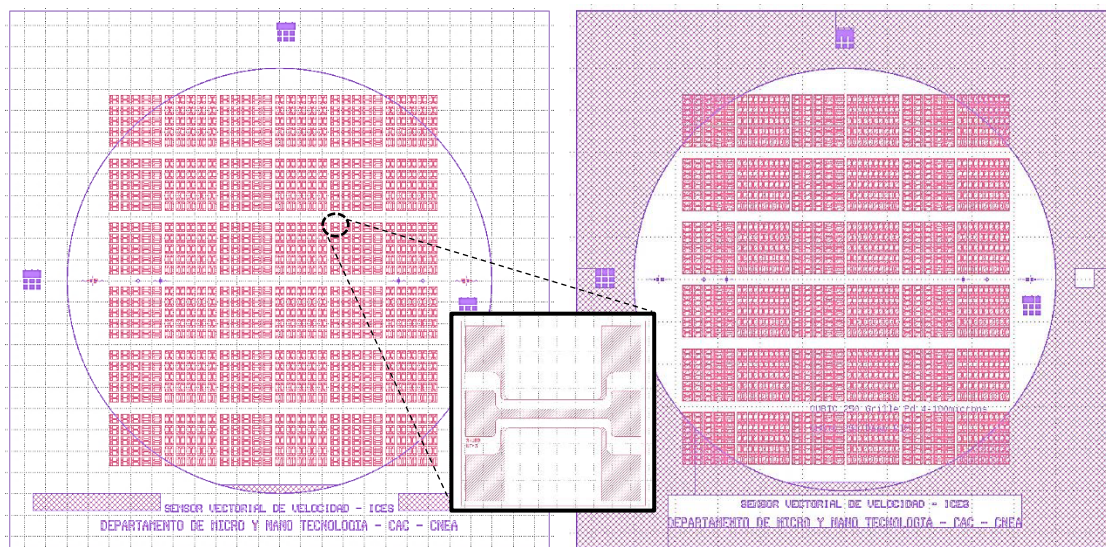


Figura 5.4 – Máscaras de campo claro y campo oscuro con el patrón de los sensores distribuidos en una superficie para una oblea de 4”.

Además de las máscaras para elaborar el patrón de los filamentos metálicos, se confeccionó una segunda máscara para efectuar los canales que permiten abrir ventanas en la película de SiO_2 para la liberación de las estructuras por ataque isotrópico. La Figura 5.5 muestra estas máscaras para las ventanas tanto en campo claro como campo oscuro. Estas se utilizan en un proceso sustractivo de ataque en seco (*dry etching*) para remover el dióxido de silicio y el silicio del sustrato. De esta manera se logra un canal que deja a los filamentos suspendidos y expuestos al flujo de aire. Se pueden ver las zonas del SiO_2 expuestas y las zonas que quedaran cubiertas por fotoresina.

La máscara utilizada consistió en una filmina adherida a un vidrio plano con el diseño de los sensores impreso en tóner con una resolución de 2540 dpi. Se realizaron dos máscaras, una de campo claro y otra de campo oscuro para tener la posibilidad de utilizar tanto resinas positivas como negativas en el proceso de experimentación.

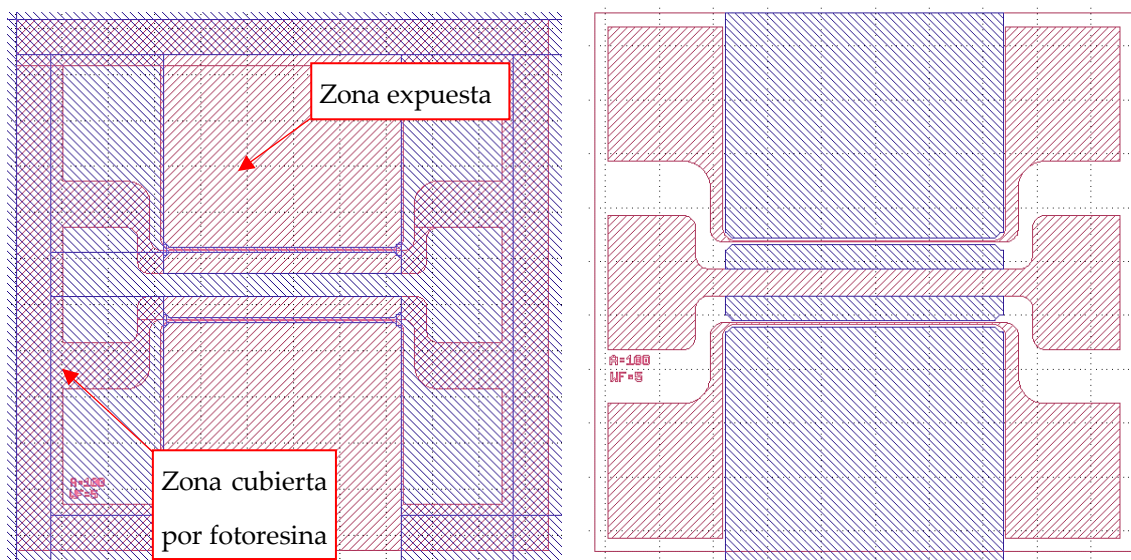


Figura 5.5 – Mascara para la confección de las ventanas del sensor. (a) campo claro y (b) campo oscuro.

También se imprimieron las máscaras correspondientes a las ventanas donde se establecen los canales mencionados anteriormente. En la Figura 5.6 se pueden observar las máscaras de los sensores y las ventanas en campo claro y campo oscuro. Estas filminas se montaron cada una sobre un vidrio cuadrado que luego se insertó sobre una máquina alineadora de máscaras.

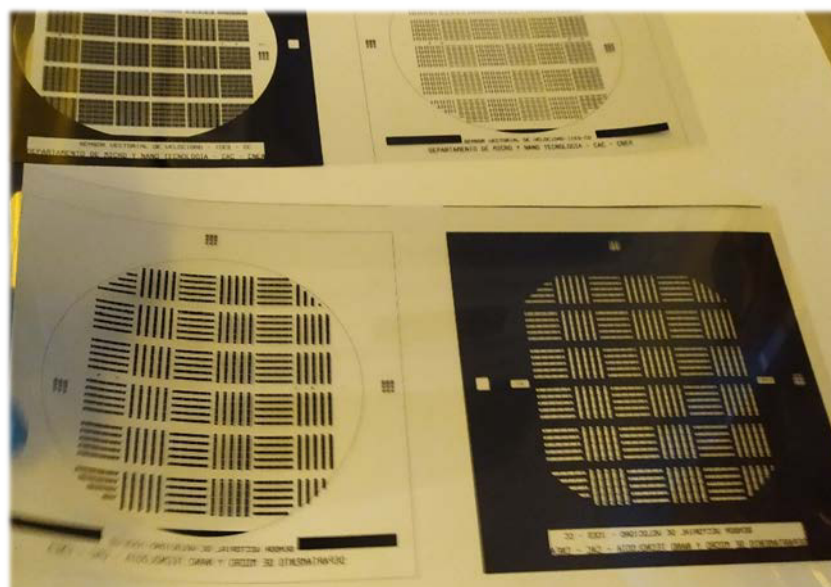


Figura 5.6 – Filminas en campo claro y campo oscuro para las máscaras del sensor y las ventanas.

5.2.3. Obleas de Si

Se dispusieron de obleas de Si <100> de 500 μm de espesor y 4'' de diámetro, oxidadas previamente con una capa de dióxido de silicio (SiO_2) de entre 300 – 400 nm.

5.2.4. Preparación y limpieza de las obleas

Antes de transferir el patrón sobre la oblea de silicio es muy importante que esta se encuentre limpia. El proceso de limpieza es necesario ya que cualquier contaminante como solventes (acetona, isopropanol, etc,) o polvo de los equipos u operadores o incluso partículas de humo, pueden generar efectos adversos en el proceso de microfabricación. Las manchas o capas de contaminantes pueden afectar procesos de oxidación o evaporación. Las partículas de polvo o humo pueden rayar la máscara de vidrio o generar enmascaramientos en zonas no deseadas. Todos los procesos de litografía se realizan dentro de una sala especialmente diseñada y de ambiente controlado para minimizar la influencia de contaminantes. Existe una clasificación que establece las características de una sala limpia en términos de cantidad de partículas en el aire, temperatura, presión, humedad, vibraciones e iluminación [1]. La norma UNE-EN ISO 14644-1 establece criterios para determinar, entre otras cosas, la pureza del aire clasificando las salas desde clase 1 a clase 100.000. En las salas Clase 1, la cuenta de partículas ($>0,5\mu\text{m}$) no debe exceder a 1 por metro cubico, en las Clase 100 no se exceden las 100 partículas por metro cubico y así sucesivamente. La contaminación permitida en la industria de los semiconductores fue disminuyendo con los años a medida que se fabricaban dispositivos más pequeños. La sala limpia donde se realizó el presente trabajo de tesis posee una clasificación Clase 100. Como referencia, un cabello humano tiene un diámetro de 75-100 μm y el humo de tabaco posee partículas de entre 0,01 – 1 μm .

La limpieza de las obleas de silicio se puede realizar de diversas maneras dependiendo el material que haya que remover. Pueden ser limpiezas húmedas o secas, utilizando ácidos, limpieza por vapor, tratamientos térmicos en vacío y oxígeno,

plasmas, etc. Los métodos mecánicos incluyen agitación por ultrasonido, pulido con compuestos abrasivos, etc. La Figura 5.7 muestra la preparación y limpieza de una de las obleas. Se utilizó el método de agitación mecánica sobre un baño de acetona (C_3H_6O) en un cristizador y luego se limpió con alcohol isopropílico (C_3H_8O) para quitar el excedente y evitar manchas. En los casos que aun quedaron partículas se realizó una limpieza suave con un paño especial para sala limpia que no libera fibras humectado con isopropanol, y se repitió la limpieza con solventes. Finalmente, las obleas se secaron con N_2 a presión.

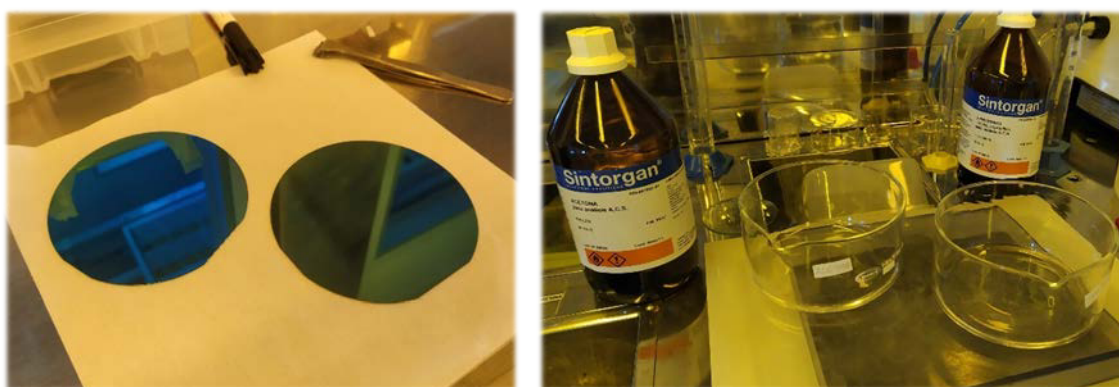


Figura 5.7 – Obleas de Si en proceso de limpieza con acetona e isopropanol.

5.2.5. Depósito de fotoresina por centrifugado

La técnica de *spin coating* se utiliza para realizar deposiciones de láminas delgadas de fotoresina sobre sustratos planos mediante un proceso de centrifugado [2]. El equipo en el cual se realiza este proceso se denomina spinner, posee un plato (*chuck*) que sostiene al sustrato por medio de vacío. La fotoresina se deposita en estado líquido y el spinner comienza a girar para distribuirla. La velocidad se incrementa para que la fuerza centrífuga venza la tensión superficial de la resina y esta fluya hacia los bordes para lograr el espesor deseado. Las revoluciones típicas van desde 1500 a 6000 rpm y el proceso puede tardar desde algunos segundos a varios minutos en función de la viscosidad, tipo de resina y espesor deseado. El espesor final es función de la concentración de resina en la solución, el peso molecular e inversamente proporcional al cuadrado de la velocidad de rotación. Este proceso es importante para definir una

buena distribución de resina libre de defectos que puedan generar distorsiones cuando se transfiera el patrón. La calidad de la resina define a densidad de defectos en los dispositivos en construcción. La capa aplicada debe ser uniforme y químicamente isotrópica para que la respuesta frente a la exposición UV y posterior revelado sea uniforme. Si bien con esta técnica es difícil controlar la uniformidad de los espesores a lo largo de todo el radio, es utilizada en este caso por su simplicidad.

Una vez cubierta la oblea con resina, esta última aún puede contener hasta un 15% de solvente y puede guardar tensiones residuales. Por este motivo se realiza un tratamiento térmico (*soft baking*) para remover restos de solvente y tensiones como así también mejorar la adhesión de la fotoresina al sustrato. Esto se realiza colocando la oblea sobre un plato caliente entre 90 - 110 °C por entre 15 a 20 minutos. En fotoresinas negativas, este paso es importante para definir el perfil de la resina (ángulo de las paredes laterales) que puede ser positivo o negativo (Figura 5.8). En este caso se busca que el perfil de la resina sea negativo ya que esto favorece, como se explica más adelante, al proceso de revelado del patrón luego de la metalización.

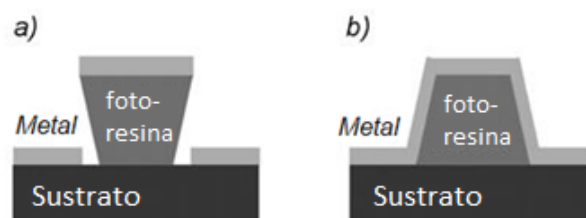


Figura 5.8 – Perfil de resina (a) positivo y (b) negativo. Ambas con una capa de metal depositado.

5.2.6. Fotolitografía

En la industria de los semiconductores una de las técnicas más utilizadas es la fotolitografía, donde se transmite un patrón sobre un sustrato, normalmente de silicio, a partir de cambiar las propiedades químicas de una resina fotosensible. Se emplea una oblea o sustrato de silicio oxidada (SiO_2) y una fotoresina negativa. El primer paso consiste en depositar una fina capa de fotoresina que luego se expone a radiación

ultravioleta (UV). Una máscara de vidrio contiene el patrón que se desea transferir. Las zonas opacas impiden que la fotoresina quede expuesta a luz UV y las zonas expuestas cambian sus propiedades químicas endureciéndose. Las zonas no expuestas resultan hidrosolubles y se extraen posteriormente con un químico removedor. El patrón transferido es la imagen negativa del patrón de la foto máscara. Las resinas positivas funcionan a la inversa, las zonas expuestas se vuelven hidrosolubles y el patrón queda transferido de acuerdo a las zonas no expuestas a UV. Básicamente lo que sucede es que se rompen o degradan cadenas poliméricas, o se unen cadenas cruzadas según la resina sea positiva o negativa respectivamente.

Para las obleas dispuestas en este trabajo se utilizó resina negativa ya que las filminas de campo oscuro resultaron de mayor resolución en la impresión de los sensores. Se utilizó la resina AZ 2070, que es un polímero orgánico desarrollado por MicroChemicals GmbH y se aplicó sobre la oblea utilizando la técnica de recubrimiento por centrifugación (*spin coating*) [2]. Se depositó una capa de fotoresina de 7 μm de espesor con el spinner funcionando a 3000 rpm. Posteriormente se utilizó el sistema alineador de máscaras EVG 620 para exponer el conjunto máscara/sustrato a luz UV. El equipo se muestra en la Figura 5.9. Posee un soporte (*chuck*) donde se monta primeramente la máscara de vidrio y luego la muestra se ingresa en un porta muestras. A través de la computadora se establece el programa o receta a utilizar donde se definen los tiempos de exposición, la alineación entre máscara y sustrato y el tipo de contacto (*soft o hard*). El tiempo de exposición (en segundos) multiplicado por la intensidad de la luz UV (en W/cm^2) define la energía incidente o dosis, D , de exposición de la resina. En este caso el tiempo fue de 10 segundos.

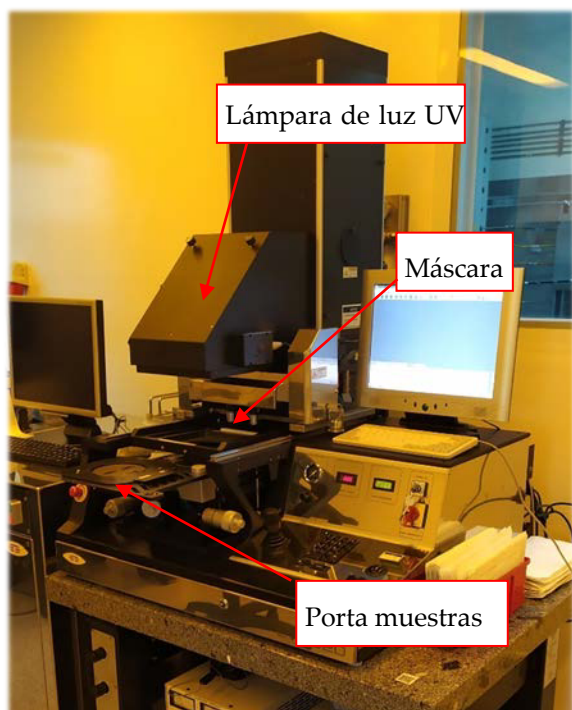


Figura 5.9 – Alineador de máscaras
EVG-600

Se aplicó un tratamiento térmico posterior a la exposición (*post bake*) que es conveniente para completar exitosamente el proceso de reacción química inducido por la luz UV. Si bien estas suceden a temperatura ambiente, se amplifican cuando se someten a temperaturas mayores. En línea con esto se llevó la oblea a 100 °C durante un 1 minuto sobre un plato caliente. Este tratamiento mejora la adhesión y acentúa el perfil (en este caso negativo).

El revelado se lleva a cabo con un solvente para remover la resina en las zonas no deseadas. Se utilizaron 60 ml de AZ 826, donde el componente activo es hidróxido de tetrametilamonio $N(CH_3)_4^+ OH^-$, o TMAH [2]. El revelado se realiza por inmersión durante 1:45 minutos con agitación. Las zonas no expuestas a luz UV son solubles en el solvente ya que la exposición rompe las cadenas poliméricas. Las zonas expuestas se endurecen y conforman el patrón transferido a la oblea que sirve como máscara para procesos posteriores, tanto aditivos como sustractivos. La Figura 5.10 muestra una de las obleas luego del proceso de revelado donde se puede apreciar el patrón de los sensores con la fotoresina.

El paso de *post bake* conlleva especial cuidado ya que el tratamiento térmico induce tensiones sobre la oblea y especialmente cuando la temperatura es demasiado elevada y supera la temperatura de transición vítrea (T_g) de la resina, ya que esto la vuelve más susceptible a la incorporación de impurezas. En la Figura 5.11 se muestran las micrografías de parte del patrón del sensor antes y después del revelado de la fotoresina.

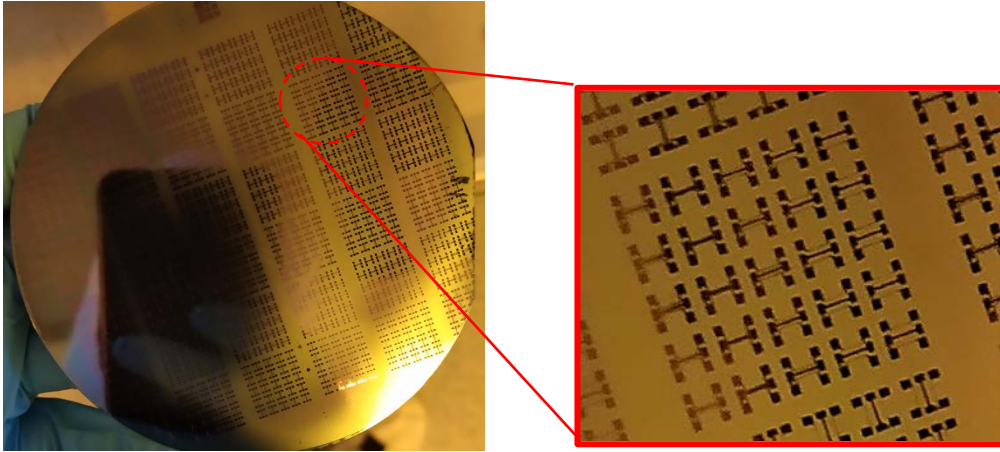


Figura 5.10 – Patron de fotoresina transferida al sustrato. La zona de los sensores (oscura) queda libre de fotoresina.

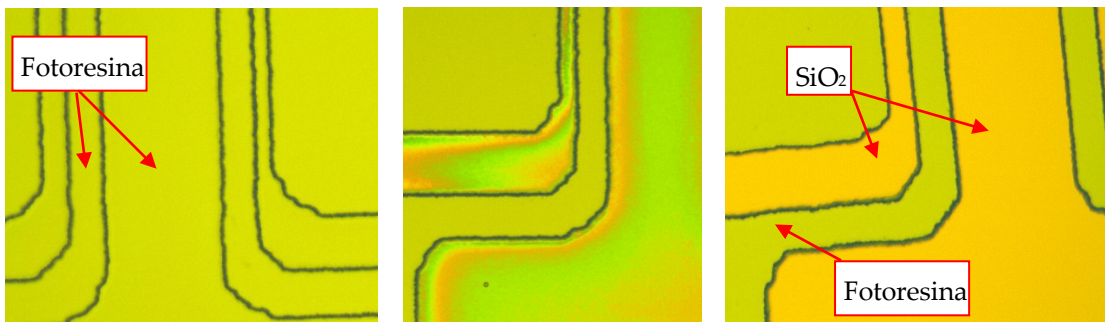


Figura 5.11 – Micrografías del proceso de revelado de la fotoresina. Sustrato cubierto con resina (izquierda), resina parcialmente removida (centro) y revelado completo (derecha).

5.2.7. Metalización

El patrón de fotoresina, sirve de mascara para el proceso siguiente que es el depósito de una fina capa metal del orden de los nanómetros. En una primera etapa experimental se depositó cromo (Cr) para ajustar los parámetros del proceso ya que es un metal más económico que el platino (Pt). Una vez que se aseguró la repetibilidad del proceso se utilizó platino para depositar el metal que conforman los filamentos.

El método elegido fue la depósito por evaporación térmica ya que es relativamente simple y de menor costo que otros métodos [1]. La técnica consiste en depositar un metal (normalmente metales puros) sobre el sustrato transformándolo de estado sólido

a gaseoso en una cámara de vacío para que luego condense sobre la superficie del sustrato.

El equipo usado es el que se muestra en la Figura 5.12. Posee una cámara de vacío que acepta obleas de hasta 6'' y en la parte interna de la tapa se encuentran dos blancos de Au y Cr que se pueden seleccionar en función del metal que se desee depositar. El vacío se logra con una bomba tubo que baja la presión por debajo de los 10^{-3} mBar. Posteriormente se inyecta gas argón (gas inerte) que se somete a una corriente eléctrica entre 0-150 mA para ionizarlo e iniciar un plasma que vaporiza átomos de la superficie del blanco de metal. La muestra se coloca en una base donde el metal se va condensando generando una capa fina.

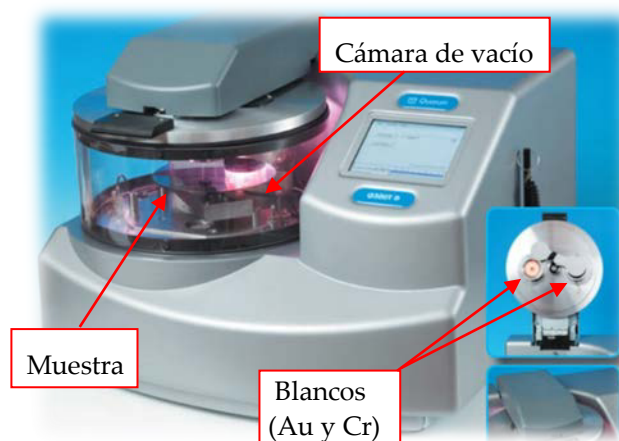


Figura 5.12 – Máquina pulverizadora de metal Quorum Q300T D.

En las obleas utilizadas se depositaron 100 nm de Cr. El resultado se muestra en la Figura 5.13 junto con una micrografía donde se ve el patrón de los sensores.

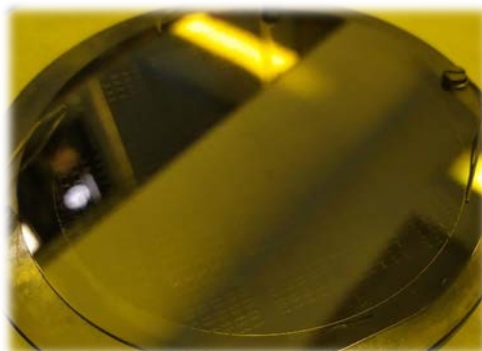


Figura 5.13 – Depósito de capa fina de 100 nm de Cr sobre la oblea.

Existen otras técnicas como el *sputtering* o pulverizado en donde el blanco que está sometido a un elevado potencial negativo es bombardeado con iones positivos de argón generados en un plasma. El blanco es pulverizado desprendiendo átomos que se depositan en el sustrato (ánodo). Esta técnica tiene la ventaja de que permite depositar un rango más amplio de metales, pero también aleaciones, cerámicos y polímeros. Debido a las múltiples colisiones en la trayectoria de los átomos desde el cátodo hasta el ánodo, los átomos de metal arriban al sustrato en ángulos de incidencia aleatoria. Esto permite una mejor cobertura que la técnica de evaporación, sin embargo, en este caso es más deseada una incidencia plana o normal para dejar al descubierto las paredes laterales de la resina ya que esto facilita el proceso de lift-off que se explica en la siguiente sección.

5.2.8. Lift-off

Luego de la metalización, el metal depositado queda adherido sobre toda la oblea, tanto sobre la resina como sobre el SiO₂ del sustrato, en las zonas donde se encuentra el patrón del sensor. Luego de la metalización se quita todo el metal que se depositó sobre la resina aplicando un proceso de *lift-off*, el cual consiste en sumergir la oblea sobre un solvente (comúnmente acetona) para remover la resina adherida y arrastrar con ella el metal sobrante. Para esta etapa fue importante el perfil negativo de la resina ya que permite dejar al descubierto las paredes laterales de la resina para que penetre el solvente con mayor facilidad. Si el perfil fuera positivo los laterales quedarían cubiertos con metal dificultando la remoción del excedente de metal. En la Figura 5.14 se muestran las micrografías del proceso donde se ve que luego del *lift off* (derecha) solo queda metal en las zonas correspondientes al patrón de los filamentos.

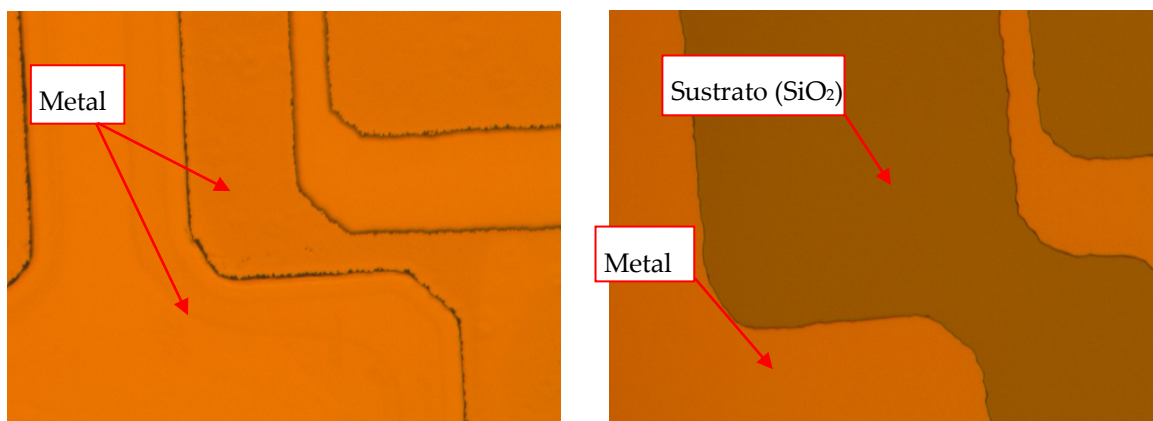


Figura 5.14 – Micrografía de la oblea metalizada Cr (izquierda) y luego del lift-off (derecha).

5.2.9. Reactive Ion Etching (RIE)

Esta etapa consiste en remover material en la zona de las ventanas definidas en la segunda litografía para liberar los filamentos y que queden suspendidos como vigas apoyadas sobre sus extremos. El método utilizado para llevar a cabo esto forma parte de un conjunto de técnicas de ataque en seco o *dry etching*, que consisten en grabar o sustraer material sólido del sustrato por medio de una especie gaseosa [1]. El ataque puede ser por efectos físicos de bombardeo iónico en la muestra, o por una reacción química utilizando una especie reactiva en la superficie, o una combinación de ambos como sucede en la técnica de ataque por iones reactivos o *Reactive Ion Etching* (RIE) [1]. A diferencia del ataque húmedo (*wet etching*) este método tiene algunas ventajas como menores efectos corrosivos, se logra una superficie más limpia y con menos sustracción de material debajo de la fotoresina [3]. El proceso se muestra en la Figura 5.15, en donde primero se cubre la superficie de la oblea con resina dejando al descubierto solo la zona de interés para la sustracción de material (a). Luego en (b) y (c) se comienza a sustraer material (SiO_2) hasta llegar al sustrato de Si. Finalmente (d) la resina removida con un solvente para dejar al descubierto el patrón deseado. El proceso corresponde a la técnica RIE donde se puede observar el carácter direccional o anisotrópico en la extracción del material. Esta técnica, como otras, utiliza un plasma para generar una descarga por medio de un haz de iones que va generando desprendimiento de material en la superficie (*sputtering*), induciendo también una reacción química anisotrópica. El

origen del plasma puede ser tanto por un campo eléctrico continuo DC, un campo alterno AC, en el rango de las radiofrecuencias (13 – 27 MHz) o las microondas (300 MHz – 10 GHz). Todo esto se genera en una cámara de vacío (10^{-3} – 10^{-2} Torr) donde se ubica la muestra en un plato que funciona de ánodo.

La anisotropía no está relacionada con la anisotropía de la tasa de remoción en las distintas orientaciones cristalográficas de un material, como si sucede en el ataque húmedo [1]. Si el ataque es isotrópico se remueve material en todas direcciones. En este caso cierto grado de isotropía es deseado para quitar el material que se encuentra por debajo de los filamentos. En el ataque en seco las características anisotrópicas o isotrópicas dependen exclusivamente de las condiciones de generación del [4]. A bajas presiones resulta más fácil generar un ataque anisotrópico ya que favorece el efecto físico de remoción de átomos por efecto “bolas de billar” debido al bombardeo iónico. La selectividad en RIE se logra como resultado de la combinación del ataque físico por desprendimiento iónico y la actividad química de especies reactivas neutras. La reacción química que se da con el material a remover genera productos volátiles que se remueven fácilmente y depende de elegir convenientemente el gas para que reaccione con el material del sustrato (por ejemplo, C_4F_8 para SiO_2) [5].

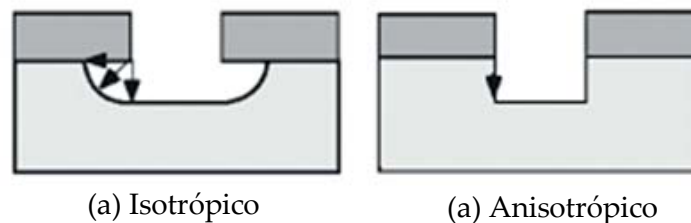


Figura 5.15 (b) – Carácter isotrópico y anisotrópico del ataque RIE.

El proceso RIE utilizado puede resumirse de la siguiente manera:

1. El primer paso consiste en crear un plasma, que se genera a partir de una corriente DC, AC o de radiofrecuencia (RF) donde se provoca una descarga eléctrica y los electrones acelerados colisionan contra las moléculas de un gas ionizándolo. La tensión V necesaria para que la descarga ocurra y el gas se ionice es función de la presión del gas y la separación entre electrodos (Ley

de Paschen) [6]. A grandes rasgos establece que, para una separación fija, la tensión necesaria para ionizar un gas disminuye al bajar la presión hasta un punto óptimo a partir del cual la tensión comienza a aumentar nuevamente. El gas se elige convenientemente para que los iones reaccionen químicamente con el material del sustrato y formen productos volátiles. Además, también se liberan fotones, electrones, radicales libres, iones negativos y positivos. El plasma generado por RF comúnmente consta de una bobina que genera una tensión variable de frecuencia 13,56 MHz y con una potencia de 1 a 2 kW [7]. Esta tensión aplicada entre los dos electrodos causa que los electrones libres oscilen y colisionen con las moléculas del gas, generando un plasma estable. Los electrones adquieren suficiente energía para ionizar el gas y sostener el plasma a presiones menores que los plasmas generados por tensiones DC. Los plasmas acoplados inductivamente (ICP) son de uno o dos órdenes de magnitud mayores que los acoplados de forma capacitiva [7]. Se logran tasas de ataque (*etch rates*) mayores.

2. La muestra se monta sobre un electrodo capacitivo con una tensión de polarización DC (CCP) y como la movilidad de los electrones es mayor que la de los iones, una vez iniciado el plasma la muestra queda cargada negativamente. Los iones positivos de la región incandescente se aceleran debido a la carga negativa de la muestra y colisionan sobre ella ocasionando el ataque o *etching*. La selectividad con la máscara de fotoresina puede llegar a ser de 10:1.
3. Los radicales reactivos se adsorben en la superficie del sustrato. En las reacciones con base flúor (F) se utilizan para remover Si ya que reaccionan químicamente con los átomos de F generando productos volátiles como SiF_4 . Típicamente se utiliza gas SF_6 para remover Si y C_4F_8 para SiO_2 .
4. La desorción se logra por la misma volatilidad de la reacción y los productos difunden hacia el plasma nuevamente por lo que una bomba los expulsa para evitar que se disocien nuevamente y ocurra un redepósito sobre la muestra.

La técnica RIE permite el control del perfil de grabado debido a la combinación sinérgica de la pulverización física (*sputtering*) y la actividad química de especies reactivas logrando elevadas tasas de ataque y alta selectividad. Los parámetros disponibles para ajustar el proceso de ataque son: la selección del gas, potencia RF (ICP), tensión de polarización (CCP), presión, flujo del gas y temperatura.

5.2.9.1. RIE anisotrópico (SiO₂):

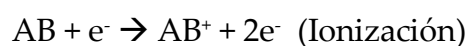
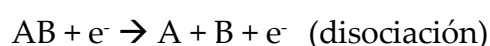
Durante la generación del plasma el C₄F₈ se disocia en C₂F₄ que a su vez se reducen a radicales F y CF₂. Estos sirven para la reacción química y en algunos casos depósito de una película protectora de polímero [8]. La inclusión de gas argón (Ar) favorece a la generación de iones que sumados a los CF₂⁺ que rompen los enlaces Si-O. Los átomos pulverizados de Si y O reaccionan con los radicales F y CF₂, respectivamente para formar productos volátiles que se remueven de la superficie.

La receta aplicada sobre las obleas se ajustó una potencia de ICP de 200 W y RF de 40 W. La proporción de C₄F₈, O₂ y Ar fue de 20-3-3 y la presión de cámara 8 mTorr. Se realizaron 2 pasos de 10 min para remover los 400 nm de SiO₂.

5.2.9.2. RIE isotrópico (Si):

La inclusión de O₂ al gas SF₆ favorece al ataque anisotrópico, con *etch rates* que pueden superar los 4 µm/min. También a muy bajas temperaturas se logran minimizar las reacciones químicas quedando solo el mecanismo anisotrópico de bombardeo iónico [9]. Si bien esto desmejora la isotropía, ayuda a proteger más la fotoresina y el sustrato en general.

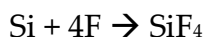
Las reacciones químicas que ocurren en este proceso son de disociación y ionización:



Normalmente ionización y disociación ocurren en una misma colisión de e^- . En el caso del gas utilizado SF_6 , la reacción más probable es [10]:



El producto volátil que se forma que remueve el Si es debido a la reacción:



que se desprende de la superficie. Disminuyendo la presión se consigue mayor anisotropía [11].

La receta aplicada con SF_6 sobre las obleas fue con un etch rate fue de $2,2 \mu m/min$ con un etch lateral del 33 % y el proceso se realizó en un rango de temperaturas entre -5 y $5^\circ C$. La presión de cámara fue de 15 mTorr con una potencia de RF de 10-20 W e ICP 350 W. Los tiempos de ataque fueron de 20-30 min intercalando pasos de enfriamiento para preservar la fotoresina.

5.2.9.3. Aplicación de RIE en las obleas

En las obleas dispuestas en este trabajo se realizaron dos etapas de *dry etching* con RIE. El primero fue un paso anisotrópico con C_4F_8 (octafluorociclobutano, o perfluorociclobutano), que es un compuesto orgánico inerte y volátil comúnmente usado en la industria de semiconductores, para remover la capa de óxido (SiO_2) en las zonas marcadas por las ventanas (Figura 5.16). El segundo paso fue un ataque isotrópico con SF_6 (hexafluoruro de azufre) para remover el Si y liberar los filamentos. En esta etapa se terminan de conformar los canales con una profundidad de 100 – 150 μm . Las máscaras de fotoresina mostradas en la Figura 5.16 dejan expuestas únicamente las zonas de los canales en el proceso de remoción del SiO_2 . Para la segunda etapa no fue de vital importancia la resina ya que la selectividad en la reacción del SF_6 es mayor en el Si que en el SiO_2 .

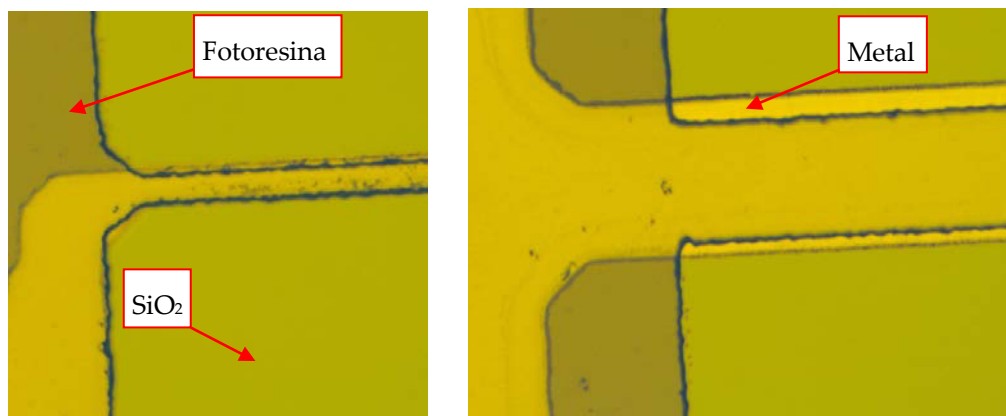


Figura 5.16 – Mascara de fotoresina para el ataque de los canales del sensor. (a) Cobertura para el filamento sensor y (b) para el calefactor.

En la Figura 5.17 se muestra la oblea luego de hacerle la fotolitografía para las ventanas. En color verde se pueden apreciar la parte del dióxido de silicio expuesto y en color violeta (opaco) toda la zona cubierta por fotoresina.

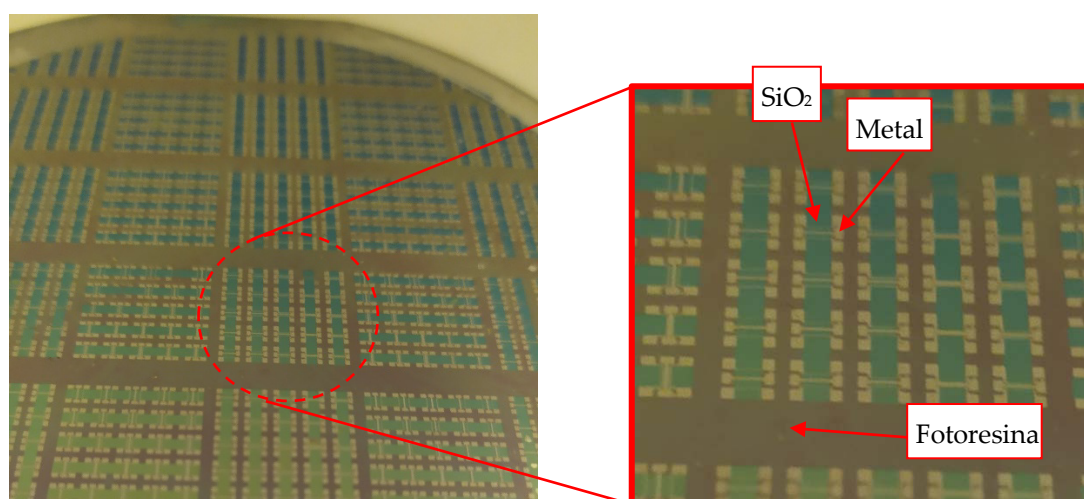


Figura 5.17 – Máscara de fotoresina para los canales del sensor. En verde se ve la capa de SiO_2 y en gris la fotoresina

Una vez aplicado el proceso de RIE anisotrópico se obtuvo la estructura mostrada en la Figura 5.18 donde el SiO_2 fue removido en la zona de las ventanas quedando el sustrato de Si expuesto. Las zonas tornasoladas de la periferia denotan una fina capa remanente de SiO_2 ya que el plasma no es homogéneo y resulta más agresivo en el centro de la oblea que en los bordes.

Posteriormente se aplicó el proceso de RIE isotrópico que permitió remover el Si en las ventanas para generar los canales y liberar los filamentos. El ataque isotrópico remueve Si tanto en profundidad como en los laterales. La tasa de ataque o *etch rate* en profundidad del canal fue de $2,2\ \mu\text{m}/\text{min}$ y el *etch* lateral fue de 33% con respecto al vertical. La exposición al plasma de la primera oblea fue 40 min a una temperatura de $0\ ^\circ\text{C}$, que se hicieron en dos pasos de 20 min cada uno, con un intervalo de enfriamiento de 2 minutos. La profundidad vertical lograda fue de $80 - 90\ \mu\text{m}$ y ataque lateral fue de $30\ \mu\text{m}$, suficiente para liberar los sensores de $10\ \mu\text{m}$ de ancho, pero no para los calefactores de $100\ \mu\text{m}$. En la Figura 5.18 se muestra una imagen de la oblea con el detalle de los sensores luego del proceso de RIE isotrópico.

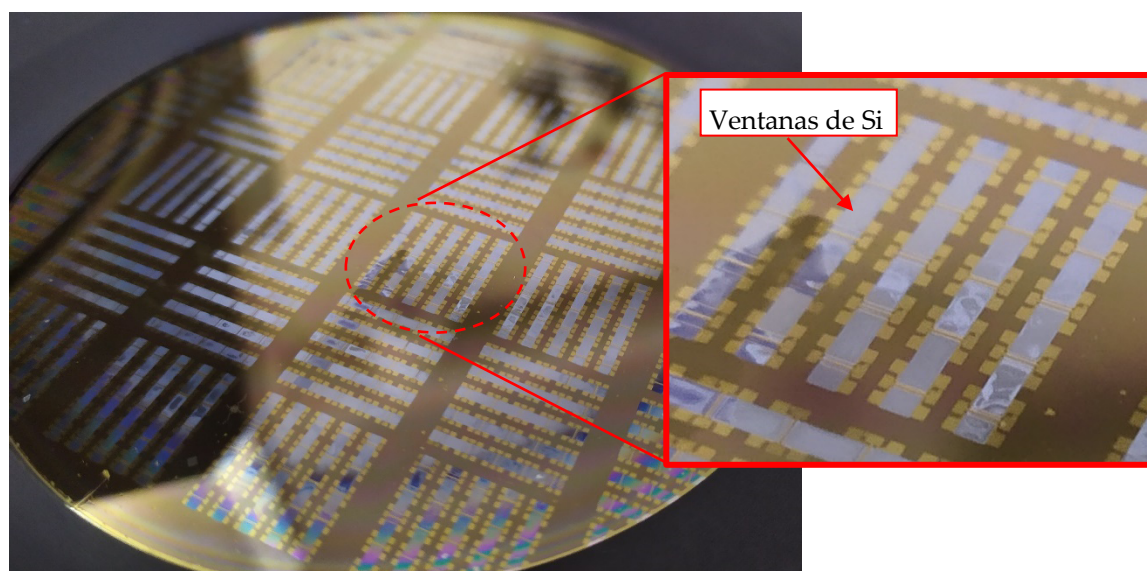


Figura 5.18 – Visualización de los canales luego de la remoción de la capa de SiO_2 mediante RIE. Ventana de Si descubierta para ser removida con RIE isotrópico.

En adición, un inconveniente encontrado fue que con mayor tiempo de exposición al plasma la fotoresina y la capa SiO_2 resultaron dañadas tal como se ven en el centro de la oblea en la Figura 5.19. La temperatura de la oblea en el proceso fue de $0\ ^\circ\text{C}$, sin embargo, debido al plasma y bombardeo iónico es posible que las zonas expuestas hayan estado sometidas a temperaturas mayores. Como consecuencia la resina empezó a desprenderse de la oblea perdiendo sus propiedades de protección.

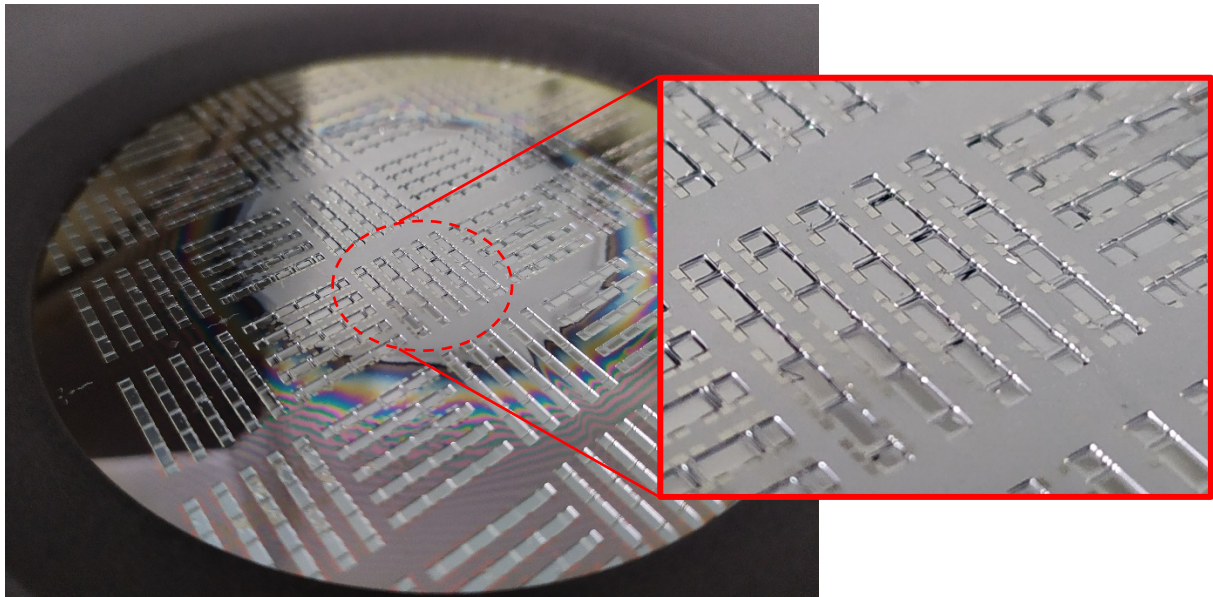


Figura 5.19 – Ataque de los canales con RIE isotrópico. Se observa la sobreexposición en la zona central de la oblea (Muestra 5).

El proceso se repitió para otra oblea, pero esta vez manteniendo la temperatura a -5°C y el mismo tiempo de exposición. El resultado se muestra en la Figura 5.20 y se puede ver que la superficie de la zona central no muestra zonas dañadas como en el caso anterior. Bajar la temperatura del proceso lo hizo más lento y más anisotrópico (inhibe las reacciones químicas) pero permite proteger más la fotoresina. El tiempo de exposición en este último caso fue de 16 minutos dividido en etapas de 2 minutos con 2 minutos de enfriamiento. La superficie de la oblea quedó sin daños visibles, con todos los filamentos liberados y una profundidad de canal que luego se midió con un perfilómetro de contacto y un microscopio electrónico de barrido para caracterizar los dispositivos logrados.

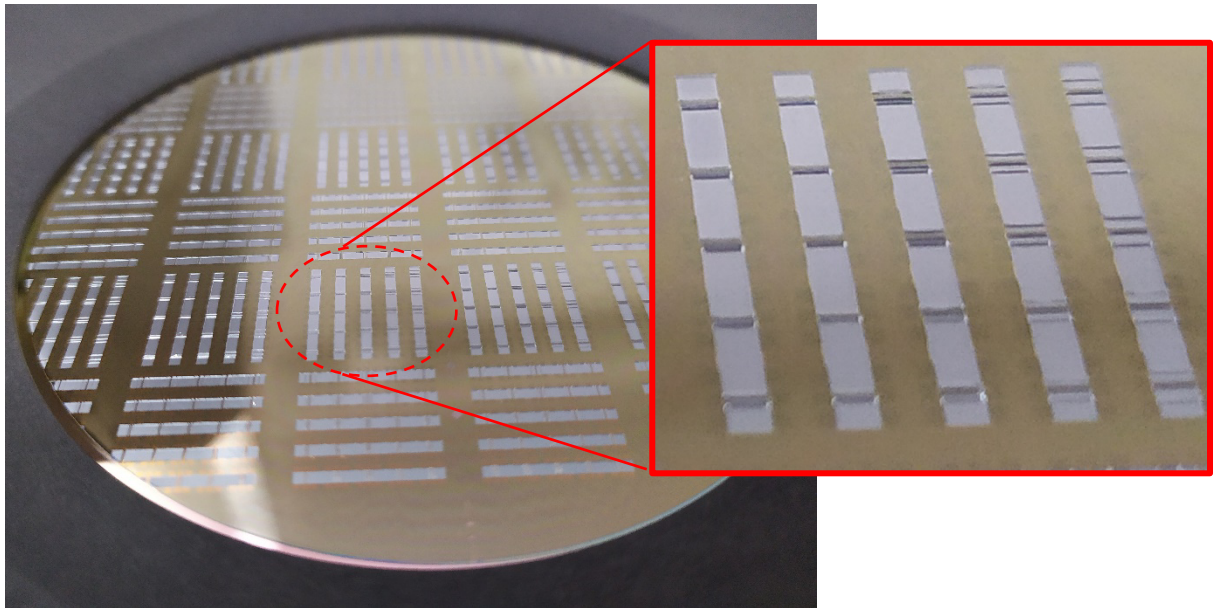


Figura 5.20 – Estado de la oblea luego del ataque de los canales mediante RIE isotrópico. Tiempo de exposición fraccionado 2 min con intervalos de enfriamiento de 2 min. Total 16 min. Los filamentos quedaron liberados sin daños en la oblea (Muestra 4).

5.2.10. Corte de las obleas

Para individualizar los dispositivos conformados se procedió a cortar la oblea con el equipo de sierra de corte DAD 3240 que consta de un disco de sierra circular de 650 mm de diámetro que gira entre 6.000 – 60.000 rpm especialmente diseñada para realizar cortes en Si con un espesor entre 50 y 100 μm . La muestra se montó sobre un film delgado que se adhiere sobre un marco conformando una membrana. En la Figura 5.21 se muestra una imagen del equipo y la muestra montada.



Figura 5.21 – Montaje de la muestra en la sierra de corte DAD 3240.

Primeramente, se marcaron canales de 100 μm de profundidad para individualizar matrices de 5 x 5 dispositivos. Aplicando una leve fuerza se genera un clivaje en la oblea que sigue la línea de corte. Las matrices de dispositivos resultan más cómodas de manipular para realizar mediciones posteriores.

5.3. Caracterización del proceso

5.3.1. Perfilómetro de contacto

El perfilómetro de contacto es un instrumento que permite medir profundidades, perfiles, rugosidad, curvatura y tensión de la superficie de una muestra. Posee una punta palpadora que se desplaza a velocidad constante sobre la superficie a medir aplicando una fuerza constante que se puede ajustar. El equipo utilizado en este caso fue KLA Tencor D-120 que permite medir alturas desde algunos nanómetros hasta el milímetro. Se utilizó el perfilómetro para medir la altura del escalón en los pasos de RIE anisotrópico e isotrópico. La velocidad de aguja en todos los casos fue de 0,5 mm/s y la fuerza aplicada de 3 mg. La Figura 5.22 muestra la medición del escalón generado

entre la capa de fotoresina de la segunda litografía y la ventana del canal de un sensor luego del ataque en el SiO₂. La altura lograda fue cercana a los 8 μm que corresponde a la capa de resina y el Si luego de remover la capa de óxido (450 nm). La Figura 5.23 muestra el escalon de 84 μm luego del paso isotrópico para liberar los filamentos.

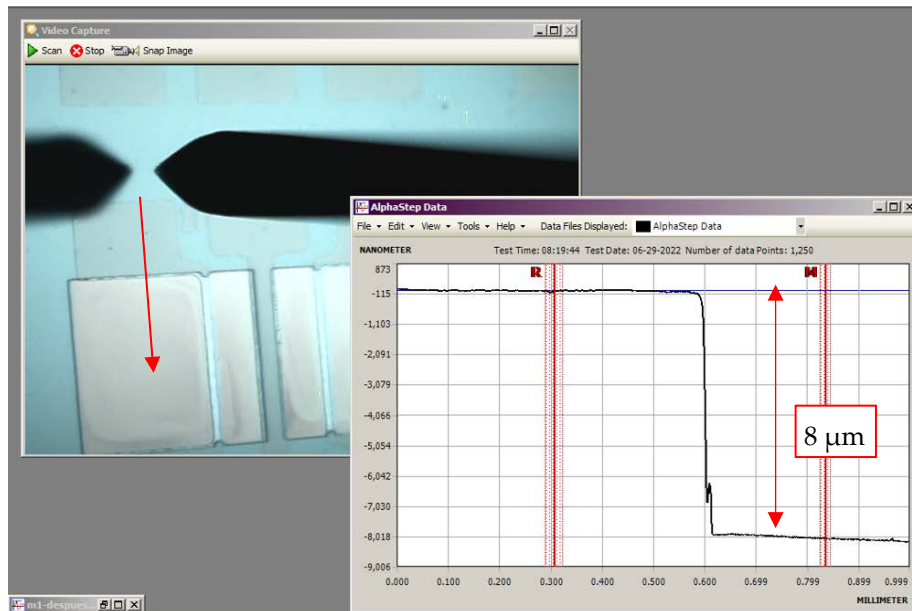


Figura 5.22 – Medición con el perfilómetro luego del paso RIE anisotrópico de SiO₂. Profundidad de canal de aproximadamente 8 μm .

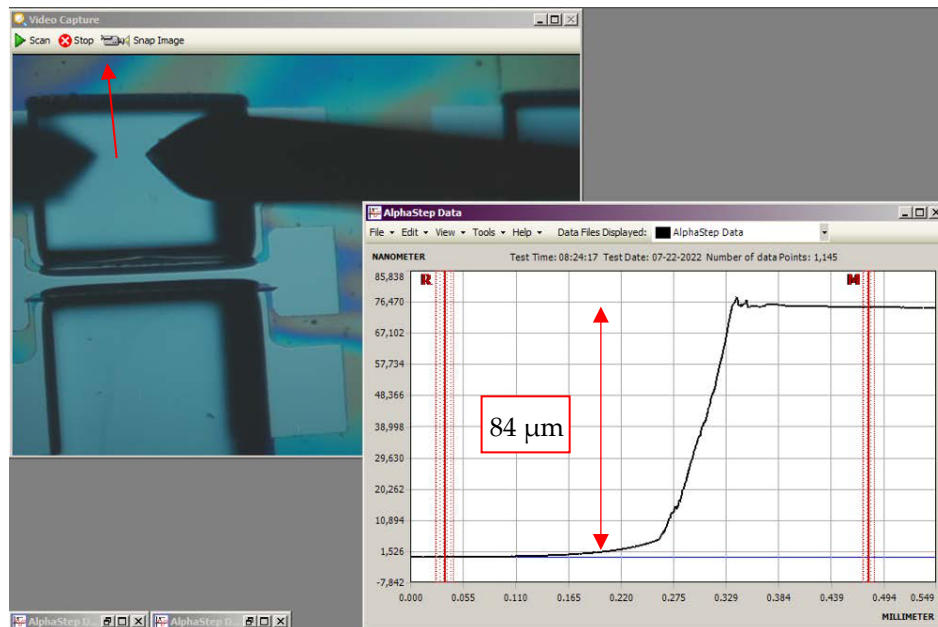


Figura 5.23 – Medición con el perfilómetro de contacto luego de paso RIE isotrópico sobre el Si. Profundidad de canal de aproximadamente 84 μm .

5.3.2. Microscopio Electrónico de Barrido (MEB/SEM)

Se utilizó un Microscopio Electrónico de Barrido (MEB) para verificar el estado de las estructuras y filamentos luego de los pasos de microfabricación. Se corroboró que tanto calefactores como sensores quedaron suspendidos de sus extremos. Se midió la profundidad de canal, ancho de filamentos y estado de las estructuras. En la Figura 5.24 y 5.25 se muestra el ancho de los filamentos y profundidad de canal respectivamente. El ancho de los calefactores fue de entre 120 – 130 μm y los filamentos entre 20 – 30 μm . La variación con los anchos diseñados originalmente en el modelo CAD fue entre el 20 – 30 %. Este error pudo haberse dado por la resolución de la filmina (2540 dpi $\approx$ 10 μm), variaciones e inhomogeneidades en el perfil de la fotoresina y el depósito metálico. La Figura 5.25 muestra una profundidad de canal de aproximadamente 130 μm . Si bien los filamentos en ese sensor presentan deterioros se puede ver claramente el perfil del canal. Otro efecto observado en la mayoría de los sensores es una curvatura en los filamentos como se observa en el superior de la Figura 5.25, debido a tensiones residuales en el SiO_2 y el metal.

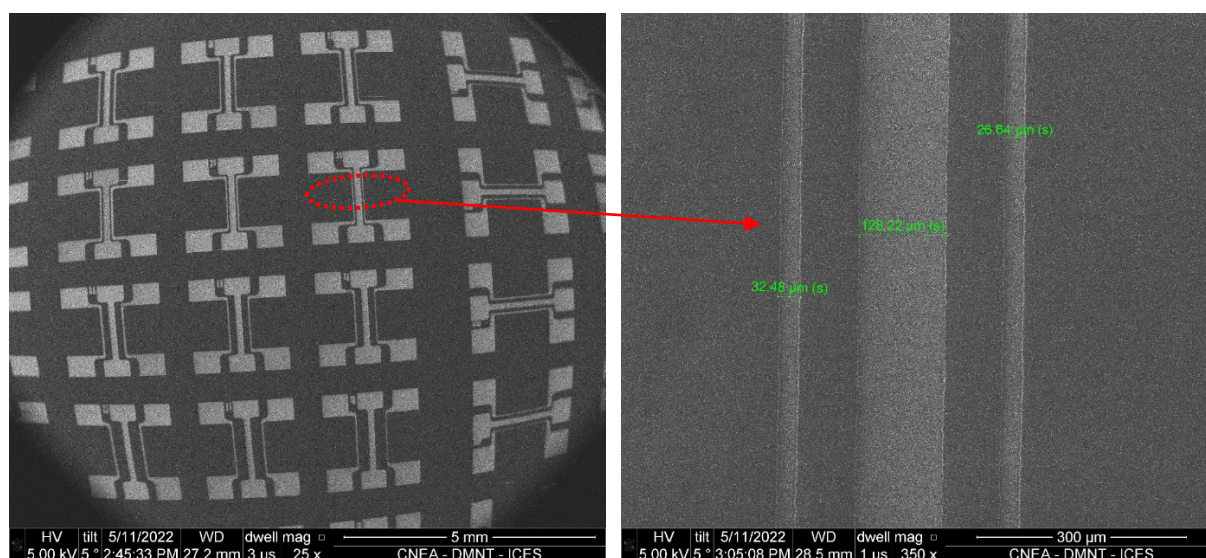


Figura 5.24 – Imágenes de SEM de (a) patrón de sensores transferido a la fotoresina y (b) caracterización de ancho de filamentos. Ancho de calefactor alrededor de los 130 μm y filamentos de 30 μm .

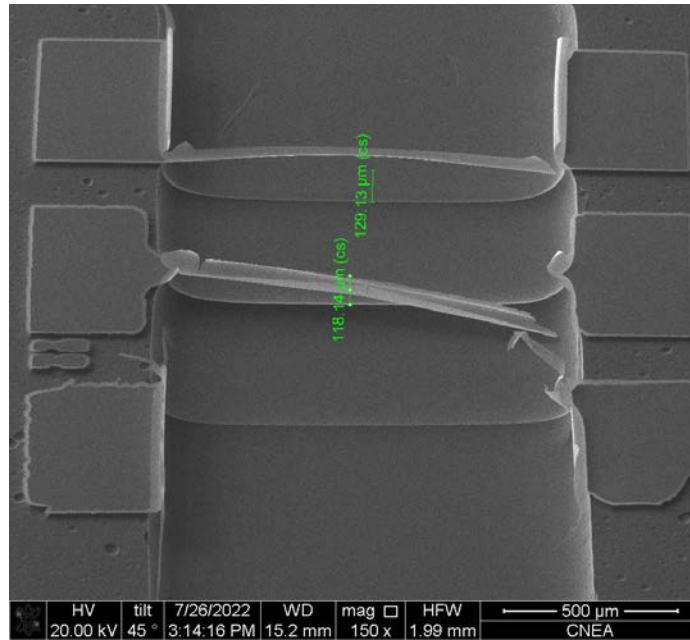


Figura 5.25 – Imagen de SEM del patrón de sensores después del paso RIE isotrópico. Se puede ver una profundidad de canal mayor a 130 μm .

5.4. Caracterización de resistencia eléctrica en los prototipos

La medición de resistencia eléctrica consistió en estimar este parámetro mediante ley de Ohm aplicada a curvas de tensión vs corriente en cada uno de los filamentos de las obleas. Para esto se utilizó una estación de sonda mecánica (Mechanical Probe Station) que consta de sondas y conectores especiales para las dimensiones de las muestras conectadas a equipamiento específico como voltímetros y amperímetros.

5.4.1. Estación de sonda mecánica (Mechanical Probe Station)

La estación de sonda mecánica consta de cuatro micro puntas de tungsteno dispuestas sobre una base metálica magnética que se acopla a una mesa móvil donde se monta el sustrato de silicio. Un microscopio permite ubicar correctamente las puntas sobre los puntos de contacto de cada dispositivo. Toda la estructura se encuentra montada dentro de una jaula de Faraday. En la Figura 5.26 se muestran las imágenes del montaje.

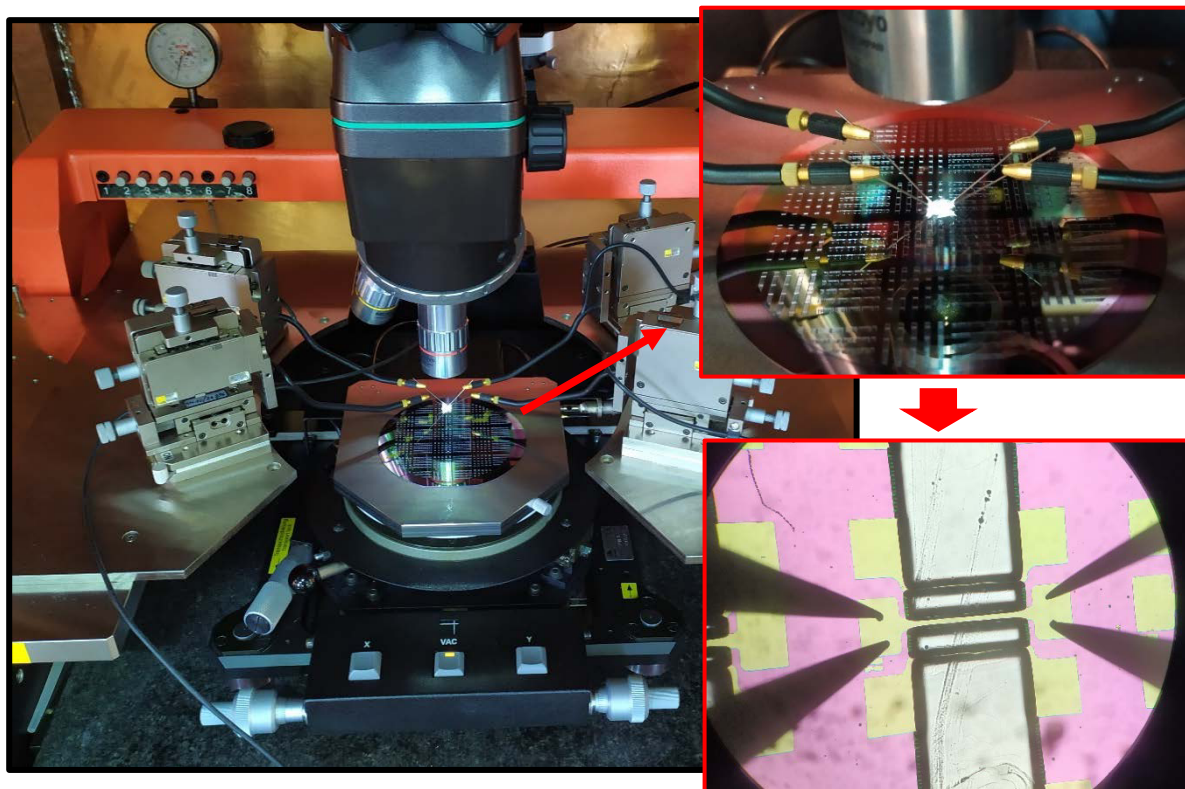


Figura 5.26 – Mechanical Probe Station con la muestra montada.

5.4.2. Resistencia eléctrica de los filamentos

Las mediciones de resistencia eléctrica se llevaron a cabo utilizando las cuatro puntas de la estación. Dos puntas se ubicaron sobre los bornes de conexión de cada filamento para aplicar una diferencia de potencial (entre -20 V y 20 V), y las otras dos se ubicaron de igual manera para medir corriente con un miliamperímetro. La resistencia eléctrica se obtiene de manera indirecta a partir de la Ley de Ohm ($R=V/I$), donde R es la resistencia eléctrica en Ohms, V la diferencia de potencial en Volts e I densidad de corriente eléctrica en Amperes. Se realizaron mediciones tanto de filamentos calefactores como sensores sobre dos de las muestras fabricadas previamente (muestra 2 y 3). Las curvas obtenidas se muestran en la Figura 5.26 (a) y (b). La primera corresponde a la curva de un filamento calefactor de la muestra 2 y la segunda a un sensor.

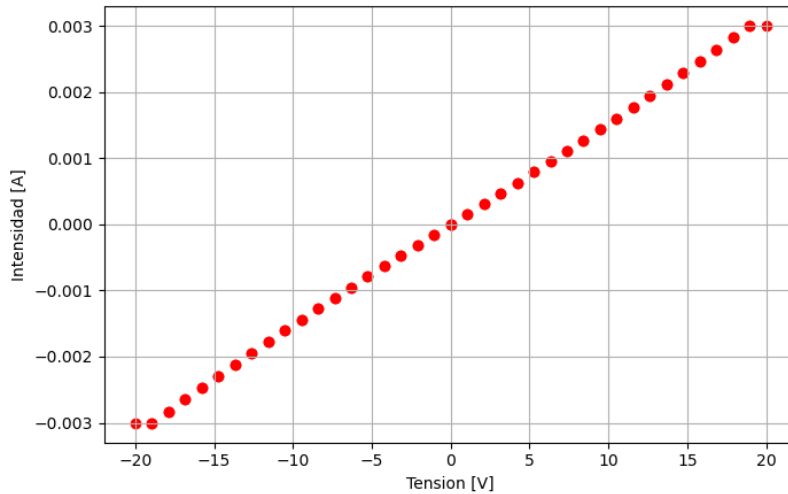


Figura 5.26 (a) – Curva Tensión vs. Intensidad de Corriente para un filamento calefactor de la Muestra 2.

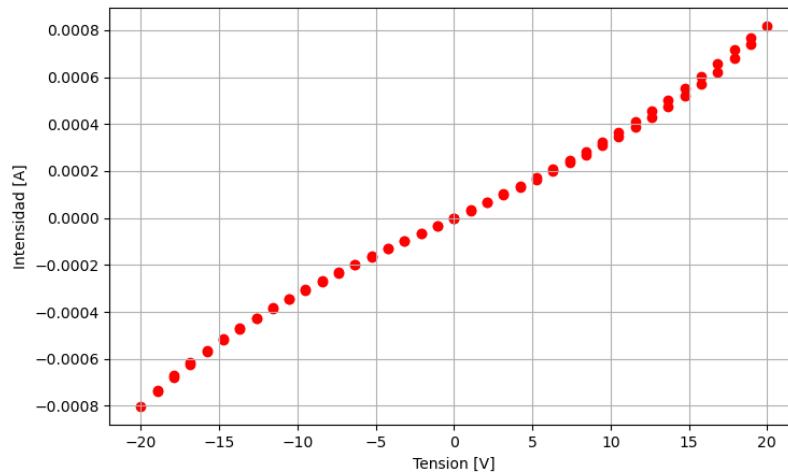


Figura 5.26 (b) – Curva Tensión vs. Intensidad para un filamento sensor de la Muestra 2.

Se promediaron 20 mediciones por cada muestra (oblea de 4'') con el fin de evaluar la dispersión en los prototipos fabricados. La Figura 5.27 muestra los diagramas de caja para los calefactores de la muestra 2 y 3, y los sensores de la muestra 2. Debajo se encuentra la función de distribución de los resultados.

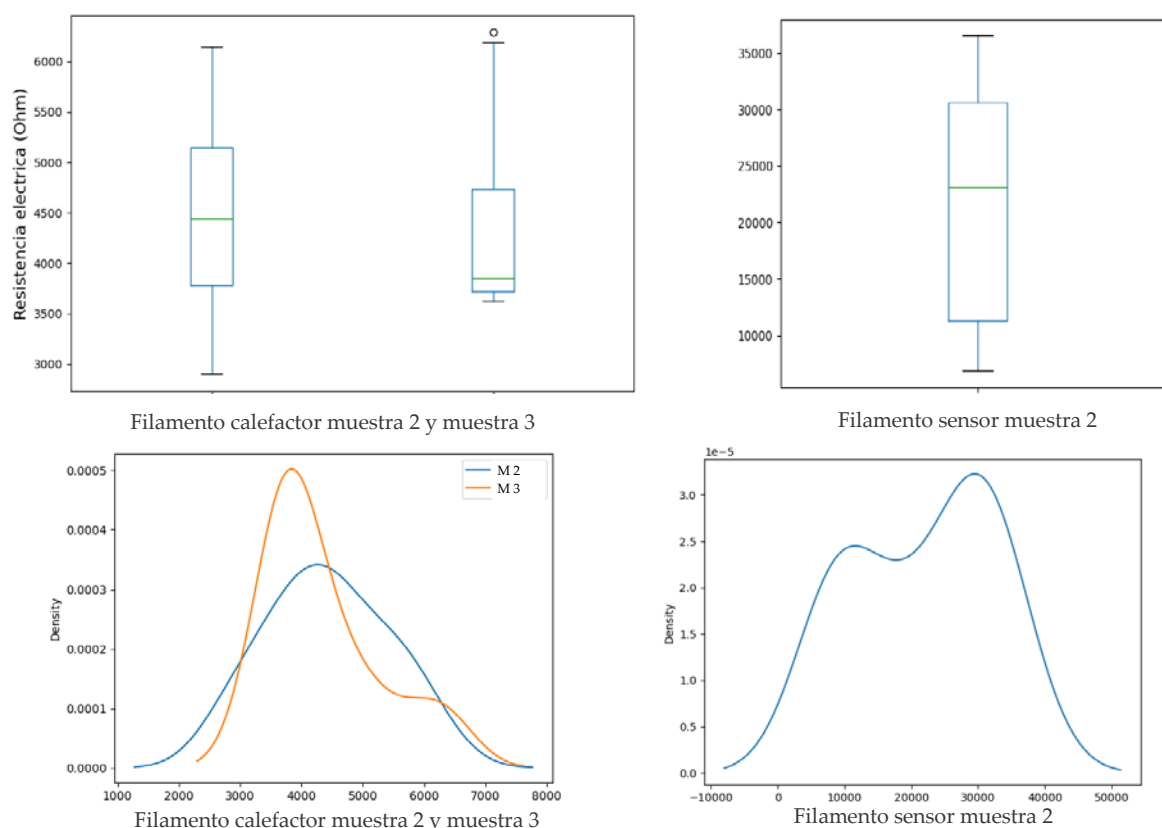


Figura 5.27 - Boxplot y funciones de distribución de resistencia eléctrica de calefactor y sensor. A la derecha calefactores de muestra 2 y 3. A la izquierda sensores de muestra 2.

Se puede observar cómo los filamentos sensores y calefactores de la muestra 3 presentan menos dispersión y una distribución más normal que en la muestra 2. Esto posiblemente se deba a que la muestra 2 resultó con más daños luego del proceso de ataque en seco (Reactive Ion Etching) en la fabricación, por ende, mayor dispersión en los filamentos de la oblea. En la Tabla 5.1 se muestran los valores promedio de resistencia eléctrica junto con la desviación estándar.

Los sensores al ser de un ancho ($10\ \mu\text{m}$) casi 4 veces menor que el calefactor ($100\ \mu\text{m}$) resultaron tener una resistencia mayor, cercana a los $20\ \text{k}\Omega$, frente a $4,5\ \text{k}\Omega$ aproximadamente de los calefactores. Además, el comportamiento fue lineal en el rango de las tensiones aplicadas. La Figura 5.26 (b) muestra una leve curvatura en una medición de un filamento sensor, posiblemente debido al aumento de temperatura. En los calefactores este efecto no se notó.

Otro efecto apreciable es que la resistencia eléctrica de los filamentos tiende a ser mayor en los bordes de la oblea. Esto sucede debido al proceso de depósito del cromo por evaporación, según la hoja de datos del equipo. La máquina utilizada (Qurom3000) posee una cámara cuyas dimensiones no lo suficientemente grandes con respecto a la oblea de 4". Como consecuencia el espesor del depósito es no uniforme siendo hasta un 40% menor en los extremos de la oblea según hoja de datos del equipo. La reducción de espesor de metal implica un filamento con mayor resistencia eléctrica. Además, el depósito no es perfecto y posee una densidad de defectos en su estructura cristalina, que en este caso queda fuera de estudio, pero influye en los valores de resistencia medidos.

Tabla 5.1 – Valores estadísticos de 20 mediciones de resistencia para calefactores y sensor.

	<i>R calefactor</i> <i>M1 (Ω)</i>	<i>R calefactor</i> <i>M5 (Ω)</i>	<i>R sensor</i> <i>M1 (Ω)</i>
count	18	15	16
mean	4768,15	4424,00	21499,66
std	1411,40	980,54	10135,79
min	3628,10	2900,55	6837,45
max	8757,01	6142,58	36522

Los valores simulados de resistencia eléctrica se muestran en la Figura 5.28. Se puede observar el comportamiento lineal de la resistencia eléctrica entre -5 y 5 V. Por fuera de este rango de valores la resistencia aumenta de manera no lineal debido al calentamiento del filamento. Este comportamiento no fue observado en las mediciones en los calefactores, pero si levemente en los sensores y también fuera del rango entre -5 y 5 V (Figura 5.26(a)). Sin embargo, los valores de resistencia medidos resultaron 3 órdenes de magnitud mayores a los simulados, 310 Ω para los sensores y 40 Ω para los calefactores.

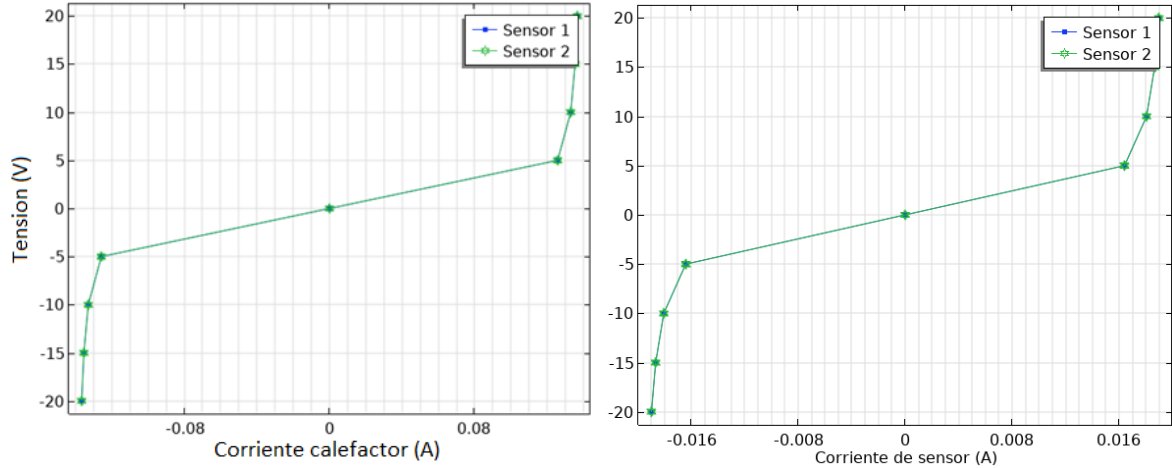


Figura 5.28 - Curva Tensión vs Corriente simulada para calefactor (izquierda) y sensor (derecha). Material: Cromo.

Posiblemente las diferencias se debieron a que en la simulación se consideró un coeficiente de temperatura y resistividad de referencia (ρ) para el Cromo obtenidos de tablas. La resistencia del filamento R se relaciona con la resistividad del material por medio de sus dimensiones:

$$R = \rho \cdot \frac{L}{A} \quad (1)$$

Donde ρ es la resistividad del material en [$\Omega \cdot \text{cm}$], L es el largo de filamento [cm] y A la sección en [cm^2]. Considerando las dimensiones aproximadas de los filamentos calefactores ($0,1 \times 1 \cdot 10^{-4} \times 1 \text{ mm}$) y sensores ($0,01 \times 1 \cdot 10^{-3} \times 1 \text{ mm}$) y los valores de resistencia eléctrica obtenidos es posible estimar la resistividad: $\rho = \frac{(0,1 \times 1 \cdot 10^{-4}) \text{ mm}^2 \cdot 4768 \Omega}{1 \text{ mm}} = 0,04768 \Omega \cdot \text{mm} = 47,68 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{m}$, valor que difiere en dos órdenes de magnitud de los valores de tabla para la resistividad del Cr ($\rho_{Cr} = 20,1 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$). Evidentemente suceden otros fenómenos como pueden ser efectos peliculares o corrientes superficiales que hacen que no se pueda considerar al filamento como un volm.

Para verificar los valores de resistividad se pretenden realizar mediciones complementarias de resistividad de la muestra por el Método de Van Der Pauw [1]. Esta técnica es muy utilizada para medir la densidad de portadores en

semiconductores y también permite estimar la resistencia superficial de una muestra cualquiera sea su forma siempre y cuando se pueda aproximar como bidimensional. Las mediciones requieren que se coloquen cuatro contactos en la muestra como se ve en la Figura 5.29. Se hace circular una corriente entre dos bornes, por ejemplo, entre 1 y 2 (I_{12}), y se mide la diferencia de potencial en 3 y 4 (V_{34}). La resistencia $R_{12,34}$ se calcula a partir de Ley de Ohm ($R_{12,34} = V_{34} / I_{12}$).

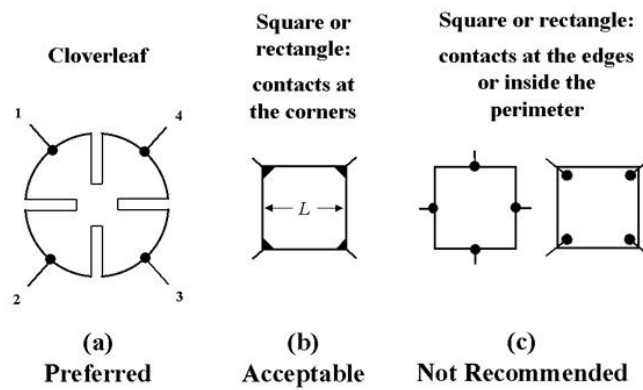


Figura 5.29 – Contactos para medición de resistividad por método de Van Der Pauw.

El mismo procedimiento se utiliza para aplicar una corriente I_{23} , medir la diferencia de potencial (V_{41}) y calcular la resistencia $R_{23,41}$. La resistencia superficial R_s se puede despejar de la fórmula de Van Der Pauw:

$$e^{-\pi R_{12,34}/R_s} + e^{-\pi R_{23,41}/R_s} = 1 \quad (2)$$

La resistencia superficial permite conocer indirectamente la resistividad del material. De esta manera se puede introducir al modelo numérico un valor de resistividad más representativo de la realidad ya que el utilizado fue obtenido de tablas.

5.5. Discusión y análisis de resultados

En términos del proceso se logró estandarizar un procedimiento que aseguró repetibilidad en 4 obleas fabricadas. En el proceso de fotolitografía fue de crucial importancia el tratamiento térmico luego de la exposición UV de la resina para un correcto revelado de las estructuras. En algunos casos este paso se omitió y la resina resultó con daños o incluso las zonas removidas se invirtieron. El revelado fue un paso muy sensible a los de tiempos de inmersión y concentración del revelador. Luego del uso en una oblea la capacidad de solvencia del revelador disminuía notablemente retardando la remoción de la resina. Además, los tiempos de inmersión implicaron siempre de un proceso manual de inspección óptica para determinar la finalización del proceso de revelado, aun cuando el revelador estaba sin uso.

En cuanto a la metalización en todas las obleas se depositó una capa de 100 nm de cromo por ser un material más económico que el platino, para esta etapa de prueba. Por las dimensiones de la evaporadora utilizada el perfil depositado fue de aproximadamente un 40 % menor en los bordes de la oblea de Si (según hoja de datos de la maquina Quorum Q300T D). En el paso de lift-off fue notoria la facilidad y mayor éxito del proceso cuando esta se realizó inmediatamente luego de la metalización. En la Tabla 5.2 se resume el proceso realizado para cada una de las 4 obleas junto con los parámetros de ajuste de cada uno.

Tabla 5.2 – Resumen de las técnicas en el proceso de microfabricación.

<i>Proceso</i>	<i>Muestra 1 (6)</i>	<i>Muestra 2 (1)</i>	<i>Muestra 3 (5)</i>	<i>Muestra 4 (4)</i>
<i>Spin coating</i>	-10 min pre bake a 110 °C -Fotoresina negativa AZ 2070 -3 min a 3000 rpm -Espesor de 7µm			
<i>Fotolitografía</i>	-10 min re humidificación a temperatura. ambiente -Spin coating			

<i>Metalización y lift-off</i>	-1 min post bake a 110 °C			
	-Exposición 10 s a luz UV.			
	-Revelado con AZ 826 por inmersión entre 1:30 y 2:30 min. Con verificación de las estructuras en microscopio óptico.			
	-Depósito de 100 nm de Cr en metalizadora Quorum Q300T D			
<i>RIE (SiO₂) anisotrópico</i>	-Lift off por inmersión en acetona con agitación.			
	-10-30 s en ultrasonido para remover remanente de metal. (opcional)			
	-20 min exposición. Plasma de C ₄ F ₈ con Ar y O ₂ (20-3-3).			
	-Temperatura 0 °C			
<i>RIE (Si) isotrópico</i>	-15 min a 4 °C con plasma SF ₆ RF: 75 W ICP: 350 W	-10 min a 0 °C con plasma SF ₆ RF: 20 W ICP: 400 W -Presión cámara: 20 mTorr	-30 min a 0 °C con plasma SF ₆ (3 pasos de 10 min con 2 min de enfriamiento) RF: 10 W ICP: 350 W -Presión cámara: 15 mTorr	-16 min a -5 °C con plasma SF ₆ (8 pasos de 2 min con 2 min de enfriamiento) RF: 10 W ICP: 350 W -Presión cámara: 20 mTorr
<i>Observaciones</i>	-Resina quemada, solo quedo el sustrato de Si	-Daños en la estructura.	-Liberación de los sensores, pero no los calefactores.	-Liberación de sensores y calefactores.
	-Fuerte anisotropía que elimino por completo el SiO ₂ y el Cr	-Escalón de 75 µm	-Daños en el centro de la oblea	-Sin daños en la oblea
		-Liberación de sensores pero no de calefactores	-Stress residual en los filamentos	-Stress residual en los filamentos
			-Resina sin daños	-Resina sin daños

En general el proceso fue casi el mismo en las 4 obleas hasta el paso de RIE isotrópico. Se notaron diferencias en cuanto a los daños obtenidos en cada oblea luego del proceso. La muestra 1 resulto totalmente dañada donde no solo el Si fue removido sino también la capa de SiO₂ y el Cr depositado. En esta primera prueba se utilizó un tiempo de exposición que tal vez fue demasiado largo (15 min) en donde la muestra y principalmente la resina se sometieron a temperaturas muy elevadas que generaron el desprendimiento de esta última. La temperatura de operación fue de 4 °C y la potencia del generador de RF, que se encarga de mantener el plasma y favorece el bombardeo iónico, fue de 75 W lo cual evidentemente resulto muy agresivo. En la muestra 2 y 3 se repitió el proceso menor potencia de RF (20 W) y una temperatura de 0 °C. Los resultados fueron mejores con algunos daños en el centro de la oblea por la no uniformidad del plasma y algunos filamentos sensores quedaron suspendidos conformando una viga con el sustrato de SiO₂. La presión de la cámara se fijó entre 15 – 20 mTorr. En la muestra 4 se bajó la temperatura a -5 °C y el ataque se realizó en pasos de 2 minutos de ataque con 2 minutos enfriamiento para mantener la estabilidad térmica de la resina. El tiempo total de exposición fue similar a los anteriores (16 min) pero los resultados fueron claramente más satisfactorios. Se obtuvieron canales bien definidos tanto con el calefactor como los sensores liberados y sin ningún tipo de daño en el centro de la oblea (Figura 5.19).

El proceso de fabricación fue muy similar al realizado en estudios previos [13][14][15]. Sin embargo, para liberar los filamentos se utilizó la técnica de ataque en seco (*dry etching*) mientras que en estos estudios previos utilizaron ataque húmedos (*wet etching*) [13][16][17]. En [13], el autor (De Bree) expone además 4 tipos de procesos distintos para construir tanto filamentos suspendidos como vigas en voladizo. En el trabajo de Pjetri [15], se realiza el ataque por medio de RIE para liberar los dispositivos con la diferencia que utilizan una presión de cámara mayor (100 mTorr) y luego finalizan el proceso con un ataque húmedo en hidróxido de potasio (KOH) logrando una profundidad de canal de 250 µm. La Tabla 5.3 muestra una comparación entre los

procesos utilizados en este trabajo de tesis y los utilizados en estudios previos junto con los resultados obtenidos.

Tabla 5.3 – Comparación del proceso de microfabricación con estudios previos.

<i>Autor</i>	<i>LPCVD</i>	<i>PVD</i>	<i>RIE</i> <i>aniso/</i> <i>isotrópico</i>	<i>KOH</i> <i>etching</i>	<i>TMAH</i> <i>etching</i>	<i>Profundidad</i> <i>de canal</i> <i>(μm)</i>	<i>Material</i> <i>de</i> <i>filamento</i>
<i>García, J. J.</i>		✓	✓✓			150 - 200	SiO ₂ /Cr
<i>Pjetri, O.</i>	✓		✓✓	✓		250	SiRN/Cr/Pt
<i>De Bree, E.</i>	✓	✓	✓	✓		240	SiO ₂ /Cr/Pt
<i>Piotto, M.</i>			✓		✓	25	SiO ₂ / Polisilicio/ siliciuro
<i>Li, Zhe.</i>	✓	✓	✓		✓	150	SiO ₂ /Si ₃ N ₄ / SiO ₂ /Ti/Pt

LPCVD: Low Pressure Chemical Vapor Deposition

PVD: Physical Vapor Deposition

TMAH: Tetramethyl Ammonium Hydroxide (Hidróxido de Tetrametilamonio)

KOH: Hidróxido de Potasio

RIE: Reactive Ion Etching

Otro aspecto que se pudo ver en los dispositivos obtenidos fue que los filamentos de SiO₂/Cr presentaron ciertas curvaturas o deformaciones producto de estrés residual. Esto es debido a características intrínsecas del SiO₂, efectos térmicos en algunos procesos como el RIE, porosidad en la microestructura del Cr depositado, presión en el proceso de metalización, entre otros [18][19]. Normalmente se utilizan capas depositadas de otros materiales como Si₃N₄ con una tensión negativa que compense el efecto. En [20] los filamentos fueron conformados por estructuras SiO₂/Si₃N₄/SiO₂/Ti/Pt. En general todos los trabajos previos utilizan algún tipo de combinación de SiO₂ y Si₃N₄ para compensar la tensión y lograr bajas deformaciones

en las micro estructuras [21]. Las capas de Cr o Ti se utilizan para una mejor adhesión del Pt.

5.5.1. Parámetros de control del proceso RIE

Aplicando la técnica RIE se lograron liberar exitosamente los filamentos sensores y calefactores creando un canal debajo de ellos de profundidad $> 150 \mu\text{m}$. Esta etapa fue la que necesito mayor ajuste debido a la complejidad de la técnica ya que involucra varios procesos en simultaneo como se explicó en párrafos anteriores (generación de plasma, reacciones químicas, etc). Luego de varias pruebas se logró caracterizar el proceso y en la Tabla 5.4 se resume como afecta el aumento de los parámetros más importantes en el comportamiento isotrópico o anisotrópico de la técnica.

Tabla 5.4 – Comportamiento isotrópico o anisotrópico en función del aumento de los parámetros del proceso RIE.

RIE	Isotropía	Anisotropía	Observaciones
Potencia RF (↑)	↓↓	↑↑	(↓) Estabilidad del plasma entre 10 y 20 W
Potencia ICP (↑)	-	-	Plasma estable
Temperatura (↑)	↑	↓	(↑↑) daños en la fotoresina protectora
Presión de cámara de vacío (↑)	↑	↓	-
O₂ (↑)	↓↓	↑↑	-
Tiempo de exposición (↑)	-	-	(↑↑) daños en la fotoresina y sustrato

↑: aumenta; ↓: disminuye; ↑↑: aumenta mucho; ↓↓: disminuye mucho

Si bien por un lado disminuir la temperatura y la presión de la cámara afectó a la isotropía del proceso, por otro favorece a preservar en mejores condiciones la fotoresina y el sustrato. Simplemente el proceso fue más lento y se dieron pasos cortos de tiempo de exposición de 2 min con igual tiempo de enfriamiento entre cada uno. En el trabajo de Pjetri utilizan una presión de cámara mayor, cercana a los 100 mTorr, sin embargo, no terminan de liberar los filamentos con RIE sino con un ataque húmedo en KOH [15].

Finalmente, se utilizó una Probe Station con cuatro micro sondas para trazar curvas de tensión vs corriente a cuatro puntas y estimar la resistencia eléctrica de los filamentos por ley de Ohm. Los resultados mostraron valores de resistencia tres órdenes de magnitud mayores a los simulados. Sin embargo, las curvas tienen similitud la linealidad dentro de un rango de tensiones y el cambio de resistividad producto del calentamiento del filamento para tensiones elevadas. Las diferencias pueden deberse a efectos peliculares en los filamentos reales que no estuvieron contemplados en el modelo numérico. Como consecuencia el valor de resistencia real fue mayor. El depósito de metal tiene cierto grado de imperfecciones en la estructura cristalina final y seguramente existan defectos presentes. La densidad de defectos pretende ser caracterizada con mayor profundidad en etapas futuras mediante técnicas de Rayos X. Como complemento es posible realimentar el modelo numérico con valores experimentales obtenidos. La resistividad del metal utilizado (en este caso Cromo) fue obtenida de tablas, pero se puede estimar experimentalmente con métodos como el de Van Der Pauw (resistividad) o método de 4 puntas para resistencia superficial en películas delgadas bidimensionales.

La dispersión de los valores de resistencia fue más grande en la oblea que había sufrido mayores daños en el proceso de ataque en seco en la microfabricación. Además, el depósito de metal (debido a las características de la maquina evaporadora) resulto con menor espesor en los bordes de la oblea que en el centro, generando valores de resistencia más elevados en los filamentos de la periferia.

Queda como trabajo futuro la instrumentación electrónica (puente de Wheatstone, amplificador diferencial, etc) para llevar a cabo mediciones de diferencial de resistencia entre filamentos sensores y así poder realizar pruebas en presencia de flujos de aire y ondas acústicas.

5.6. Conclusiones

En este capítulo se expusieron las técnicas constructivas para desarrollar los prototipos de sensor de velocidad de partículas con técnicas de microfabricación en sala limpia. Se lograron construir dispositivos de 3 filamentos con un calefactor central y dos filamentos sensores a ambos lados. Cada etapa del proceso fue caracterizada en base a recetas previas y optimizada para esta aplicación en particular. Dentro de los aspectos más relevantes en cada etapa se pueden mencionar:

- En la etapa de fotolitografía fue de vital importancia el tratamiento térmico luego de la exposición (*Post Exposure Baking*) para definir correctamente el perfil negativo del depósito de fotoresina y que el revelado del patrón resulte sin daños. El tiempo de inmersión en el revelador fue un paso de fino ajuste para evitar la sobre exposición de la resina y daños en su estructura.
- La metalización no tuvo mayores inconvenientes ya que los espesores en función de tiempos de exposición fueron calibrados previamente. El lift-off por inmersión de la oblea en acetona resultó más eficiente cuando este se hizo inmediatamente después de la metalización. Algunas obleas quedaron con metal remanente cuando el lift-off se realizó pasadas las 24 hs.
- La segunda litografía tuvo el desafío de alinear la máscara con los dispositivos metálicos. Algunas diferencias de espesores se encontraron entre los filamentos y la máscara debido a la calidad de las impresiones de las filminas que estuvo en el orden del ancho de los filamentos sensores. La técnica de escritura directa permitiría mejorar la resolución de la máscara en versiones futuras.
- El ataque en seco o *dry etching* mediante RIE fue el paso más difícil de ajustar debido a la complejidad de la técnica ya que involucra varios fenómenos, plasma, reacciones químicas, bombardeo iónico, etc. La estabilidad mecánica de la resina se vio afectada por la temperatura y presión de la cámara. Los mejores resultados, que permitieron liberar los filamentos y dejarlos

suspendidos, se lograron a temperaturas bajo cero y potencias bajas de RF, con intervalos cortos de exposición y enfriamiento entre intervalos.

En términos generales se lograron desarrollar satisfactoriamente los sensores de velocidad de partículas. Una ventaja del método de construcción es que de una sola oblea de 4 pulgadas se pudieron desarrollar decenas de sensores al mismo tiempo. Esta es una ventaja que reduce costos y tiempo de fabricación. Se presentaron las mediciones de resistencia eléctrica en los filamentos metálicos y la comparación con los resultados de la simulación numérica.

5.7. Referencias

- [1] M. J. Madou, *Fundamentals of Microfabrication and Nanotechnology, Volume II*. 2018.
- [2] MicroChemicals, "Application notes - Spin-Coating," *Datasheet*, 2019.
- [3] H. Jansen, H. Gardeniers, M. De Boer, M. Elwenspoek, and J. Fluitman, "A survey on the reactive ion etching of silicon in microtechnology," *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 6, no. 1, pp. 14–28, 1996, doi: 10.1088/0960-1317/6/1/002.
- [4] M. Kazar Mendes, C. Ghouila-Houri, S. Hammami, T. Arnoult, P. Pernod, and A. Talbi, "Optimization of Reactive-Ion Etching (RIE) parameters to maximize the lateral etch rate of silicon using SF₆/N₂ gas mixture: An alternative to etching Si in MEMS with Au components," *Mater. Lett.*, vol. 285, no. xxxx, p. 129058, 2021, doi: 10.1016/j.matlet.2020.129058.
- [5] X. Li *et al.*, "Effects of Ar and O₂ additives on SiO₂ etching in C₄F₈-based plasmas," *J. Vac. Sci. Technol. A Vacuum, Surfaces, Film.*, vol. 21, no. 1, pp. 284–293, 2003, doi: 10.1116/1.1531140.
- [6] F. Paschen, "Ueber die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz," *Ann. Phys.*, vol. 273, no. 5, pp. 69–96, 1889, doi: 10.1002/andp.18892730505.
- [7] S. Franssila, L. Sainiemi, and M. Oy, "Encyclopedia of Microfluidics and Nanofluidics," *Encycl. Microfluid. Nanofluidics*, pp. 1–13, 2013, doi: 10.1007/978-3-642-27758-0.
- [8] L. Lin, X. Jing, F. Liu, W. Yin, D. Yu, and L. Cao, "Deep dry etching of fused silica using C₄F₈/Ar inductively coupled plasmas," *J. Mater. Sci. Mater. Electron.*, vol. 28, no. 1, pp. 480–486, 2017, doi: 10.1007/s10854-016-5546-6.
- [9] J. W. Bartha *et al.*, "Low temperature etching of Si in high density plasma using SF₆/O₂," vol. 27, pp. 453–456, 1995.
- [10] V. H. Dibeler and F. L. Mohler, "Dissociation of SF₆, CF₄, and SiF₄ by electron impact," *J. Res. Natl. Bur. Stand. (1934).*, vol. 40, no. 1, p. 25, 1948, doi: 10.6028/jres.040.014.
- [11] R. Knizikevičius and V. Kopustinskas, "Anisotropic etching of silicon in SF₆ plasmaz," *Vacuum*, vol. 77, no. 1, pp. 1–4, 2004, doi: 10.1016/j.vacuum.2004.07.063.
- [12] C. J. D. Craigie, T. Sheehan, V. N. Johnson, S. L. Burkett, A. J. Moll, and W. B. Knowlton, "Polymer thickness effects on Bosch etch profiles," *J. Vac. Sci. Technol. B Microelectron. Nanom. Struct.*, vol. 20, no. 6, pp. 2229–2232, 2002, doi: 10.1116/1.1515910.

- [13] H.-E. de Bree, *The microflown*. 1997.
- [14] O. Pjetri, R. J. Wiegerink, T. S. J. Lammerink, and G. J. M. Krijnen, "A 2D acoustic particle velocity sensor with perfectly orthogonal sensitivity directions," *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 246, pp. 28–34, 2016, doi: 10.1016/j.sna.2016.04.023.
- [15] O. Pjetri, R. J. Wiegerink, T. S. J. Lammerink, and G. J. M. Krijnen, "A crossed-wire 2-dimensional acoustic particle velocity sensor," *Proc. IEEE Sensors*, pp. 1–4, 2013, doi: 10.1109/ICSENS.2013.6688318.
- [16] T. S. J. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, "Micro-liquid flow sensor," vol. 38, pp. 45–50, 1993.
- [17] M. Piotta, A. Ria, D. Stanzial, and P. Bruschi, "Design and Characterization of Acoustic Particle Velocity Sensors Fabricated with a Commercial Post-CMOS MEMS Process," *2019 20th Int. Conf. Solid-State Sensors, Actuators Microsystems Eurosensors XXXIII, TRANSDUCERS 2019 EUROSENSORS XXXIII*, no. June, pp. 1839–1842, 2019, doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2019.8808548.
- [18] H. Leplan, B. Geenen, J. Y. Robic, and Y. Pauleau, "Residual stresses in evaporated silicon dioxide thin films: Correlation with deposition parameters and aging behavior," *J. Appl. Phys.*, vol. 78, no. 2, pp. 962–968, 1995, doi: 10.1063/1.360290.
- [19] J. A. Thornton, "Internal Stresses In Sputtered Chromium," vol. 40, pp. 355–363, 1977.
- [20] Z. Li, W. Chang, C. Gao, and Y. Hao, "Three-hot-wire acoustic particle velocity sensor with improved detection capability," *Electronics Letters*, vol. 55, no. 4, pp. 201–202, 2019, doi: 10.1049/el.2018.7680.
- [21] M. O. Cho, W. Jang, and S. H. Lim, "Fabrication and evaluation of a flexible mems-based microthermal flow sensor," *Sensors*, vol. 21, no. 23, 2021, doi: 10.3390/s21238153.

Conclusiones generales

El desarrollo de la presente tesis implicó un trabajo con diversas tareas y desafíos, desde la simulación numérica para elaborar un modelo que permitió predecir el comportamiento de los dispositivos propuestos hasta la construcción física de prototipos en sala limpia. Luego del todo el proceso se pudieron cumplir los objetivos propuestos en la tesis de diseñar y elaborar un sensor térmico para mediciones de velocidad de partículas acústicas. Cada etapa propuso distintos retos, algunos resueltos y otros aún por resolver en trabajos futuros, pero que permitieron extraer las siguientes conclusiones:

- La simulación numérica fue una etapa importante para estudiar el principio de funcionamiento de los sensores térmicos y evaluar la respuesta en términos del ΔT entre filamentos en presencia de un flujo de aire. El diseño de tres filamentos, con dos filamentos sensores y calefactor central, mostró mayor sensibilidad que el de dos filamentos. Los parámetros geométricos del dispositivo fueron influyentes en la sensibilidad en función de la frecuencia, observando en todos los casos una frecuencia esquina que define un comportamiento del tipo filtro pasa bajos. A mayor separación entre sensores se encontró que la sensibilidad en bajas frecuencias aumenta, pero la frecuencia esquina también disminuye, acotando la respuesta. El calor específico del metal empleado en los filamentos define la limitante en la respuesta del dispositivo en alta frecuencia. Un calor específico bajo como el del Pt, permite que el filamento pueda aumentar y disminuir su temperatura con menor energía siguiendo las variaciones de flujo de aire que implica una onda acústica de alta frecuencia. Disminuir el espesor también colabora a reducir la masa térmica, por este motivo los filamentos se definieron con una altura del orden de los nanómetros.

- La microfabricación implicó la revisión minuciosa de algunos pasos que fueron críticos. En ese sentido ciertos aspectos del proceso fueron bastante artesanales, como el revelado de la resina o el ataque en seco. La fotoresina, al ser un polímero, mostró variaciones en su estructura mecánica cuando la temperatura ambiente cambiaba o los tiempos de exposición a luz UV no eran los adecuados. En todos los casos el tratamiento térmico posterior fue de vital importancia para asegurar la unión cruzada (*crosslink*) de las cadenas poliméricas en las zonas expuestas a UV y que la estructura resultante luego del revelado no presentara grietas. El ataque en seco (RIE) fue el proceso más difícil de ajustar ya que implicó un bombardeo iónico que según la potencia de la bobina causó daños sobre zonas indeseadas. La reacción química del paso isotrópico implicó la formación de productos volátiles entre el Si y el SF₆, proceso activado por difusión. Por este motivo la liberación de los filamentos fue más efectiva en los sensores con mayor separación que los de menor, ya que en estos últimos la ventana para difundir los productos volátiles era mas pequeña. Bajar la temperatura del proceso favoreció a preservar la estructura mecánica de la fotoresina y la oblea en general. La caracterización de la profundidad de canal se llevó a cabo con un perfilómetro de contacto y las dimensiones de filamentos con un microscopio electrónico de barrido (SEM).
- En la etapa de medición se establecieron los lineamientos para caracterizar los dispositivos construidos. La resistencia eléctrica de los filamentos de Cr resultó en valores más elevados que los simulados, lo que supone que la resistividad considerada en el modelo numérico subestima al valor real. Considerando que la inclusión de defectos en la estructura cristalina del metal depositado reduce la movilidad de electrones, tiene sentido pensar que los valores experimentales sean mayores que los extraídos de tabla. La resistividad también depende de la composición o la inclusión de impurezas

sustitucionales de distinta valencia (Linde's Law). Posiblemente el cromo haya resultado dopado con algún elemento, u oxido en el proceso térmico, o los defectos como vacancias y distorsiones en la red cristalina redujeron la movilidad de electrones, lo que ocasionó que los valores de resistividad fueran más elevados que los ideales. Se prevén mediciones a futuro para caracterizar la resistividad del material, como el método de Van Der Pauw, y también mediciones de diferencial de resistencia en presencia de flujos de aire y ondas acústicas.

Trabajos futuros

Estrés residual en los filamentos

El estrés residual de los filamentos generó que estos se resultaran con deformaciones luego del proceso de liberación. Este efecto sin embargo era esperable ya que se sabía previamente que la capa de óxido térmico de las obleas (SiO_2) tendría una tensión residual debido al proceso térmico. La capa de metal depositado quedó sometida a esta tensión e incluso también pudo haberla incrementado. Este fenómeno se puede minimizar generando capas de óxidos con estrés negativo que compensen el efecto con el fin que los filamentos queden suspendidos como vigas rectas sin deformaciones. Existen en el mercado obleas libres de estrés, pero su costo es muy más elevado al de las obleas empleadas en este trabajo. Una estrategia que se planea utilizar para los dispositivos futuros (aprovechando que en las instalaciones de CNEA se cuenta con la tecnología necesaria) es agregar una capa de nitruro de silicio sobre las obleas nuevas que compense el estrés del dióxido de silicio.

Diferencial de resistencia en presencia de un flujo de aire

Para poder cuantificar la respuesta del sensor en presencia de una onda acústica se pretende elaborar un sistema de medición con un flujo de aire o gas N_2 a través de un tubo perpendicular a los filamentos. Utilizando un caudalímetro es posible calibrar la velocidad de flujo del gas y evaluar el diferencial de resistencia eléctrica del sensor en la Probe Station. Con un par de puntas se debe hacer circular una corriente eléctrica por el calefactor para llevarlo a una temperatura entre 200-400 °C. Con el otro par de puntas se mide la resistencia eléctrica de cada filamento. Se repite el procedimiento para distintas velocidades de flujo DC y luego para ondas acústicas en un rango de frecuencias de 1-10 kHz.

Implementación electrónica

Para instrumentar los filamentos del sensor es necesario utilizar algún circuito que permita la medición diferencial de resistencia eléctrica. El circuito más común y simple para este propósito es el puente de Wheatstone [2]. El circuito originalmente se pensó para medir el valor de una resistencia desconocida en función de otras conocidas. El circuito consta de 4 resistencias donde se mide la diferencia de potencial entre dos puntos como se muestra en la Figura 6.1. En este caso dos de las resistencias de los laterales serían los filamentos sensores y la otra rama resistencias conocidas. En ausencia de flujo de aire ambos filamentos poseen una resistencia similar y la diferencia de potencial entre D y B es cercana a cero. En presencia de un flujo de aire habrá un diferencial de resistencia entre los filamentos ocasionando una diferencia de potencial entre D y B.

Otra opción es un amplificador diferencial como se muestra en la Figura 6.6. En este caso la tensión de salida depende de la diferencia en las resistencias de base de dos transistores configurados en espejo. Otras variaciones de estos dos circuitos se exponen en [3].

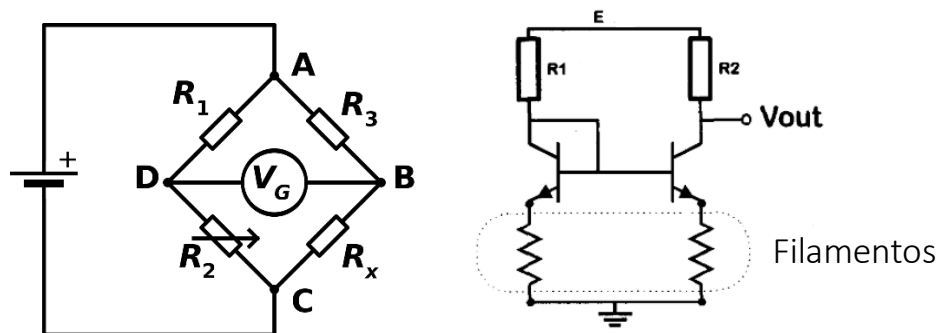


Figura 6.1 – Circuitos para medición de diferencial de resistencia eléctrica. Puente de Wheatstone (izquierda) y amplificador diferencial (derecha).

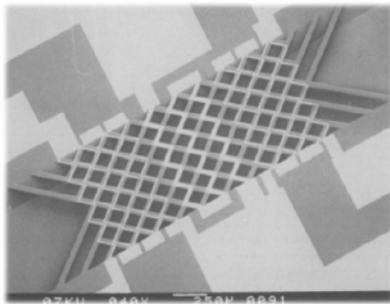
Se planea diseñar también una etapa de preamplificación para acondicionar la señal a niveles de tensión estándares y compatibles con sistemas de adquisición de datos

comerciales. Una vez el dispositivo final este construido se podrá calibrar mediante técnicas mencionadas en la bibliografía como el método de tubo de impedancias [5].

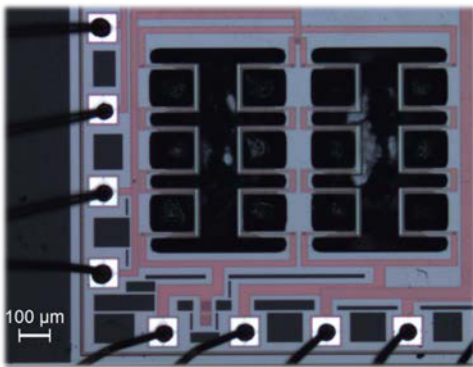
Diseños multifilamento

Algunos diseños de sensor con varios filamentos se plantean en la literatura y se muestran en la Tabla 6.2. Resulta de interés evaluar arreglos o *arrays* de filamentos que permitan mejorar las prestaciones y respuesta de los dispositivos en términos de la sensibilidad, principalmente con un enfoque en bajas frecuencias e infrasonido.

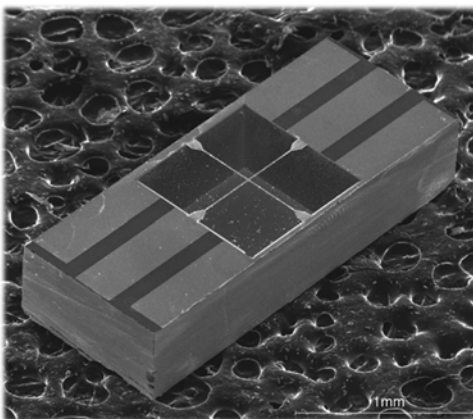
Tabla 6.2 – Diseños de sensores térmicos propuestos por distintos autores.



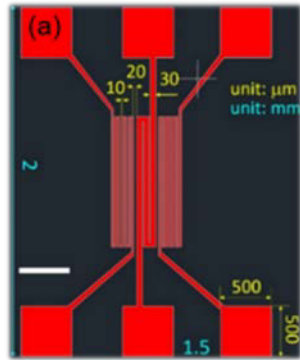
Lammerink [4]



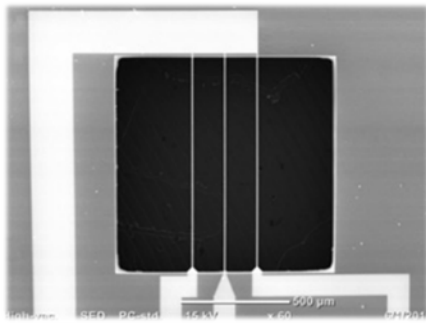
Piotto [5]



Pjetri [6]



M. Cho [7]



Li Zhe [8]

Referencias

- [1] N. Ngo, H. Niu, P. Bharadwaj, H. Bhatti, and S. Adhikari, "Van der Pauw Resistivity Measurement," no. March, pp. 3–6, 2017, doi: 10.13140/RG.2.2.23468.67208.
- [2] H. V. J. H.E. de Bree, P.J. Leussink, M.T. Korthorst, Ylva Backlund, "The Wheatstone Gadget: a simple circuit for the measuring differential resistance variations," *6th Micromechanics Eur. Work. MME 1995 - Copenhagen, Denmark Durat. 3 Sep 1995 → 5 Sep 1995 Conf. number 6*, no. June 2014, pp. 1–4, 1995.
- [3] H.-E. de Bree, *The Microflow E-Book*, no. January 1997. 1997.
- [4] T. S. J. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, "Micro-liquid flow sensor," vol. 38, pp. 45–50, 1993.
- [5] M. Piotto, A. Ria, D. Stanzial, and P. Bruschi, "Design and Characterization of Acoustic Particle Velocity Sensors Fabricated with a Commercial Post-CMOS MEMS Process," *2019 20th Int. Conf. Solid-State Sensors, Actuators Microsystems Eurosensors XXXIII, TRANSDUCERS 2019 EUROSENSORS XXXIII*, no. June, pp. 1839–1842, 2019, doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2019.8808548.
- [6] O. Pjetri, R. J. Wiegerink, T. S. J. Lammerink, and G. J. M. Krijnen, "A 2D acoustic particle velocity sensor with perfectly orthogonal sensitivity directions," *Sensors Actuators, A Phys.*, vol. 246, pp. 28–34, 2016, doi: 10.1016/j.sna.2016.04.023.
- [7] M. O. Cho, W. Jang, and S. H. Lim, "Fabrication and evaluation of a flexible mems-based microthermal flow sensor," *Sensors*, vol. 21, no. 23, 2021, doi: 10.3390/s21238153.
- [8] Z. Li, W. Chang, C. Gao, and Y. Hao, "Three-hot-wire acoustic particle velocity sensor with improved detection capability," *Electronics Letters*, vol. 55, no. 4. pp. 201–202, 2019, doi: 10.1049/el.2018.7680.