

TESIS
MAESTRÍA EN INGENIERÍA

**SENSORES DE TENSION DE CORTE EN
PARED PARA USO EN GASES**

Ing. Orlando Darío Osorio

Dr. Nicolás Silin

DIRECTOR

Instituto Balseiro
Comisión Nacional de Energía Atómica
Universidad Nacional de Cuyo
San Carlos de Bariloche, Marzo de 2010

A Sabrina mi Amor
A mis padres

RESUMEN

La interacción entre un fluido y un sólido se debe a tensiones normales o presiones y tensiones tangenciales o de corte. El estudio de la tensión de corte en las paredes que limitan un flujo es un área de gran interés en la Mecánica de Fluidos y en la Transferencia de Calor. Sin embargo su medición es compleja y se limita por lo general a dispositivos experimentales. En este contexto el desarrollo de un sensor de tensión de corte de fácil aplicación es sumamente interesante tanto para la actividad de laboratorio como para aplicaciones industriales.

Una técnica de medición de la tensión de corte en la pared, que se destaca por su simplicidad de aplicación y precisión, consiste en el uso de un sensor cuya resistencia eléctrica es función de la temperatura que a su vez depende de la transferencia de calor por convección entre el sensor y el fluido que lo rodea. El propósito de este trabajo, realizado en el Laboratorio de Termohidráulica del Centro Atómico Bariloche, es presentar una metodología de construcción y caracterización de tales sensores. Con este objetivo se diseñaron e implementaron varios dispositivos asociados, entre ellos una electrónica cuya función es mantener al sensor a temperatura constante mejorando así sus características dinámicas, y un dispositivo de calibración que permite la evaluación de los sensores.

Para la puesta a punto de la electrónica de medición se fabricaron sensores de hilo caliente ya que el comportamiento de este tipo de sensores se encuentra bien caracterizado. Se realizó un análisis de diferentes opciones de construcción tanto del sensor de hilo caliente como de la electrónica, cubriendo los aspectos principales de elaboración de ambos. El diseño adoptado es sencillo, de bajo costo y gran flexibilidad en cuanto a su uso y modificación.

Posteriormente, se diseñó y construyó un dispositivo de calibración de sensores de tensión de corte. Se realizaron simulaciones numéricas del mismo con el fin de constatar su desempeño en distintos casos críticos.

Como ejemplo práctico se describe la fabricación e implementación de un sensor de tensión de corte de sección rectangular mediante tecnología MEMS y se realiza su caracterización. Sobre este sensor se llevaron a cabo pruebas dinámicas y estáticas de tensión de corte mediante el dispositivo calibrador.

ABSTRACT

The interaction between a fluid and a solid is due to normal stresses, or pressures, and tangential stress, or shear stresses. The study of shear stress on the walls that limit a flow is an area of great interest in Fluid Mechanics and Heat Transfer. However, its measurement is complex and is generally limited to experimental devices. In this context the development of a shear stress sensor of easy application is extremely interesting both for the laboratory activity and for industrial applications.

A technique of measurement of wall shear stress, which stands out for its simplicity of implementation and accuracy, is the use of a sensor whose electrical resistance is a function of its temperature which in turn depends on the convection heat transfer between the sensor and the fluid surrounding. The purpose of this work, done in the Laboratorio de Termohidráulica of the Centro Atómico Bariloche, is to present a methodology for construction and characterization of such sensors. For this purpose, several associated devices were designed and implemented, including an electronic circuit whose function is to keep the sensor at constant temperature and thus improve its dynamic characteristics, and a calibration device that allows the sensor evaluation.

For the tuning of the measuring electronics hot wire sensors were fabricated, as the behavior of this kind of sensors is well characterized. An analysis of different fabrication options for both the hot wire sensor and electronics was done, covering the main aspects of construction of both. The design adopted is simple, has low cost and high flexibility in its use and modification.

Subsequently, a calibration device for shear stress sensors was designed and built. Also, numerical simulations were performed in order to identify the performance of this apparatus in different critical cases.

As a practical example, the fabrication, implementation and characterization of a shear stress sensor of rectangular section fabricated with MEMS technology, is described. On this sensor dynamic and static tests of wall shear stress were conducted by means of the calibration device.

CONTENIDOS

CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS.....	3
1.1 Introducción	3
1.2 Conceptos y definiciones	6
1.2.1 Tensión de corte.....	6
1.3 Medición de la tensión de corte en la pared	10
1.3.1 Sensores mecánicos y electromecánicos	11
1.3.2 Sensores químicos	15
1.3.3 Sensores térmicos.....	16
1.4 Objetivos	20
1.5 Lugar de Trabajo	22
1.6 Estructura de la Tesis	22
CAPÍTULO 2 DISPOSITIVOS EXPERIMENTALES.....	25
2.1 Introducción a la Anemometría Térmica.....	26
2.2 Principio de medición	27
2.2.1 Circuito de control.....	28
2.2.2 Sensores de hilo caliente.....	29
2.2.3 Respuesta dinámica del anemómetro de hilo caliente de temperatura constante.....	32
2.2.4 Modelo térmico del sensor.....	34
2.3 Fabricación del anemómetro de hilo caliente de temperatura constante	39
2.3.1 Fabricación de sensores de hilo caliente.....	40
2.3.1.1 Montaje del Sensor.....	41
2.3.1.2 Decapado del hilo sensor.....	43
2.3.1.3 Lavado del sensor.....	44
2.3.2 Electrónica de un Anemómetro de hilo caliente de temperatura constante.....	46
2.3.2.1 Modo Balance.....	47
2.3.2.2 Modo Operación.....	48
2.3.2.3 Detalles de implementación.....	48
2.4 Resultados	49
2.4.1 Respuesta en Frecuencia	49
2.4.1.1 Prueba de onda cuadrada.....	50
2.4.1.2 Prueba con onda senoidal	52
2.4.2 Densidad espectral de Potencia.....	53
2.4.2.1 Mediciones y resultados	55
2.4.3 Otros aspectos.....	56
2.5 Conclusiones acerca del anemómetro construido.....	56
2.6 Introducción al desarrollo del sensor de tensión de corte en la pared	57
2.7 Fabricación del sensor de tensión de corte.....	58
2.7.1 Fabricación de MEMS.....	58
2.7.1.1 Litografía.....	60
2.7.2 Resultados de la fabricación del sensor de tensión de corte.....	61
2.7.2.1 Procedimiento de ensamblado del sensor	62
2.7.2.2 Otros aspectos	64
CAPÍTULO 3 DISPOSITIVO CALIBRADOR.....	66
3.1 Introducción	67
3.2 Modelo y ecuaciones.....	68
3.2.1 Solución en series de potencia de Stewartson.....	68
3.3 Construcción del dispositivo	74
3.4 Puesta a punto del sistema experimental.....	76
3.4.1 Ajuste de horizontalidad del disco superior.....	77
3.4.2 Balanceo	78
3.4.2.1 Procedimiento.....	79
3.4.2.2 Resultados del balanceo	81

3.4.3	<i>Ajuste del espacio entre los discos.....</i>	82
3.4.4	<i>Otros aspectos.....</i>	84
3.5	Prueba sobre el dispositivo experimental.....	86
CAPÍTULO 4 SIMULACIONES NUMÉRICAS DEL DISPOSITIVO CALIBRADOR		88
4.1	Implentación numérica - método FEM	88
4.2	Simulación con CosmosFlow.....	91
4.2.1	<i>Resultados de Simulación</i>	93
4.2.1.1	Simulación de un obstáculo parcial	99
4.2.1.2	Simulación de descalibración de separación de los discos	103
4.3	Simulaciones con Fluent	106
4.4	Conclusiones	108
CAPÍTULO 5 CARACTERIZACIÓN DEL SENSOR		110
5.1	Coefficiente térmico de resistencia del sensor.....	110
5.2	Montaje del sensor	112
5.3	Respuesta a la prueba de onda cuadrada	113
5.4	Calibración del sensor de tensión de corte en la pared.....	115
5.5	Respuesta dinámica del sensor	119
CAPÍTULO 6 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS		126
6.1	Conclusiones	126
6.2	Trabajos Futuros	129
APÉNDICE A....		131
REFERENCIAS.		133
AGRADECIMIENTOS		142

CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

En este capítulo se hace una introducción a la problemática de la medición de la tensión de corte en paredes planas o curvas expuestas a flujos. Se describirá el interés del tema, sus desafíos y los trabajos que se han realizado hasta el momento en el desarrollo de sensores de tensión de corte. Finalmente se presenta la metodología que se ha seguido en el presente trabajo para desarrollar un nuevo sensor de tensión de corte y poder caracterizarlo.

1.1 INTRODUCCIÓN

Entre los problemas de mayor interés dentro de la mecánica de fluidos se encuentra la interacción entre un flujo y una superficie sólida. Esta interacción determina el comportamiento aerodinámico de vehículos y otros objetos, la caída de presión en tuberías, el comportamiento de turbomáquinas, la interacción entre flujos y estructuras, entre otros casos de interés tecnológico. En particular, las interacciones mecánicas se componen de tensiones normales a la pared, o presiones, y tensiones tangenciales a la pared, también conocidas como tensiones de corte en la pared. Los esfuerzos normales o presiones son fáciles de medir, por ejemplo, mediante un orificio pequeño practicado en la superficie de interés conectado mediante un tubo a un transductor de presión. Este tipo de mediciones es muy común en la literatura y existe una gran cantidad de estudios sobre la distribución de presiones en diversas superficies y tipos de flujo. Por otra parte, los esfuerzos tangenciales o de corte resultan más complejos de medir y su medición se restringe casi exclusivamente a dispositivos experimentales. La tensión de corte en

paredes está además asociada íntimamente a la transferencia de calor o materia desde superficies expuestas a flujos de gases o líquidos.

La medición de la tensión de corte en la pared permite estudiar no solo el arrastre, la caída de presión, estimar los coeficientes de transferencia de calor, etc., sino también permite detectar el pasaje de estructuras fluido-dinámicas como vórtices de horquilla, desprendimientos de vórtices detrás de obstáculos y otras características del flujo en sí mismo [Bellhouse y Schultz, 1966; Haritonidis, 1989; Bandyopadhyay, 1994; Goldstein, 1996; Kimura y otros, 1999].

En los sensores de tensión de corte resulta además de gran importancia poder lograr buena resolución temporal en las mediciones, debido principalmente a dos aspectos. El primero es que las fluctuaciones de la tensión de corte de pared son reflejo de los cambios que se producen en el flujo a la vez que son de interés práctico. En particular se estima que en flujos turbulentos la intensidad relativa de las fluctuaciones de tensión de corte alcanzan valores tan altos como 0,48 del valor medio de la tensión de corte en pared [Ajagu, 1982]. El segundo aspecto es que los sensores lentos expuestos a un flujo turbulento arrojan valores de tensión de corte promedio que no son correctos. Es decir, el promediado que introduce un sensor lento no es satisfactorio, obligando a una "calibración turbulenta" [Ajagu, 1982], es decir con igual intensidad de turbulencia que en el caso a medir. Para evitar este tipo de dificultad se busca obtener una medición con buena resolución temporal y realizar una estimación del valor medio a posteriori.

En la literatura puede comprobarse que se han desarrollado diferentes métodos para la medición de la tensión de corte en la pared, como se verá en secciones posteriores. Entre ellos se destacan los que utilizan técnicas de principios térmicos debido a su simplicidad de uso y precisión. Estos últimos, como es el caso abordado en este trabajo, se basan en que la tasa de transferencia de calor en la pared es función del gradiente de velocidad en la misma. Típicamente consiste en un elemento sensor cuya resistencia varía con la temperatura. En un principio este tipo de sensores se utilizaban aplicándoles una corriente constante y midiendo la variación del valor de resistencia, es decir la variación de la temperatura del mismo. Sin embargo el tiempo de respuesta en este esquema de medición es lento. Para mejorar este último se suele alimentar el sensor con

una electrónica realimentada que mantiene la temperatura del sensor constante, midiéndose la potencia disipada.

Se busca asimismo que estos sensores de principio térmico permitan adquirir valores instantáneos en su medición, obteniendo información de mayor riqueza que la que ofrecen los métodos de uso establecido. Además, una tendencia evidente en todas las técnicas de medición de la tensión de corte en la pared es que los sensores utilizados tienen sus áreas de sensado cada vez más pequeñas con el fin de mejorar la resolución temporal y espacial. En este proceso de miniaturización, la tecnología de fabricación de MEMS en los últimos tiempos ha desempeñado un papel central [Ho y Tai, 1996]. El sensor que se pretende caracterizar en este trabajo fue fabricado con dicha tecnología.

El diseño de un sensor de tensión de corte requiere a su vez del desarrollo de herramientas para su evaluación. Winter (1977), Haritonidis (1989), Naughton y Sheplak (2002), y Löfdahl (1999) demostraron que la respuesta dinámica no se puede establecer correctamente a partir de pruebas meramente electrónicas, por lo que se debe diseñar una herramienta que permita la evaluación de la respuesta dinámica del sensor variando las condiciones del flujo. En este trabajo se adoptó un calibrador de diseño sencillo y flexible [Brown y Davey, 1971]. Su funcionamiento consiste en la generación de un campo de flujo conocido en el cual la tensión de corte puede ser fácilmente estimada. Como es de esperarse, además se presentan diferentes pruebas para la puesta a punto de este calibrador, como así también simulaciones numéricas del campo de flujo generado para diferentes situaciones. Una ventaja importante que ofrece este dispositivo es que no sólo sirve como calibrador, sino que mediante una simple modificación puede utilizarse para evaluar la respuesta dinámica del sensor de tensión de corte en la pared [Khoo y otros, 1995].

Resumiendo, de todo lo mencionado previamente podemos advertir el gran interés que existe en desarrollar un sensor de tensión de corte en pared. En este trabajo se decidió desarrollar un sensor de principio térmico debido principalmente a su relativa sencillez y a la posibilidad de fabricarlo en muy pequeños espesores. A pesar de sus ventajas, para que los sensores de principio térmico sean de utilidad práctica deben tener una rápida respuesta a fluctuaciones de la tensión de corte y ser insensibles al tipo de sustrato sobre el cual se instalen. Para poder hacer una evaluación del sensor propuesto

se deberá contar con la electrónica de temperatura constante asociada al sensor y con un dispositivo que permita evaluar el sensor tanto en condiciones estacionarias como dinámicas. Para esto último se utilizará un calibrador como el propuesto por Khoo (1995). Tanto el sensor, como la electrónica de temperatura constante y el calibrador se han desarrollado en el marco de este trabajo lo cual ha permitido además ajustar cada uno de estos componentes a las condiciones específicas de trabajo de interés.

1.2 CONCEPTOS Y DEFINICIONES

En esta sección se describe en forma simplificada el concepto de tensión de corte en la pared. También se indica cómo puede calcularse la tensión de corte en la pared a partir del tensor de tensiones de Cauchy.

1.2.1 Tensión de corte

En mecánica del continuo, una tensión o esfuerzo es una medida de la fuerza por unidad de área aplicada sobre una superficie que puede hallarse dentro de un cuerpo deformable sobre el cual actúan fuerzas internas.

La tensión de corte es un esfuerzo y puede definirse como sigue:

La **tensión cortante** o **tensión de corte** es un esfuerzo que, fijado un plano, actúa tangente al mismo. Este se suele representar con la letra τ .

En la mecánica de fluidos se considera que la materia sólo puede presentarse en dos estados: sólido y fluido. La diferencia entre ambos estados radica en la reacción de cada uno ellos a un esfuerzo tangencial o cortante. Un sólido puede soportar un esfuerzo cortante con una deformación estática; un fluido no. Sea cual fuere esfuerzo cortante aplicado a un fluido provocará la deformación del mismo. Este se moverá y se deformará continuamente mientras el esfuerzo cortante se le siga aplicando.

Considerando un elemento diferencial de un fluido, en un plano, sometido a un esfuerzo de corte τ , como en la *figura 1.1*, el ángulo de deformación $\delta\theta$ crecerá continuamente en el tiempo siempre y cuando se mantenga aplicado el esfuerzo τ . La superficie superior se moverá a una velocidad δu mayor que la de la superficie inferior. Fluidos comunes, como agua, aceites y aire, muestran una relación lineal entre el esfuerzo aplicado y la tasa de deformación resultante.

$$\tau \propto \frac{\delta\theta}{\delta t} \quad (1.1)$$

De la geometría de la *figura 1.1* puede deducirse que:

$$\tan \delta\theta = \frac{\delta u \cdot \delta t}{\delta y} \quad (1.2)$$

Considerando cambios infinitesimales, esto se convierte en una relación entre la tasa de deformación y el gradiente de velocidad.

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{du}{dy} \quad (1.3)$$

De la *ecuación 1.1*, entonces, el esfuerzo aplicado es proporcional al gradiente de velocidad. En los fluidos más comunes, como los mencionados anteriormente, esta relación es lineal. La constante de proporcionalidad es el coeficiente de viscosidad μ . Por lo tanto, puede escribirse:

$$\tau = \mu \cdot \frac{\partial\theta}{\partial t} = \mu \cdot \frac{\partial u}{\partial y} \quad (1.4)$$

donde τ es el esfuerzo cortante, u es la velocidad en la dirección x y la cantidad $\partial u / \partial y$ es el gradiente de la velocidad u en la dirección y . De aquí, puede notarse que la tensión de corte depende directamente de la viscosidad del fluido.

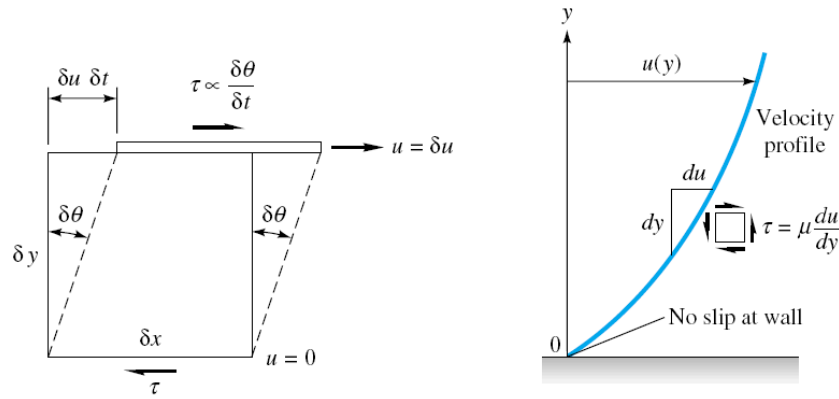


Figura 1.1. Izquierda: elemento de fluido sometido a un esfuerzo de corte que lo deforma a una velocidad $\delta\theta/\delta t$. Derecha: perfil de velocidad en la capa laminar cercana a la pared de un fluido newtoniano.

Los fluidos que cumplen con la relación definida anteriormente son conocidos como fluidos newtonianos, en honor a Sir Isaac Newton quien postuló esta ley de resistencia en 1687.

De la ecuación 1.4, la tensión de corte en la pared puede expresarse como:

$$\tau_w = \mu \cdot \left. \frac{\partial u}{\partial y} \right|_{y=0} \quad (1.5)$$

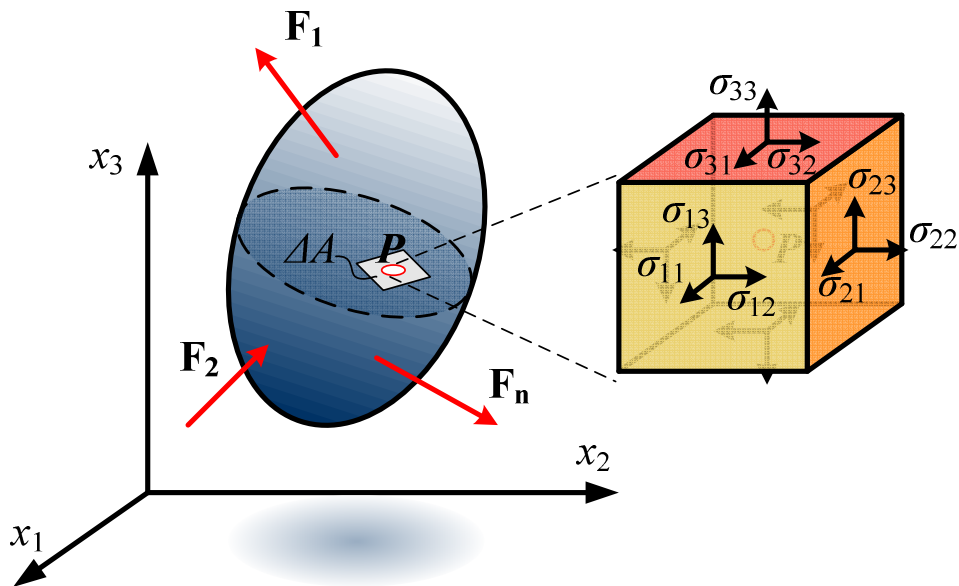


Figura 1.2. Esfuerzos sobre un elemento de material deformable supuesto continuo.

De forma generalizada, de acuerdo a Cauchy, el esfuerzo en cualquier punto de un fluido, está completamente definido por 9 componentes σ_{ij} de un tensor de segundo orden (ver *figura 1.2*), conocido como tensor de tensiones de Cauchy σ .

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \equiv \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (1.6)$$

Para un fluido, este tensor de esfuerzos, se define como sigue:

$$\sigma = (-p + \lambda \cdot \text{div} \bar{v}_T) \cdot I + \tau = (-p + \lambda \cdot \text{div} \bar{v}_T) \cdot I + \mu \cdot (\nabla \bar{v}_T + \nabla \bar{v}_T^T) \quad (1.7)$$

donde p es la presión del fluido, λ es la viscosidad volumétrica, $\text{div} \bar{v}_T$ es la divergencia de la velocidad del fluido \bar{v}_T , I es la matriz identidad, τ es el tensor de esfuerzos viscosos. Suponiendo flujo incompresible, el tensor de tensiones de Cauchy queda:

$$\sigma = -p \cdot I + \tau = -p \cdot I + \mu \cdot (\nabla \bar{v}_T + \nabla \bar{v}_T^T) \equiv \begin{bmatrix} -p_x + \tau_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & -p_y + \tau_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & -p_z + \tau_{zz} \end{bmatrix} \quad (1.8)$$

En este trabajo interesa definir el tensor de esfuerzos viscosos τ . Este tensor, en coordenadas cartesianas está dado por:

$$\tau = \mu \cdot (\nabla \bar{v}_T + \nabla \bar{v}_T^T) = \mu \cdot \begin{bmatrix} 2 \cdot \frac{\partial v_x}{\partial x} & \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} & \frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \\ \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} & 2 \cdot \frac{\partial v_y}{\partial y} & \frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \\ \frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} & \frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} & 2 \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (1.9)$$

Para un determinado plano, definido por un punto y su normal, se puede determinar el vector de esfuerzos viscosos que actúa sobre el mismo. La proyección de dicho vector

de esfuerzos viscosos sobre el plano dado dará la tensión de corte buscada. De esta manera se obtiene la tensión de corte actuante sobre una determinada superficie tangencial al plano.

Como se verá oportunamente en este trabajo, para el cálculo de la tensión de corte sobre una superficie con normal \hat{n} , se tiene dos componentes τ_{xz} y τ_{yz} .

Se puede destacar, a modo informativo, que el tensor de tensiones obedece la ley de transformación de tensores bajo un cambio en el sistema de coordenadas. El círculo de Mohr para tensores es una representación gráfica de dicha ley de transformación.

1.3 MEDICIÓN DE LA TENSIÓN DE CORTE EN LA PARED

La interacción de un fluido con una superficie sólida queda determinada por dos tipos de tensiones, tensiones normales, es decir la presión, y tensiones tangenciales, es decir la tensión de corte en la pared. Mientras la medición de la presión sobre una superficie es una técnica estándar en el estudio de mecánica de fluidos, la medición de la tensión de corte resulta sumamente dificultosa. La capacidad de medir con precisión valores de la tensión de corte en la pared en fluidos impacta directamente sobre un amplio espectro de aplicaciones que abarcan desde la investigación científica básica a la evaluación de procesos industriales, aplicaciones biomédicas, etc. Durante mucho tiempo, para satisfacer las exigencias en la obtención de datos del valor medio y las fluctuaciones de la tensión de corte en la pared, ha sido suficiente contar con tecnología de medición a macro-escala. En su reseña de técnicas convencionales de medición de tensión de corte en la pared, Winter (1977) concluyó que, "De todas las técnicas estudiadas se desprende que ninguna puede ser considerada un estándar absoluto y fiable". En reseñas más recientes, Fernholtz y otros (1996), han reportado que la incerteza en el valor estimado del esfuerzo cortante para métodos cercanos a la pared, sensores de hilo caliente en la pared, vibración de alambres en la pared, e interferometría de películas de aceite, debe ser como mínimo del 4 % en fluidos incompresibles.

Como se mencionó con anterioridad, la tensión de corte en la pared resulta difícil de medir y su medición se limita principalmente a dispositivos experimentales. Estos sensores utilizan diferentes técnicas para la medición de la tensión de corte. Dejando de lado los métodos que realizan una extrapolación directa de los perfiles de velocidad, el resto de los métodos pueden ser agrupados como se indica a continuación:

- *Sensores mecánicos y electromecánicos*: dentro de esta categoría se encuentran el método del tubo de Stanton [Stanton y otros, 1920], métodos de medición directa [Kempf, 1929], el método del tubo de Preston [Preston, 1953], el método de vallas en la subcapa laminar [Konstantinov, 1955, y Konstantinov y otros, 1955] y algunas técnicas electromecánicas [Reiss y otros, 1962, 1963].
- *Sensores químicos*: estos se fundamentan en principios de la transferencia de masa [Newman, 1973], y en algunos casos la medición aprovecha principios electroquímicos.
- *Sensores térmicos*: tienen en cuenta la transferencia de calor entre ellos y el fluido en el que están inmersos [Ludwig, 1940].

Cualquiera de las técnicas mencionadas puede ser utilizada para medir esfuerzos cortantes promedio en flujos totalmente desarrollados y en capas límites con gradiente de presión nulo. La elección de alguna de ellas depende del sistema en el cual vayan a ser aplicadas y si la técnica de medición interferirá o no con el flujo.

En esta sección se hará una descripción breve de cada uno de los métodos y de sus características más destacables.

1.3.1 Sensores mecánicos y electromecánicos

La primera medición de tensión de corte en la pared fue reportada en la publicación histórica de Stanton y otros (1920), la cual merece ser comentada. Ellos buscaron

determinar la velocidad de un fluido cerca del límite con la pared con el fin de averiguar si existía deslizamiento en ella para flujos turbulentos. Para hacer esto, utilizaron un tubo de Pitot de forma rectangular que tenía a la pared del conducto como uno de sus lados. La diferencia de la presión medida con este tubo Pitot y la presión estática se utilizó para determinar la velocidad en el punto central del tubo. Mediante la realización de experimentos en un flujo laminar completamente desarrollado, Stanton y sus compañeros de trabajo (1920) encontraron que la relación entre la diferencia de presión medida y la velocidad no estaba dada por la ecuación usual para un tubo de Pitot en un flujo libre. Establecieron una curva de calibración para establecer el “punto central efectivo” de su instrumento, actualmente llamado tubo de Stanton, y la utilizaron para medir velocidades en un flujo turbulento totalmente desarrollado. De estos experimentos se demostró, por primera vez, que para un flujo turbulento dentro de la subcapa laminar la variación de la velocidad promedio está dada por:

$$\bar{U} = \frac{\bar{\tau}_w}{\mu} \cdot y \quad (1.10)$$

Se estableció que, si el “centro efectivo” del tubo de Stanton era colocado suficientemente cerca de la pared, la velocidad calculada de la medición de presión podría estar relacionada al esfuerzo cortante en la pared por medio de la *ecuación 1.10*. El tubo de Stanton, por lo tanto, provee de un método indirecto para la medición de $\bar{\tau}_w$. En la *figura 1.3* se muestra un esquema del mismo.

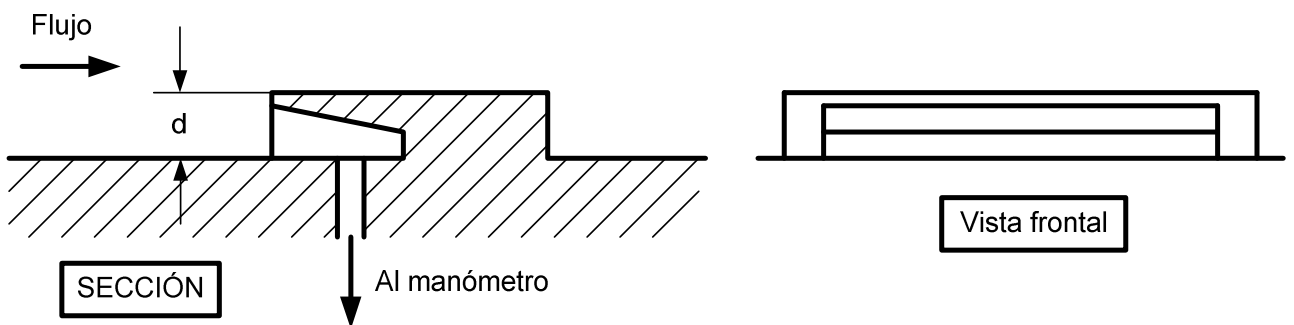


Figura 1.3. Esquema de un tubo de Stanton.

El método de estimación de Stanton (1920) ha sido una técnica atractiva para la medición de la tensión de corte debido a su tamaño pequeño. El diseño original de

Stanton (1920) es difícil de utilizar, razón por la cual se han sugerido algunos arreglos alternativos. Tal es el caso del sensor de Stanton propuesto por East (1966), el cual se observa en la *figura 1.4*.

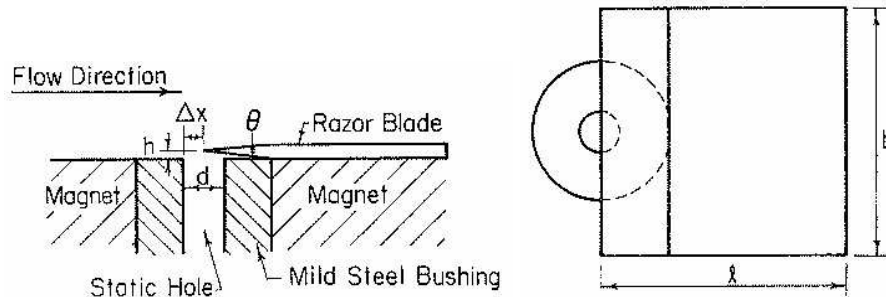


Figura 1.4. Diseño de un sensor de Stanton propuesto por East.

La complejidad del diseño de los sensores de esfuerzo superficiales y el extremo cuidado que debe tomarse cuando se los utilizan, hacen del tubo de Preston una alternativa bastante atractiva. El dispositivo implementado por Preston [Preston, 1953] se muestra en la *figura 1.5*. El tubo de Preston es en realidad muy similar al de Stanton, y consiste en un tubo de pitot colocado cerca de la pared. Mediante algunas aproximaciones puede obtenerse una correlación para la obtención de la medición de la tensión de corte. Como desventaja el tubo de Preston presenta una obstrucción al paso del fluido que provoca una modificación del flujo aguas abajo.

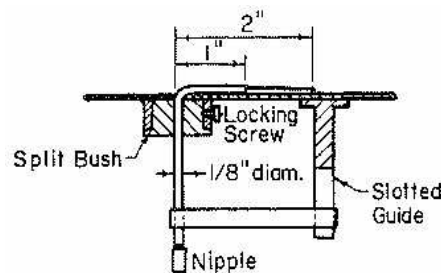


Figura 1.5. Esquema de un tubo de Preston.

La necesidad de los ingenieros aeronáuticos de medir los esfuerzos de corte en forma local en flujos a alta velocidad [Dhawan, 1953], los ha llevado al desarrollo de innumerables diseños ingeniosos de sensores compactos de medición directa. Winter (1977) y Archarya (1985) brindan descripciones de estos instrumentos y una reseña de la solución de los problemas asociados a su implementación. Una publicación que describe el uso de uno de estos pequeños sensores, también conocidos como “*skin*

friction gages”, fue escrito por Mabey y otros (1975). Se trata de un sensor Kistler de 9,4 mm de diámetro, ver *figura 1.6*, el cual fue diseñado para ser insensible a aceleraciones lineales y fue uno de los primeros disponibles comercialmente. Este tiene un circuito de realimentación que asegura que el elemento flotante permanezca en una posición fija relativa a su encapsulado. Consecuentemente el gap alrededor del elemento se mantiene uniforme. El principio de medición consiste en medir las variaciones de capacitancia y de esta forma, mediante una curva de calibración, establecer una relación con la tensión de corte. Una desventaja inherente al método es que estos sensores requieren de una porción de la pared para poder ser montados tangencialmente a ella sin perturbar al flujo.

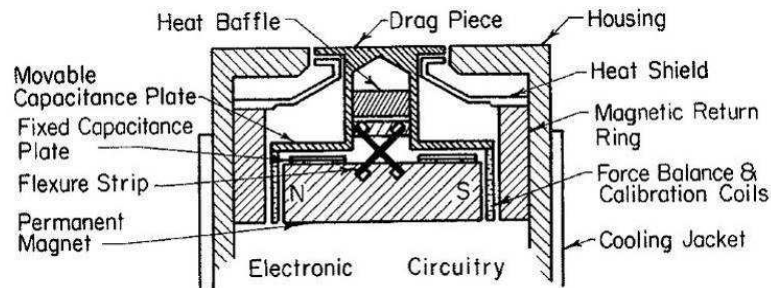


Figura 1.6. Izquierda: esquema de un Kistler skin-friction gage.

Es innumerable la cantidad de sensores mecánicos y electromecánicos que han sido diseñados e implementados desde el surgimiento del primer prototipo, muchas veces tratando de mejorar una característica de alguna versión anterior. Algunos de estos desarrollos son bastante originales. La disponibilidad tecnológica actual también ha jugado un papel fundamental. Tal es el caso de los sensores de micro pilares [Grobe, 2008], mostrados en la *figura 1.7*.

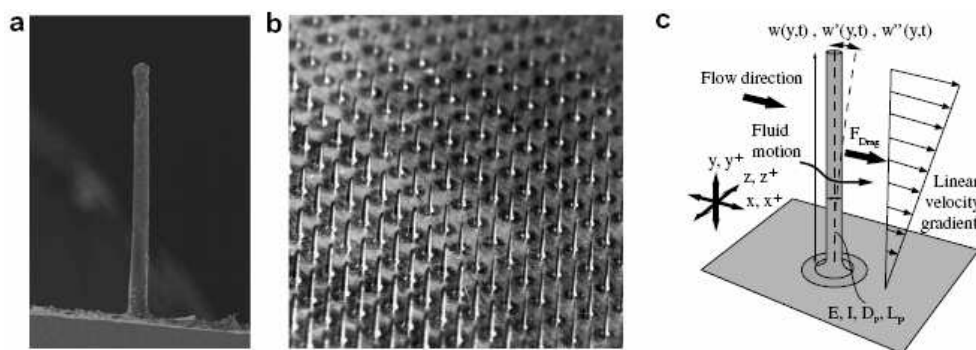


Figura 1.7. Imágenes de un microscopio electrónico de barrido de un arreglo de micropilares y su modelo.

El principio de funcionamiento de los sensores de micro pilares consiste en medir la deflexión de un elemento microscópico con forma de pilar. Esta deflexión, detectada por una cámara de alta resolución y alto aumento, permite estimar la tensión de corte.

1.3.2 Sensores químicos

Estos tipos de sensores generalmente utilizan técnicas relacionadas a la transferencia de masa. Tienen la ventaja de poder ser utilizados en una gran variedad de flujos, y en algunos casos no es necesaria una calibración. El principio de operación se ilustra en la *figura 1.8* y consiste en colocar un elemento cuya longitud más extensa se posiciona perpendicular a la dirección del flujo, eje x .

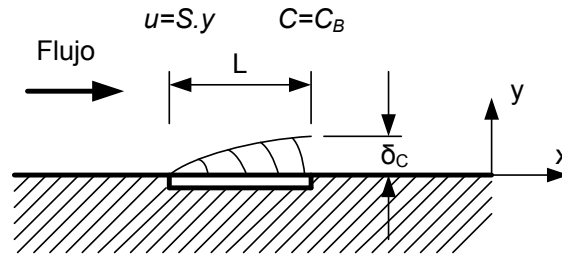


Figura 1.8. Gráfico descriptivo de la técnica de transferencia de masa.

El elemento que se encuentra en la pared en contacto con el fluido controla una concentración C_w que es diferente a la del resto del campo de flujo. De esta manera se mide la tasa de transferencia de masa entre el fluido y el elemento. Si el elemento es suficientemente pequeño en la dirección del flujo, la capa límite de concentración o térmica será tan fina que se encontrarán en una región en la cual la velocidad estará dada por:

$$u = S.y \quad (1.11)$$

donde S es la magnitud del gradiente de velocidad en la pared. Existe una relación establecida entre la tasa de transferencia de masa medida y el gradiente de velocidad S .

Si la viscosidad del fluido es conocida, entonces la tensión de corte en la pared puede ser evaluada a partir del S medido como $\tau_w = \mu S$.

Estos sensores, basados en teorías de transferencia de masa, se los encuentra comúnmente formando parte de una celda electroquímica. La tasa de la reacción química está controlada por la concentración de la solución en la zona inmediata a un electrodo de prueba, llevándose a cabo una reacción inversa a esta última pero en un electrodo colocado aguas abajo del anterior. La corriente producida por la reacción puede relacionarse con un flujo molar, que a su vez, puede relacionarse con la tensión de corte en la pared τ_w .

1.3.3 Sensores térmicos

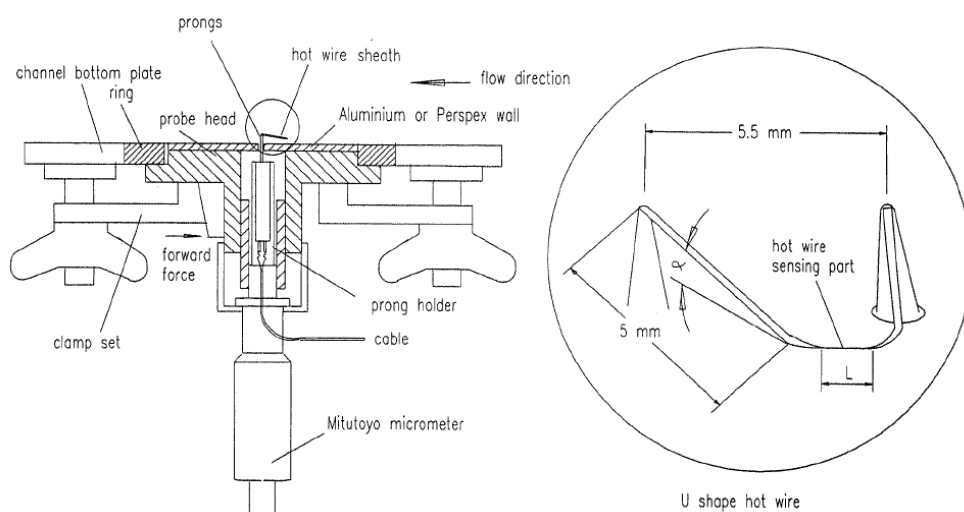


Figura 1.9. Diseño de un sensor de hilo caliente para la medición de la tensión de corte en la pared.

Estos sensores son los que más han atraído la atención de los investigadores. Consisten de pequeños elementos térmicos montados apenas sobre el nivel de la pared o a su mismo nivel. Estos elementos son calefaccionados haciendo circular por ellos una corriente eléctrica mientras que su temperatura es estimada a partir del valor de resistencia. La transferencia de calor del elemento sensor al fluido es función de la temperatura del mismo y del flujo en que está inmerso y puede ser utilizada por lo tanto para estimar el valor de la tensión de corte.

Un arreglo experimental muy común consiste en utilizar un sensor de hilo caliente “*hot wire*” próximo a la pared conectado a una electrónica de medición y control [Chewy, 1998]. En la *figura 1.9* se observa un sensor de hilo caliente al cual se le puede regular la distancia a la pared.

Una clara tendencia en todas las técnicas de medición de la tensión de corte en la pared, es que los sensores se han ido fabricando con áreas activas cada vez más pequeñas con el fin de mejorar la resolución espacial y temporal. En este proceso, la tecnología de fabricación MEMS (“*Micro Electro Mechanical Systems*”) ha jugado un papel central. Un ejemplo de esto puede observarse en la *figura 1.10*, cuyas características de implementación fueron dadas por Gibson y otros (2004).

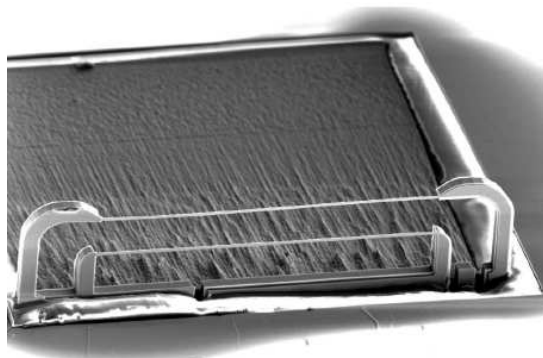


Figura 1.10. Fotografía de un microscopio de un sensor de hilo caliente fabricado con tecnología MEMS.

Bellhouse y Schultz (1966) y Brown (1967) presentaron mediciones de tensión de corte en la pared utilizando sensores térmicos tipo *film* mantenidos a una diferencia de temperatura fija con sus alrededores. Una forma de hacer un sensor menos intrusivo es disponer un elemento caliente directamente en la superficie de interés. Spence y Brown (1968) demostraron que la transferencia de calor entre un elemento caliente sobre una superficie adyacente y una capa límite viscosa está relacionada con el esfuerzo cortante τ y el gradiente de presión dp/dx mediante la siguiente ecuación:

$$\tau = \frac{19}{10} \frac{\mu^2}{\text{Pr} \cdot L^2} \text{Nu}^3 - \frac{5}{18} L \frac{dp}{dx} \frac{1}{\text{Nu}} \quad (1.12)$$

donde Pr es el número de Prandtl, L es una longitud efectiva del film y Nu es el número de Nusselt que es un número adimensional que representa la transferencia de calor y está relacionado linealmente a la potencia eléctrica disipada por el film.

La transferencia de calor del fluido es igual a la potencia eléctrica total disipada por el film menos la pérdida de calor hacia el sustrato. Sin embargo, como la distribución de temperatura del film no es conocida, la pérdida de calor al sustrato sobre el cual está montado el film (la cual puede ser considerada constante) no puede ser exactamente predicha. Esto hace que la relación entre la disipación de calor y la tensión de corte no se pueda estimar con buena precisión a partir de la teoría siendo necesario que el sensor sea calibrado con un dispositivo de medición directa o en un flujo en el cual la tensión de corte pueda ser calculada. De esta manera la longitud efectiva L puede ser determinada y el sensor podría utilizarse, con pocas excepciones, en flujos de gradiente de presión arbitrarios.

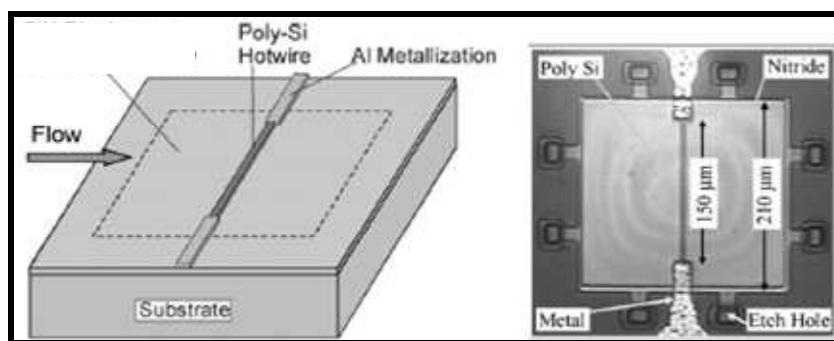


Figura 1.11. Esquema y fotografía de un sensor de tensión de corte térmico de película plana (tipo film) fabricado con tecnología MEMS.

Aunque los sensores de película plana, ver *figura 1.11*, han sido ampliamente utilizados para medir tensión de corte en la pared, su comportamiento no ha sido del todo satisfactorio, presentando ciertas desventajas. Una de ellas se debe a que las propiedades térmicas del sustrato afectan directamente a la operación del sensor. Esto también ha sido observado con sensores de hilo caliente. Algunos investigadores han propuesto aislar el sensor del sustrato [Sheplak y otros, 2004, Lin y otros, 2005], o simplemente desvincularlo [Naughton y otros, 2002].

Otra opción ha sido crear una cavidad de vacío bajo el elemento sensor [Xu y otros, 2002, 2005], como se observa en la *figura 1.12*. Si se compara el comportamiento de

este sensor con uno sin cavidad se demuestra que [Huang y otros, 1995]: el sensor con cavidad tiene una menor respuesta en frecuencia, pero mayor sensibilidad que el sensor sin cavidad.

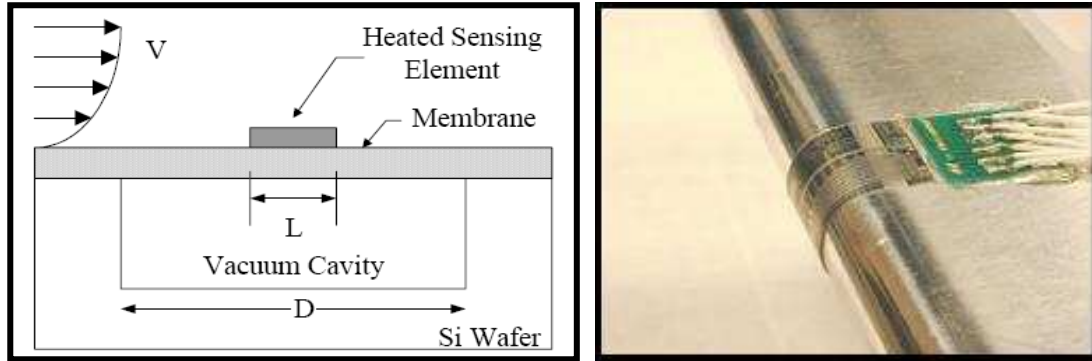


Figura 1.12. Izquierda: esquema de un sensor tensión de corte con cavidad de vacío. Derecha: sensor de tensión de corte tipo con cavidad de vacío montado sobre un borde de aluminio semicilíndrico.

Se puede decir que ninguno de estos diseños de sensores tipo *film*, mencionados anteriormente, ha conseguido la alta respuesta en frecuencia deseable para tales sensores.

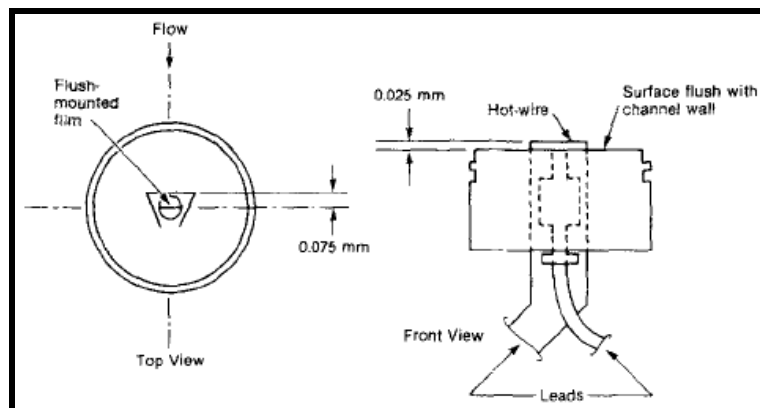


Figura 1.13. Esquema de un sensor de tensión de corte con armadura térmica hacia el sustrato.

Por otro lado, en la publicación de Ajagu y otros (1982) se propone el dispositivo experimental mostrado en la *figura 1.13*. Este arreglo consiste en colocar dos sensores de hilo caliente uno encima del otro. Esto permite que sensor inferior actúe como armadura térmica entre el sensor superior y el sustrato. Los resultados obtenidos con esta configuración demuestran que este sensor es capaz de detectar fluctuaciones de muy pequeña escala en la medición de la tensión de corte.

Este último resultado sirvió como motivación para la fabricación de un sensor de tensión de corte de película plana de funcionamiento similar y que es presentado en el siguiente capítulo.

1.4 OBJETIVOS

El objetivo general de este trabajo es el desarrollo de sensores de tensión de corte en la pared que puedan ser utilizados en el estudio del comportamiento, en particular gases, y de los equipos necesarios para su funcionamiento y evaluación.

En el desarrollo se hace hincapié en la flexibilidad de uso de los sensores térmicos teniendo en cuenta diferentes materiales y geometrías de pared, así como en su sencillez de calibración y en general, de uso.

Además, puede notarse que asociado al desarrollo del sensor propiamente dicho, de su electrónica y los variados aspectos prácticos relacionados, existen consideraciones que deben desarrollarse respecto a las cualidades del fenómeno que se está queriendo medir, es decir, conlleva un estudio de la mecánica de fluidos.

Los objetivos fundamentales perseguidos en este trabajo consisten en:

- Cubrir los principios y técnicas básicas para la construcción tanto del sensor como de la electrónica del sistema de medición de tensión de corte.
- Describir detalladamente los aspectos a tener en cuenta en el armado de un sistema calibrador para dicho sensor.
- Señalar los ensayos necesarios para caracterizar adecuadamente al sistema de medición de tensión de corte.

- En particular, tener contacto con aspectos de diseño de mecanismos, electrónica, simulación numérica, fluidodinámica y análisis de señales.

Para cumplir con dichos objetivos se presentan explicaciones de los conceptos involucrados y algunos ejemplos prácticos, esquemas, figuras y fotografías de los diferentes procedimientos.

Como algunos de los criterios de evaluación de performance de los diferentes dispositivos implicados en la construcción del sistema de medición de la tensión de corte en la pared se tendrá en cuenta:

Tiempo de respuesta (o respuesta en frecuencia). Se probará al sistema mediante cambios del tipo escalón en diferentes parámetros del mismo. Por lo general interesa que una técnica de medición posea un tiempo de respuesta lo más pequeño posible. Nos centraremos en dos tipos de pruebas: pruebas electrónicas, que miden la respuesta dinámica del sistema realimentado, y pruebas en las cuales se varía directamente el flujo sobre el sensor.

Respuesta ante variaciones de las condiciones de ensayo. Se probará al sistema ante cambios en la temperatura ambiente, condiciones de sobrecalentamiento de los sensores, etc.

Precisión. Se evaluará la repetibilidad de los dispositivos, la deriva temporal, etc.

Sensibilidad. Se evaluará la relación que existe entre la variación detectada por el sistema de medición y la de la del efecto medido.

Tiempo de estabilización térmica. Es decir, se medirá el período de tiempo necesario para que el sistema de medición se estabilice térmicamente y pueda entregar a su salida un valor constante.

Todo este análisis comparativo tiene como finalidad última, facilitar la evaluación de los sensores de tensión de corte como así también de la técnica de medición e instrumentos asociados a ella.

1.5 LUGAR DE TRABAJO

El Laboratorio de Termohidráulica del Centro Atómico Bariloche, es un lugar de investigación en flujo de dos fases, transferencia de calor, fluidodinámica y vibraciones, con más de 20 años de experiencia. El laboratorio cuenta con dos técnicos dedicados y especializados en el armado de dispositivos experimentales y está equipado con máquinas, equipos de soldadura y demás herramientas para la fabricación de piezas en acero inoxidable, aluminio, plásticos, etc. Se cuenta además con diversos sistemas de adquisición de datos basados en PC, instrumentación electrónica diversa, las cuales permitieron llevar a cabo el trabajo de Tesis con éxito.

1.6 ESTRUCTURA DE LA TESIS

En la primer parte, se han presentado los conceptos básicos de la tensión de corte y su medición. Luego se procede a detallar la construcción de la electrónica asociada a los sensores y la fabricación de sensores de hilo caliente para su puesta a punto. Posteriormente se explican los aspectos de diseño de los mecanismos implicados al sistema experimental de calibración y caracterización, para finalmente evaluar lo sensores de tensión de corte en la pared.

A continuación se describirá de forma breve el contenido de cada uno de los capítulos.

- En el *capítulo 1* se realiza una introducción al tema tratado en la Tesis. Se comenta en que consiste la medición de la tensión de corte y en qué marco conceptual se haya inmersa. Se revisan ciertos aspectos previos a tener en cuenta al afrontar el desarrollo del trabajo. Se resume en que consiste la medición de la tensión de corte en la pared, los dispositivos de medición existentes, su puesta a punto, sus problemáticas, sus mejoras y modificaciones. Una vez analizada la

importancia de la medición de la tensión de corte en la pared en la mecánica de fluidos, se propone como objetivo global del trabajo caracterizar un sistema de medición capaz de trabajar en tiempo real y de obtener buenos resultados para condiciones prácticas habituales. También se describen los objetivos a alcanzar y se resalta la estructura de desarrollo del trabajo.

- En el *capítulo 2* se detalla la construcción de la electrónica de temperatura constante que será utilizada junto con el sensor para la medición de la tensión de corte. Se describe la fabricación de sensores de hilo caliente que servirán para la puesta a punto de la electrónica. Se realizan ensayos de respuesta en frecuencia. Se evaluó la performance de este instrumento comparándolo con uno comercial. Es de destacar, que como resultado de este desarrollo se publicó el artículo “*Fabrication of Hot-Wire Probes and Electronics for Constant Temperature Anemometers*” [Osorio y otros, 2010]. El dispositivo finalmente construido es capaz de trabajar en tiempo real y de obtener buenos resultados en las condiciones prácticas más habituales. Al final del capítulo se presentan los pasos llevados a cabo para la fabricación del sensor de tensión de corte que será caracterizado.
- En el *capítulo 3* se describe el sistema de calibración y caracterización de sensores de tensión de corte tipo de película delgada. Se detalla su principio de funcionamiento, como así también sus detalles de construcción. Se llevan a cabo pruebas de evaluación de performance y se consideran mejoras de implementación.
- En el *capítulo 4* se presentan simulaciones del campo de flujo generado en el dispositivo calibrador y se verifica el funcionamiento en condiciones de desalineación o perturbación introducida por el propio sensor.
- En el *capítulo 5*, se describe el montaje del sistema y la caracterización del sensor desarrollado. Se explica y detalla el funcionamiento conjunto del sistema completo. Se describe el procedimiento de calibración y de medición de la respuesta estática y dinámica del sensor. Se resumen las problemáticas surgidas a partir de los resultados obtenidos, como así también sus posibles soluciones.

- En el *capítulo 6* se presentan las conclusiones generales obtenidas de la Tesis, así como las posibles líneas en las que se podría seguir trabajando.
- En el *anexo* se presentan detalles de implementación de la electrónica de temperatura constante presentada en el *capítulo 2*.
- En la sección de *referencias* se encuentra la bibliografía consultada y utilizada para llevar a cabo este trabajo.

CAPÍTULO 2 DISPOSITIVOS EXPERIMENTALES

En la primer parte de este capítulo se presenta la construcción de un anemómetro de hilo caliente de temperatura constante y su sensor. El objetivo es desarrollar la electrónica realimentada de temperatura constante que luego será utilizada con el sensor de tensión de corte. Para poder poner a punto la electrónica sin poner en riesgo la integridad de los sensores de tensión de corte, es necesario fabricar sensores de hilo caliente que sean fáciles de implementar. Por otro lado los sensores de hilo caliente poseen un comportamiento conocido y por ende son apropiados para evaluar la electrónica de temperatura constante. Con este propósito se realiza un análisis de las diferentes posibilidades de construcción tanto del sensor de hilo caliente como de la electrónica, cubriendo de esta forma los aspectos principales de fabricación de ambos. Como ejemplo práctico se ha construido un sensor cuyo elemento de sensado posee 2 μm de diámetro y aproximadamente 500 μm de longitud. La electrónica asociada mantiene el sensor a temperatura constante y permite la medición indirecta de la velocidad. El diseño adoptado es sencillo, de bajo costo y gran flexibilidad en cuanto a su uso y modificación. Las pruebas dinámicas efectuadas y la comparación de éste dispositivo con un anemómetro comercial muestran un desempeño satisfactorio.

En la segunda parte del capítulo se presenta el sensor de tensión de corte que se pretende caracterizar en este trabajo. Se introduce muy brevemente cuáles son las técnicas relacionadas a la fabricación de MEMS, describiéndose en pocas palabras los métodos de litografía que han sido empleados. Por último se explican los pasos que fueron seguidos para la fabricación del sensor de tensión de corte bajo estudio.

2.1 INTRODUCCIÓN A LA ANEMOMETRÍA TÉRMICA

Pese al desarrollo de técnicas ópticas como la anemometría láser Doppler (LDA: *Laser Doppler Anemometry*) o la velocimetría por imagen de partículas (PIV: *Particle Image Velocimetry*), la anemometría térmica de temperatura constante sigue siendo una herramienta fundamental para la medición de fluctuaciones de velocidad en flujos turbulentos. La anemometría térmica consiste en la estimación de la velocidad de un fluido en base a la transferencia de calor desde un elemento sensor de pequeñas dimensiones. Si además se mantiene el sensor a temperatura constante se habla de anemometría de temperatura constante, y esta última presenta ventajas en cuanto a precisión y velocidad de respuesta. Otras ventajas de la anemometría térmica de temperatura constante respecto a otras técnicas de medición de flujo son:

- simplicidad de uso
- bajo costo
- medición analógica de alta velocidad

Este último ítem significa que el análisis de la señal es más sencillo que con métodos que proveen de señales intermitentes como el LDA o PIV, que la resolución temporal es muy alta, y esto hace del anemómetro de temperatura constante un instrumento ideal para la medición de espectro de potencia.

En esta parte del trabajo desarrollaremos un sistema de anemometría de temperatura constante como paso previo al desarrollo de un sistema de medición de tensión de corte de temperatura constante. Para cualquiera de los dos casos se utiliza un esquema realimentado que no solo mantiene la temperatura del elemento sensor constante sino que lo hace de forma de mantener una alta velocidad de respuesta del sistema de medición. Si bien el desarrollo de un sistema de anemometría no es el objetivo principal, cabe destacar que es una herramienta de laboratorio de alto valor.

El anemómetro de temperatura constante encuentra aplicación en el estudio de flujos en una gran variedad de áreas. Entre estos campos podemos destacar la aplicación en el

área nuclear, donde gran parte de los estudios sobre la fluidodinámica de flujos de una fase a través de combustibles nucleares se realizan en modelos experimentales que utilizan aire como fluido de trabajo. En estos prototipos se busca conocer el campo de velocidades, para lo cual se recurre principalmente a dos técnicas: Anemometría Láser Doppler y Anemometría Térmica. Debido a su simplicidad de uso y precisión, la anemometría térmica es una muy buena elección, pudiéndose verificar en trabajos como los presentados por Möller (1991, 1992), Krauss y Meyer (1996), Guellouz y Tavoularis (2000a, 2000b), y Baratto, Bailey y Tavoularis (2006). Una reseña completa de varios estudios realizados sobre mezclado en combustibles nucleares de potencia, en donde puede verificarse también el uso de esta última, es presentada por Klaus Rehme (1992).

2.2 PRINCIPIO DE MEDICIÓN

Típicamente, la anemometría térmica, consiste en la utilización de sensores de hilo caliente con una electrónica asociada para proveer de potencia a los mismos. Estos dispositivos así conformados utilizan la medición de la transferencia de calor de un alambre metálico delgado hacia un flujo de líquido o gas para medir en forma indirecta la velocidad de este último.

En la actualidad el esquema más utilizado es mantener constante la temperatura del alambre y medir la potencia necesaria para lograr esto. En el *capítulo 5* y a partir de la electrónica de temperatura constante desarrollada en este capítulo se implementará un esquema idéntico para la medición con el sensor de tensión de corte. De este modo, los anemómetros de temperatura constante constituyen una herramienta fundamental para la medición de fluctuaciones de velocidad en flujos turbulentos. Una reseña general sobre anemometría térmica y el uso de sensores de hilo caliente fue publicada por Fingerson (1994), Goldstein (1996) y Tavoularis (2005). En ellos se desarrollan los conceptos básicos a tener en cuenta a la hora de introducirse en esta técnica experimental.

2.2.1 Circuito de control

Un esquema típico de un anemómetro de temperatura constante se presenta en la *figura 2.1*. Éste está conformado por el puente en el que se encuentra el sensor, una etapa de amplificación, la retroalimentación (en línea discontinua) y dos alternativas de compensación de respuesta en frecuencia del anemómetro (en línea discontinua roja).

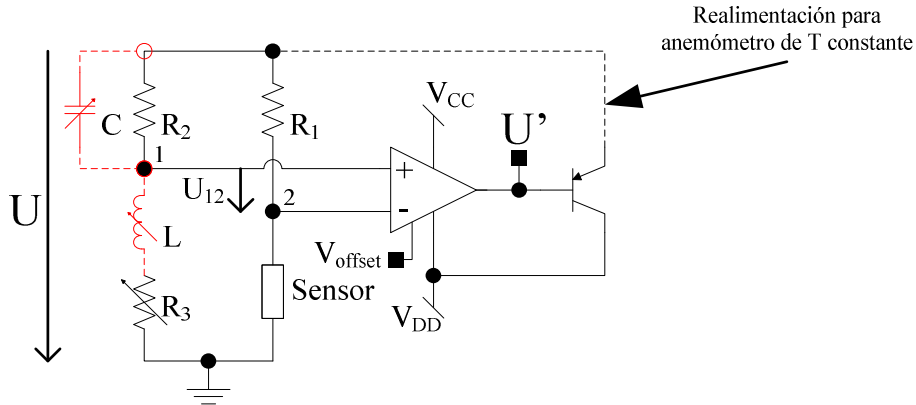


Figura 2. 1. Esquema típico de un anemómetro de temperatura constante.

El sensor tiene la característica de variar su resistencia con la temperatura. En el caso de tener un comportamiento lineal la variación de su resistencia se describiría como:

$$R = R_r \cdot [1 + \alpha \cdot (T_m - T_r)] \quad (2.1)$$

donde R es la resistencia del sensor a la temperatura de operación T_m , R_r es la resistencia del sensor a temperatura de referencia T_r y α es el coeficiente de temperatura de resistencia.

Analizaremos primero el sistema sin la realimentación representada por la línea de puntos en la *figura 2.1*. Si la resistencia R_1 es grande en comparación con la del sensor R , entonces la corriente a través del sensor sería prácticamente constante, y un incremento en la tasa de transferencia de calor del sensor a sus alrededores causaría que el sensor se enfríe. Debido al coeficiente de temperatura de resistencia α , este enfriamiento causaría un decrecimiento en R , un crecimiento en U_{12} y un crecimiento en la salida U . Un decrecimiento en la transferencia de calor entre el sensor y el fluido

tendría el efecto opuesto. Cuando los cambios en la transferencia de calor son causados por cambios en la velocidad del fluido, el resultado es un anemómetro térmico. El sistema así conformado (sin la realimentación) se conoce como anemómetro de hilo caliente de corriente constante descompensado. Sistemas de esta naturaleza fueron los primeros en ser considerados en los inicios de esta técnica experimental.

A partir de la aparición de los transistores, la operación del anemómetro a corriente constante fue reemplazada por la operación a temperatura constante. Este último esquema tiene en cuenta la realimentación indicada en la *figura 2.1*. Con la aparición de los amplificadores operacionales José Miyara (1971) propone un diseño que emplea estos dispositivos en los CTA y que es la base del modelo construido en este trabajo.

La función del puente realimentado es mantener el valor de resistencia del sensor constante, y por ende también su temperatura. De ahí su denominación “de temperatura constante” o “de resistencia constante”. Al mantener la temperatura del sensor constante se eliminan los tiempos asociados al cambio de temperatura de los sensores, con esto se busca que el tiempo de respuesta quede determinado solamente por las características de la electrónica realimentada que resulta ordenes de magnitud más rápida. La tensión sobre el puente es proporcional a la corriente que está circulando por el sensor para mantenerlo en este estado, y es por lo tanto, función de la disipación en el sensor. Esta última es a su vez función de la velocidad de paso de flujo a través del sensor. El funcionamiento del puente realimentado puede verse como sigue: un incremento en la velocidad de paso del fluido a través del sensor hace que su valor de R decrezca, lo que causa un aumento en la salida del amplificador incrementando la corriente sobre el puente (provocando que este recupere temperatura), y consecuentemente mantenga la resistencia R del sensor constante.

2.2.2 Sensores de hilo caliente

Los sensores de hilo caliente consisten en un alambre delgado, de entre 0,5 y 20 μm de diámetro soportado por dos puntas relativamente filosas (prongs). En la *figura 2.2* se observan algunos ejemplos de estos sensores.

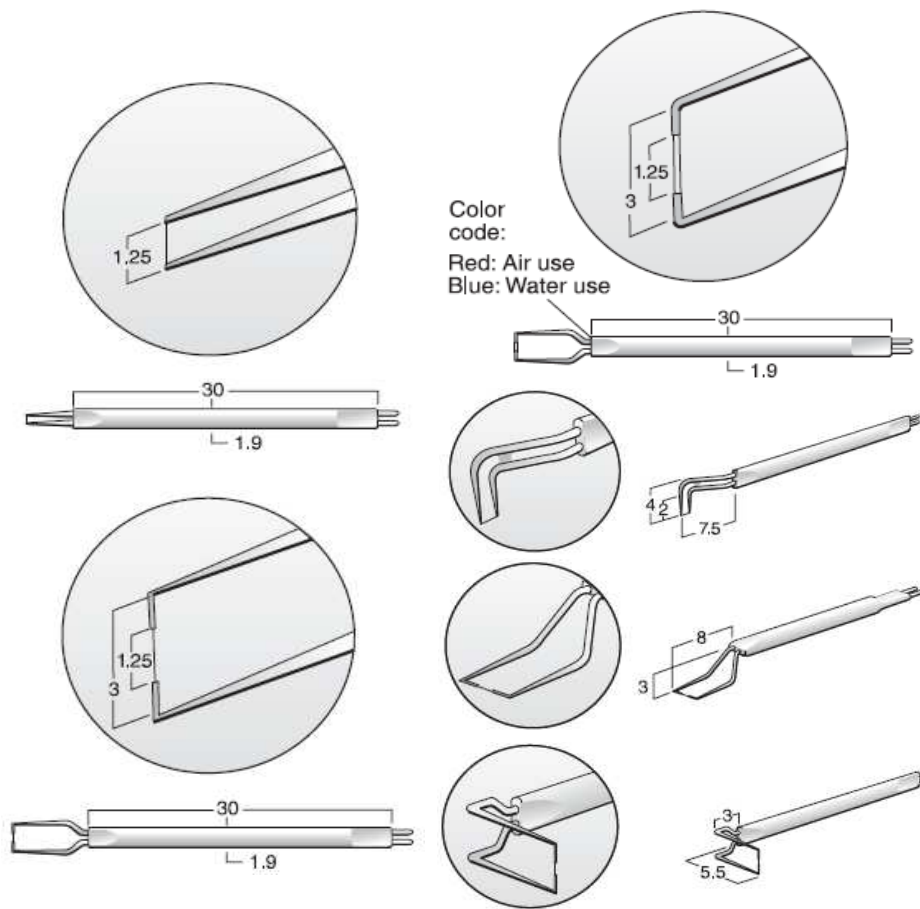


Figura 2. 2. Esquemas típicos de sensores de hilo caliente.

Existen diversas formas de adherir los alambres a estas puntas pero las principales son: pegado con adhesivo conductor, soldadura de punto y soldadura blanda. El sistema de soldadura de punto es el más rápido para alambres relativamente gruesos y de tungsteno puro o aleaciones de platino. Una forma precaria de hacer esto es descargando un condensador a través de una punta de cobre sobre el alambre que se quiere soldar pero un circuito más sofisticado para realizar soldaduras de punto es presentado por Walker y Moss (1998). Cabe aclarar que la soldadura de punto resulta más sencilla de realizar sobre puntas de acero inoxidable. Cuando se utilizan como sensor alambres en formato Wollaston, es decir alambre recubierto de plata, el proceso consiste en dos pasos, la adhesión del alambre a las puntas de soporte, y el posterior ataque químico al recubrimiento de plata para dejar descubierto el alambre de platino. En este caso para adherir el alambre a las puntas se utilizan, por lo general, los otros dos métodos: la soldadura blanda o adhesivos conductores. El uso de adhesivo conductor evita las tensiones remanentes que surgen en los otros dos métodos y por ello permite la

construcción de sensores con alambres más delgados, pero el proceso es lento y trabajoso.

Los materiales más comunes utilizados para construir los sensores de hilo caliente son el tungsteno, el platino y platino-iridio (80% Pt, 20% Ir). Se utilizan particularmente estos materiales debido a sus propiedades (resistencia a la corrosión, estabilidad térmica, resistencia mecánica, etc.) como así también su disponibilidad en pequeños diámetros. Las propiedades de estos materiales se muestran en la *tabla 2.1*.

Tabla 2. 1. *Tabla de propiedades de los materiales típicos utilizados como hilo sensor.*

	<i>Tungsteno</i>	<i>Platino</i>	<i>80% Pt, 20% Ir</i>
<i>Coefficiente térmico de resistencia, α, $^{\circ}\text{C}^{-1}$</i>	0,0045	0,0039	0,0008
<i>Resistividad, $\Omega.\text{cm}$</i>	$5,5.10^{-6}$	10.10^{-6}	31.10^{-6}
<i>Resistencia final a la tracción, Kg/mm^2</i>	420	24,6	100
<i>Conductividad térmica, $\text{cal}/(\text{cm}.\text{^{\circ}C})$</i>	0,47	0,1664	0,042

Idealmente, los tres primeros parámetros de la tabla deberían ser altos y la conductividad térmica baja para reducir las pérdidas por conducción de calor a los soportes.

En la selección del diámetro y el largo del alambre entran en juego diferentes criterios. Si se toma en consideración el largo del sensor:

- un sensor corto es deseable para maximizar la resolución espacial y minimizar el esfuerzo aerodinámico.
- un sensor largo permite minimizar la pérdida por conducción en los extremos, proveer una distribución de temperaturas más uniforme y minimizar la interferencia de los soportes.

Si ahora se considera el diámetro del sensor:

- un diámetro pequeño es deseado para eliminar ruido a la salida debido al flujo separado alrededor del sensor (fluctuaciones de flujo generadas por el sensor), maximizar el tiempo de respuesta del alambre debido a la baja inercia térmica y alto coeficiente de transferencia de calor, maximizar la resolución espacial y mejorar la relación señal ruido a altas frecuencias.
- un diámetro grande es recomendable para incrementar la dureza y reducir los efectos de contaminación debido a partículas en el fluido.

2.2.3 Respuesta dinámica del anemómetro de hilo caliente de temperatura constante

En la *figura 2.3* puede notarse que la adición del lazo de realimentación para mantener la temperatura del sensor (T_m) constante extiende el rango de frecuencia de cerca de las centenas de Hz (curva *I*) a valores por encima de las decenas de kHz (curva *Iac*). Esto resulta ser una de las ventajas más importantes de contar con tal realimentación. Resulta importante establecer el límite de frecuencia superior para un dado sensor, condiciones de medición y electrónica de medición. El problema entonces consiste en lograr ajustar adecuadamente al sistema para que la respuesta en amplitud sea lo más plana posible. Por otro lado, los efectos dinámicos que no son compensados por el sistema realimentado necesitan ser considerados. Esto último incluye efectos tales como: el análisis de ondas de calor a lo largo del alambre sensor y las fluctuaciones de temperatura de los soportes, que exceden los alcances del presente trabajo. También existen aspectos tales como la resolución espacial del sensor, debido a su tamaño finito, y los posibles efectos de la capa límite pueden limitar la respuesta en frecuencia efectiva para las fluctuaciones de velocidad.

Todos estos efectos podrían ser observados experimentalmente si uno pudiese generar fluctuaciones de velocidad de amplitud conocida sobre un rango amplio de frecuencias. Ya que esto no es práctico, para los ajustes rutinarios de la electrónica se suele utilizar una perturbación en forma de una onda cuadrada que permite evaluar la respuesta del

sistema. La interpretación de tal prueba electrónica se establece sobre un modelo teórico del anemómetro.

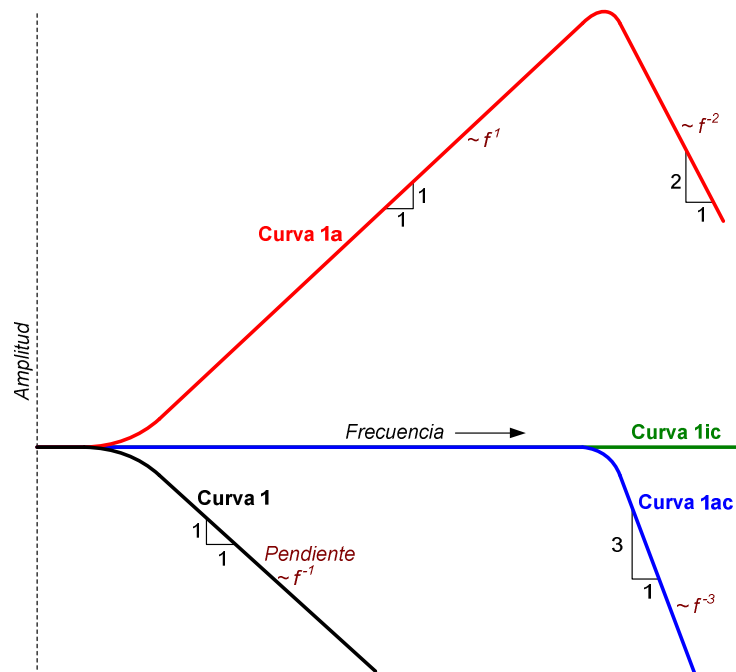


Figura 2. 3. Respuesta en frecuencia relativa (en escala logarítmica) de un sensor de hilo caliente. Curvas inferiores: respuesta a fluctuaciones de velocidad. Curva 1: sensor en operación de corriente constante sin compensar. Curva 1ic: respuesta ideal del sensor en operación de temperatura constante. Curva 1ac: respuesta real del sistema en operación de temperatura constante con respuesta optimizada para tercer orden. Curva superior: respuesta a la prueba de onda sinusoidal para un anemómetro de temperatura constante. Curva 1a: respuesta del sistema con respuesta optimizada para tercer orden.

Freymuth (1977) desarrolló una teoría detallada de pruebas con señales sinusoidales y cuadradas para resolver este problema. En este trabajo utilizó una ecuación diferencial lineal de tercer orden que consiste en la posibilidad de contar con dos controles ajustables para poder optimizar la respuesta del anemómetro. Si bien en el trabajo se analizan tres respuestas diferentes la que nos interesa aquí es la respuesta máximamente plana. Una conclusión que puede destacarse entre sus resultados es que la respuesta en frecuencia del anemómetro de temperatura constante puede incrementarse reduciendo la capacidad térmica del sensor c , incrementando el sobrecalentamiento $(R - R_r)/R$, o incrementando la transferencia de calor por convección, $H(V)$, entre el fluido y el sensor. La frecuencia de corte de este sistema, f_{cut} , es más sensible a estos factores que a la variación del diámetro del alambre.

La *figura 2.3* muestra además una representación cualitativa de los resultados de la teoría de Freymuth (1977). Para un ajuste apropiado del anemómetro de hilo caliente, e ingresando por el nodo 1 (ver *figura 2.1*) una señal de onda senoidal de amplitud constante se logrará una señal de salida U cuyo gráfico de amplitud en función de la frecuencia de la señal de entrada será similar a la curva *1a*. Si se desconecta tal señal sinusoidal de prueba y se aplican fluctuaciones de velocidad para el mismo anemómetro se obtendrá a la salida un gráfico de amplitud-frecuencia como el que sigue la curva *1ac*. El punto importante es que f_{cut} puede ser establecida directamente de la curva *1a*, lo cual implica que la curva *1ac* no necesita ser establecida experimentalmente.

Dada la inercia térmica del sensor y el atraso introducido por los cables de conexión es conveniente incluir una compensación en el puente de medición. Las dos alternativas de compensación más usadas son mostradas en la *figura 2.1* y fueron analizadas por Freymuth (1977). La primera corresponde a una capacitancia en paralelo con R_2 , y la segunda a una inductancia en serie con R_3 , ambas con desempeños similares.

2.2.4 Modelo térmico del sensor

Consideremos al sensor como un alambre fino montado sobre soportes y expuesto a una velocidad V , como se observa en la *figura 2.4*. Cuando sobre el conductor circula una corriente eléctrica, se genera calor ($I^2.R$). En equilibrio, la generación de calor está en balance con la pérdida de calor hacia los alrededores (principalmente por convección).

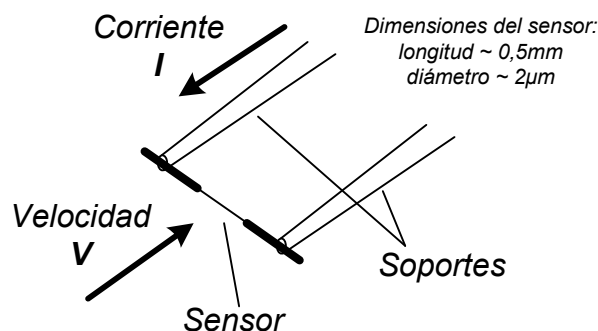


Figura 2. 4. Esquema básico del sensor de hilo caliente.

Si la velocidad cambia, el coeficiente de transferencia de calor cambiará, esto cambiará la temperatura del alambre y eventualmente se alcanzará un nuevo estado de equilibrio.

La ecuación que gobierna este sistema puede escribirse como:

$$\frac{dE}{dt} = W - H \quad (2.2)$$

donde:

- $E = c.T_s$ es la energía almacenada en el alambre, donde c es la capacidad térmica del alambre y T_s es la temperatura de los alrededores del alambre.
- $W = I^2.R = U^2.R/(R + R_l)^2$ es la potencia generada por efecto Joule, donde $R = R(T_m)$.
- $H = \phi + K + R$ es la transferencia de calor hacia los alrededores, y puede ser considerada como la suma de tres efectos:

⊕ Convección hacia el fluido $\rightarrow \phi = Nu.2.\pi.l.k_f.(T_m - T_a)$

donde:

$Nu = h_c.d/k_f$ es el número de Nusselt

d es el diámetro del alambre

h_c es el coeficiente de transferencia de calor por convección

k_f es la conductividad térmica del fluido a la temperatura de

“film” $T_f = (T_m + T_a)/2$

T_m es la temperatura media del alambre

T_a es la temperatura ambiente del fluido

$2.l$ es el largo del área sensible del sensor

⊕ Conducción de calor entre el alambre y los soportes $\rightarrow K = f(T_m, l, k_w, T_{sop})$

donde:

k_w es la conductividad térmica del material del sensor

T_{sop} es la temperatura de los soportes

⊕ Pérdidas por radiación $\rightarrow R = f(T_m^4 - T_f^4)$

Para condiciones de equilibrio, el cambio de calor almacenado es nulo y la potencia por efecto Joule es igual a la transferencia de calor.

$$\frac{dE}{dt} = 0 \therefore W = H \quad (2.3)$$

Para poder llevar a cabo un análisis simplificado de estas ecuaciones pueden hacerse en principio las siguientes suposiciones:

- Las pérdidas por radiación son pequeñas y usualmente despreciables, excepto para mediciones en gases enrarecidos. En general esta pérdida adiciona un pequeño valor constante para temperaturas de T_m y T_f constantes introduciendo un pequeño valor de offset dependiente solo del sobrecalentamiento.
- Conducción de calor del alambre hacia los soportes pequeña en comparación con la transferencia de calor por convección existente.
- T_m uniforme a lo largo del sensor.
- La velocidad incide sobre el alambre y es uniforme sobre toda su longitud, y también es pequeña en comparación con la velocidad del sonido.
- Temperatura y la densidad del fluido constante.

Por lo tanto, el problema se reduce a encontrar una expresión representativa del número de Nusselt en términos de los parámetros del fluido y del sensor. Una expresión general para el Nu [King, 1914] podría ser:

$$Nu = f\left(Re, Pr, \alpha_1, Gr, Ma, \gamma_h, a_T, \frac{2l}{d}, \frac{k_f}{k_w}\right) \quad (2.4)$$

donde:

$Re = \rho.V.d/\mu$ es el número de Reynolds

V es la velocidad libre del fluido

ρ es la densidad del fluido

μ es la viscosidad del fluido

$Pr = \mu.C_p/k$ es el número de Prandtl

C_p es el calor específico del fluido a presión constante

α_1 es el ángulo entre la dirección del flujo libre y la dirección normal del flujo al cilindro

$Gr = \rho^2.g.\beta_v.(T_m - T_a).d^3/\mu^2$ es el número de Grashof

g es la constante gravitacional

$\beta_v = 1/T_a$ es el coeficiente de expansión volumétrica

$Ma = R_0.T_a^{1/2}.V/\gamma_h$ es el número de Mach

R_0 es la constante de los gases

$\gamma_h = C_p/C_v$

C_p es el calor específico del fluido a volumen constante

$a_T = (T_m - T_a)/T_a$ es la relación de sobrecalentamiento o carga de temperatura

Afortunadamente, muchas aplicaciones permiten reducir significativamente el número de parámetros que deben ser incluidos. La expresión más simple y más frecuentemente referida en estos estudios es la ley de King [King, 1914]:

$$Nu = A + B.Re^n \quad (2.5)$$

donde A y B son constantes empíricas usualmente determinadas por calibración. Aunque la ecuación 2.5 no representa exactamente al Nu sobre un amplio rango de velocidades, es frecuentemente utilizada debido a su simplicidad. Una expresión que además considera el efecto del sobrecalentamiento está dada por Collis y Williams (1959):

$$Nu = \left(A + B \cdot Re^n \right) \cdot \left(1 + \frac{a_T}{2} \right)^{0,17} \quad (2.6)$$

donde:

$$\begin{array}{llll} A = 0,24 & B = 0,56 & n = 0,45 & 0,02 < Re < 44 \\ A = 0 & B = 0,48 & n = 0,51 & 44 < Re < 140 \end{array}$$

Sin embargo estos coeficientes no representan exactamente el comportamiento de los anemómetros y consecuentemente cada anemómetro requiere de un proceso de calibración.

Por lo tanto la transferencia de calor estática, suponiendo transferencia de calor por convección solamente, queda:

$$W = H \Rightarrow I^2 R = Nu \cdot 2 \cdot \pi \cdot l \cdot k_f \cdot (T_m - T_a) \quad (2.7)$$

Para un dado sobrecalentamiento, si se reescriben y reordenan los términos queda:

$$Nu = A + B \cdot Re^n = A + B' \cdot V^n \quad (2.8)$$

$$I^2 R = U^2 \cdot R / (R + R_1)^2 = Nu \cdot 2 \cdot \pi \cdot l \cdot k_f \cdot (T_m - T_a) \quad (2.9)$$

$$\boxed{U^2 = A^* + B^* \cdot V^n} \quad (2.10)$$

donde A , B y n son coeficientes que se obtienen de la calibración, U es el voltaje sobre el puente y V es la velocidad del gas.

2.3 FABRICACIÓN DEL ANEMÓMETRO DE HILO CALIENTE DE TEMPERATURA CONSTANTE

En esta sección presentamos la construcción tanto del sensor como de la electrónica asociada utilizando técnicas sencillas y equipos que por lo general se encuentran disponibles en los laboratorios o que son de bajo costo. Para el armado de los sensores se tomó como referencia el trabajo llevado a cabo por Ligrani, Westphal y Lemos (1989) y Westphal y otros (1988). En el mismo utilizan alambre de platino tipo Wollaston, que es un alambre muy fino de platino recubierto de plata. El estar recubierto en plata lo hace más fácil de manipular y de soldar aunque luego requiere de la remoción de la plata mediante un ataque químico.

Debido a la fragilidad de los sensores de hilo caliente, sólo resulta viable su uso práctico si se dispone de al menos la capacidad para repararlos. Por otro lado, es conveniente contar con la posibilidad de construir sensores con la geometría necesaria para cada aplicación.

La electrónica se desarrolló sobre la base del diseño de Itsweire y Helland (1983) pero se incluyen modificaciones para evitar el uso de componentes difíciles de obtener como inductancias variables y líneas de retardo. Se llevaron a cabo pruebas electrónicas de respuesta en frecuencia, tal como sugieren Freymuth (1977) y Fingerson (1994) y se realizaron mediciones comparativas con una electrónica comercial, la TSI1051. En todos los casos, los resultados alcanzados fueron similares a los del equipo comercial aunque con menor precisión. Una descripción completa sobre el procedimiento llevado a cabo puede hallarse en el trabajo presentado por Osorio, Silin y Converti (2010).

2.3.1 Fabricación de sensores de hilo caliente

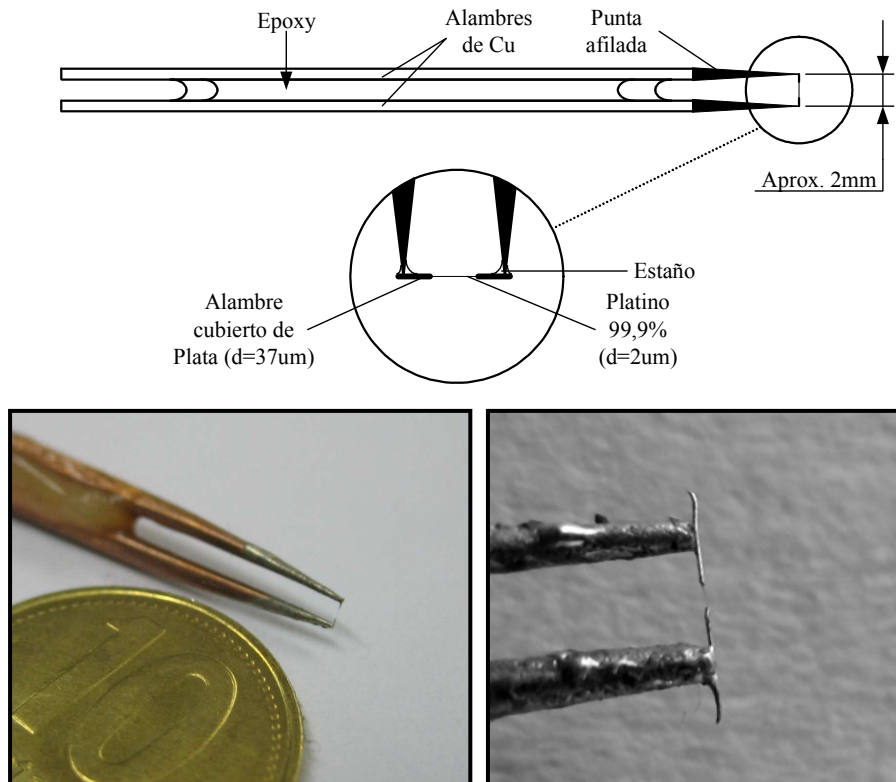


Figura 2. 5. Elementos básicos que conforman el sensor tipo hot-wire.

En nuestro caso los sensores fueron construidos utilizando alambre tipo Wollaston soldado a las puntas mediante soldadura blanda. El alambre que se utilizó posee un núcleo de platino con una pureza de 99,9 % y 2 μm de diámetro, de acuerdo a los datos brindados por el fabricante - Goodfellow Cambridge Limited, Huntingdon, Inglaterra. Un proveedor alternativo es Sigmund Cohn Corp., Mount Vernon, NY, USA. El recubrimiento es de plata, con un diámetro total de 37 μm . La razón que motivó la elección del mismo fue la disponibilidad del hilo en diámetros tan pequeños de núcleo, la relativa sencillez de su manipulación y la posibilidad de soldarlo directamente con estaño, aunque la utilización de diámetros de alambre de platino de 5 μm o mayores sea quizás recomendable para la mayoría de las aplicaciones. Como primera parte de la construcción se procedió a montar el hilo mediante soldadura blanda sobre dos puntas afiladas de alambre de cobre. Luego una porción del recubrimiento de plata es eliminado, dejando un pequeño segmento de hilo de platino (aproximadamente 500 μm de longitud) expuesto al ambiente. En la *figura 2.5* se muestran los elementos básicos que conforman el sensor.

Las dos puntas de cobre sobre las cuales se sujeta al sensor se encuentran separadas 2 mm. Estas puntas se adhieren entre sí con pegamento epoxy no conductor para dar suficiente rigidez mecánica ante la posibilidad de vibraciones.



Figura 2. 6. Lupa utilizada durante el proceso de montaje del sensor.

Para fabricar los sensores son necesarias varias herramientas: (a) una lupa estereoscópica de capacidad de zoom ajustable entre al menos 7,5x y 50x (ver *figura 2.6*), (b) algún tipo de posicionador que permita traslación a lo largo de los tres ejes y rotación sobre un eje, (c) una lámpara para proveer de luz adecuada a la lupa, (d) un ventilador pequeño para extraer humos de la soldadura, ya que el mismo perjudicaría a la lupa, (e) una fuente de corriente continua de 5 V para utilizar durante el ataque químico del alambre, (f) recipientes para la solución de ácido y lavado conectados a una pipeta utilizada para dirigir los chorros de cada uno de ellos. Todos estos instrumentos se montan sobre una mesa firme para evitar vibraciones durante la fabricación.

2.3.1.1 Montaje del Sensor

Como primer paso para el armado del sensor deben construirse la puntas sobre las cuales se monta el alambre sensor. El alambre de cobre que se usó tiene 1,7 mm de

diámetro. Normalmente los alambres requieren ser enderezados previamente, para ello se los puede estirar y torsionar simultáneamente (en forma manual), lo cual trae el beneficio adicional de aumentar su dureza. Luego se cortan dos segmentos a la medida que se desee, se los afila en uno de sus extremos y se pegan en paralelo con pegamento epoxy. Una vez que el adhesivo obtuvo su dureza definitiva se procede a pulir las puntas generando una pequeña superficie plana en su extremo adoptando una forma de cono truncado. Este procedimiento facilita luego el proceso de soldadura y mejora el posicionamiento del hilo perpendicular a las puntas. Es recomendable curar los adhesivos epoxy en un horno. Si bien la temperatura y tiempo de curado dependen de cada resina, como mínimo es recomendable mantenerlo durante una hora a 120 °C.

Para montar el alambre Wollaston se deben estañar las puntas y barnizarlas con un agente decapante como pasta de soldar o un flux líquido. En nuestro caso utilizamos una aleación plomo estaño comercial para soldar componentes electrónicos. Luego es suficiente con hacer contacto entre el alambre y las puntas y calentar estas últimas con un soldador (soldering iron) para re-fundir el estaño. Para esto se fija un tramo de alambre Wollaston debajo de la lupa binocular y se aproximan las puntas mediante el posicionador hasta hacer contacto con el alambre (ver *figura 2.7*). Se procede a soldar calentando las mismas con un soldador de electrónica hasta que el estaño se vuelva a fundir y moje el alambre. Esto se realiza utilizando un ventilador de computadora para aspirar el humo producido y de esta forma proteger las lentes de la lupa.

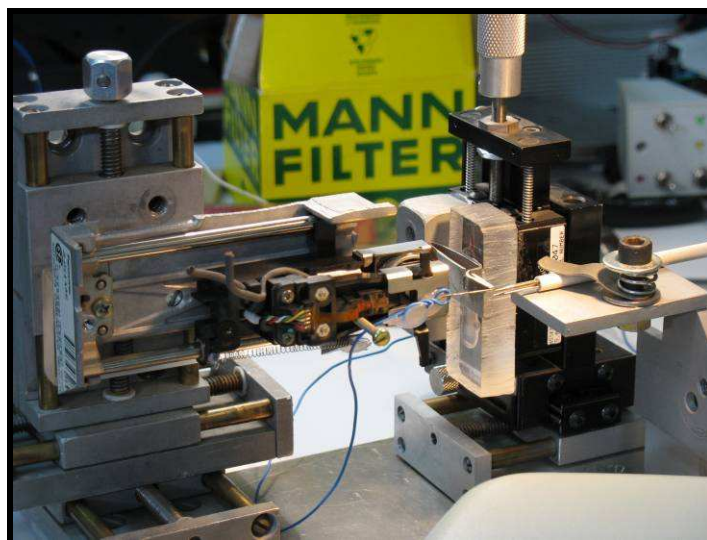


Figura 2. 7. Posicionadores de 3 ejes enfrentados.

Se debe intentar eliminar cualquier vestigio de tensión mecánica sobre el hilo del sensor; para lo cual una vez recortadas las puntas del alambre soldado con un “cutter” conviene volver a apoyar el soldador sobre ambas puntas a la vez hasta que el estaño se funda permitiendo el reacomodamiento del hilo.

Por último las puntas deben limpiarse con algún solvente, por ejemplo, Acetona, para eliminar totalmente los restos del proceso de soldadura.

2.3.1.2 Decapado del hilo sensor

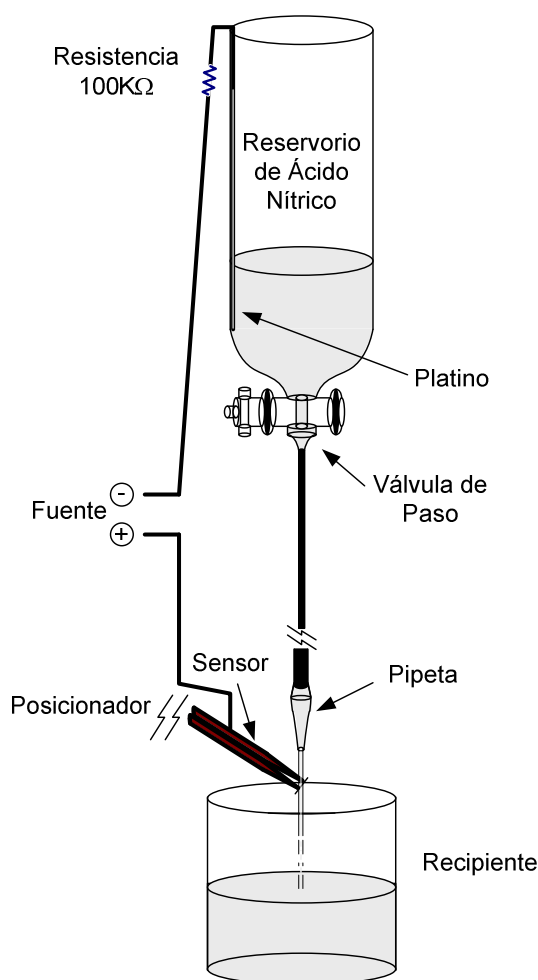


Figura 2. 8. Esquema del sistema de decapado sin el sistema de lavado.

El proceso de decapado es idéntico al descrito por Ligrani y otros (1989) y presentamos aquí un resumen del mismo. En la *figura 2.8* se muestra el sistema utilizado durante este

proceso y que consiste de un reservorio de vidrio que contiene ácido nítrico al 5 % conectado por medio de una válvula a un conducto, y este último, acoplado a una pipeta de vidrio de diámetro interior 0,3 mm.

Para acelerar el proceso de decapado se hace circular una corriente entre el hilo sensor y el reservorio a través de un hilo de platino sumergido en el ácido nítrico. Este se conecta al terminal negativo de la fuente de tensión a través de una resistencia de 100 k Ω . El terminal positivo se conecta a las puntas del sensor, cerrándose el circuito a través del ácido y el hilo del sensor. La corriente de trabajo debe estar en el rango de 10-50 μ A para lo cual se puede hacer uso de una fuente de tensión controlada o simplemente una fuente fija y un potenciómetro. Al inicio del proceso de decapado la corriente se fija en 50 μ A. Como resultado de este proceso, el nivel de corriente desciende lentamente hasta que la plata es eliminada completamente y la corriente es aproximadamente 30 μ A. Se necesita aproximadamente 10 minutos para eliminar la cobertura de plata. Para colocar el sensor debajo del chorro conviene utilizar nuevamente el posicionador.

2.3.1.3 Lavado del sensor

Los sensores se lavan después del decapado para eliminar cualquier solución de ácido residual, a raíz de que [Ligrani, 1984, Ligrani y Bradshaw 1987] si los sensores no son lavados adecuadamente se observa una deriva importante con el tiempo. Para llevar a cabo esto se utiliza agua destilada y filtrada. También se utiliza un recipiente de depósito para el agua y una pipeta de diámetro algo mayor a la del proceso de decapado (no necesita ser de vidrio). Se debe evitar que se formen gotas ya que la tensión superficial del agua es suficiente para romper el alambre de 2 μ m. El procedimiento requiere al menos unos 2 minutos aunque se recomiendan tiempos más largos.

Una imagen del sensor de hilo caliente, finalizado el proceso de lavado, se observa en la *figura 2.9*.



Figura 2. 9. *Imagen del sensor de hilo caliente luego del proceso de decapado.*

Una vez culminado el paso anterior se procedió a medir el valor de resistencia alcanzado por el sensor que debe ser similar al valor teórico calculado a partir de la resistividad del material ($10,58 \mu\Omega/\text{cm}$). En nuestro caso resulta que el valor aproximado de resistencia es de $16,8 \Omega$.

El procedimiento descrito anteriormente resulta ser muy flexible en cuanto a la geometría de armado de los sensores como puede observarse en la *figura 2.10*.



Figura 2. 10. *Fotografías de sensores con diferentes geometrías. La imagen de la derecha corresponde a la de un sensor tipo X*

El esquema más común de medición es cuando se utiliza un sensor de hilo caliente con un único alambre de sensado para poder medir velocidades medias o fluctuaciones en una única dirección. Para detectar dos componentes de velocidad se hace uso de sensores con dos alambres de sensado ubicados en forma de X, como puede observarse en la *figura 2.10*. Para poder medir una tercera componente se suma un tercer hilo

sensor normal al anterior o rotado respecto de la X. También puede obtenerse tanto la velocidad como la temperatura si se opera con dos sensores paralelos a diferentes temperaturas.

2.3.2 Electrónica de un Anemómetro de hilo caliente de temperatura constante

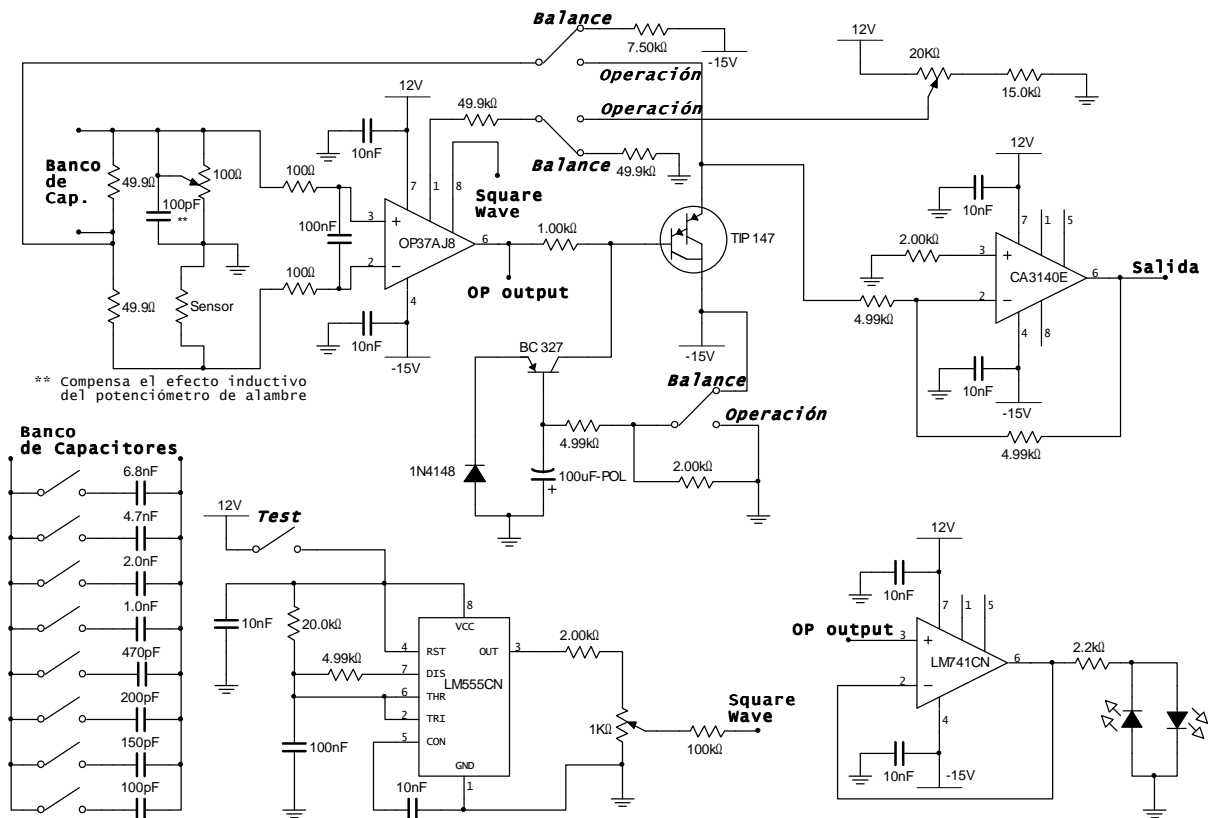


Figura 2. 11. Circuito del anemómetro. Las llaves se muestran en modo de balance.

El circuito construido en el laboratorio, ver figura 2.11, se basó en el presentado por Itsweire (1983). En el circuito de Itsweire se utiliza una compensación de tipo inductiva pero esta clase de componentes es de uso poco frecuente y difícil de obtener. En el circuito que se presenta se optó por un banco de capacitores. Este solo permite variar la capacidad en forma discreta pero resulta suficiente para lograr la respuesta en frecuencia deseada.

En nuestro circuito utilizamos el OP37 como amplificador, tal como en el diseño de Itsweire y Helland (1983), aunque puede encontrarse un circuito alternativo utilizando el OP27 [Norris, 1996]. El OP37 provee alta ganancia a lazo abierto para altas frecuencias manteniendo bajo ruido y baja deriva térmica. En las *referencias* se indica donde puede hallarse la hoja de datos de este dispositivo.

El circuito del anemómetro fue construido lo más flexible posible, teniendo en cuenta eventuales cambios de sensores con diversas características. El capacitor ubicado en la entrada diferencial del OP37 tiene el fin de proveer estabilidad a dicho amplificador realimentado. Los capacitores de compensación y de estabilidad deben poseer baja deriva térmica.

La selección de las resistencias que componen el puente se lleva a cabo teniendo en cuenta la relación $R_3 = (R_2/R_1) \cdot R_{\text{sensor}} = n \cdot R_{\text{sensor}}$, donde n es 1 o un múltiplo de 10. De esta forma la lectura sobre el indicador de la resistencia variable R_3 se corresponde con el valor del sensor en ohms o sus múltiplos de 10. Se recomienda que las resistencias de la rama de referencia (R_2 y R_3) sean mayores que las de la rama de sensado para reducir el consumo de corriente y la deriva térmica.

Cabe destacar que un circuito con menor desempeño pero más sencillo es presentado por Kreider (1973).

2.3.2.1 Modo Balance

Este modo debe ser seleccionado inicialmente; y siempre que se cambie de sensor. El mismo hace funcionar al puente como un puente de Wheatstone de baja corriente con el valor de resistencia R_r del sensor a la temperatura de referencia T_r . De esta forma se utiliza el OP37 como comparador y se lleva a cabo un balance mediante el potenciómetro multivoltas. Una vez que se ha conseguido el equilibrio se puede variar el sobrecalentamiento modificando el valor de resistencia del potenciómetro multivoltas (para el uso general se aconseja no superar el 50 %).

2.3.2.2 Modo Operación

Una vez determinada la resistencia del sensor y con el sobrecalentamiento ya establecido, puede utilizarse el anemómetro para medición colocándolo en el modo de operación. Cabe aclarar que al aumentar el sobrecalentamiento el circuito responde con mayor sensibilidad pero surgen efectos de convección natural en mediciones a bajas velocidades.

Los primeros ensayos fueron llevados a cabo utilizando como sensor el filamento de tungsteno de una lámpara de iluminación (ver *figura 2.12*). Este alambre posee mayor resistencia mecánica, mayor longitud y diámetro, permitiendo poner a punto la electrónica sin poner en riesgo sensores costosos.

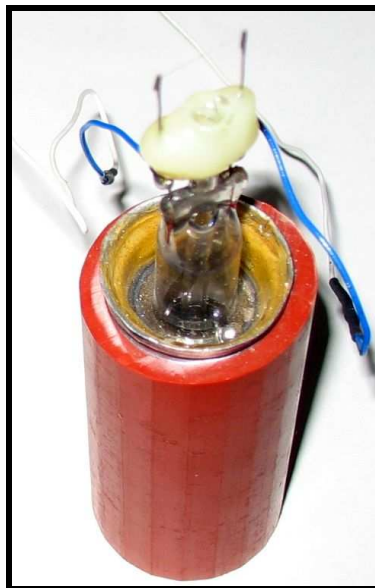


Figura 2. 12. *Sensor de alambre de tungsteno.*

2.3.2.3 Detalles de implementación

Este ítem se exploya con detalle en el *anexo A*.

2.4 RESULTADOS

A continuación se resumen los resultados obtenidos de diferentes ensayos llevados a cabo con el anemómetro de hilo caliente de temperatura constante y que sirvieron para poner a punto la electrónica asociada. Para tales ensayos se hizo uso de un calibrador de anemómetros de hilo caliente, similar al presentado en Fingerson (1994), consistente en un jet de aire filtrado con tres mallas de rectificación del flujo, una contracción 50:1, y caudal ajustable, con el fin de proveer de un flujo laminar con perfil de velocidad plano a su salida. Este dispositivo fue construido en el Laboratorio de Ingeniería del Instituto Balseiro por el Mgr. Rubén Sosa. Una imagen del mismo puede observarse en la *figura 2.13*.

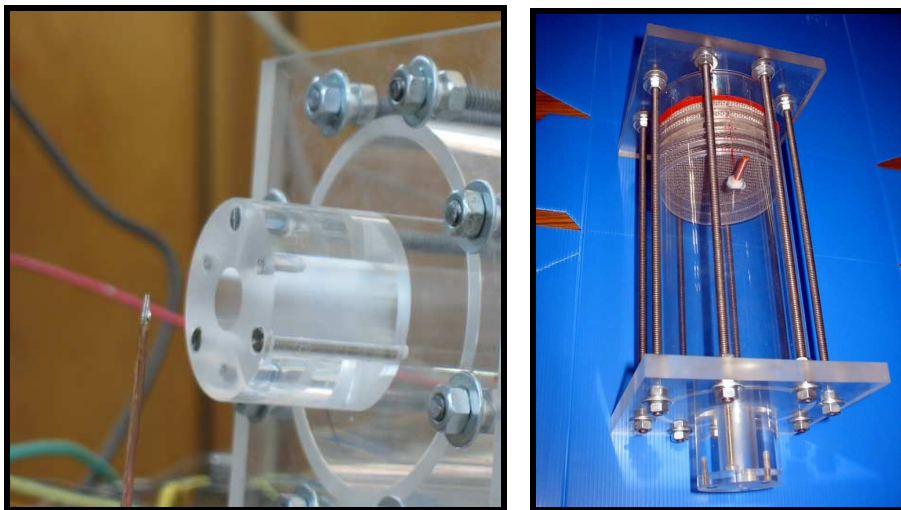


Figura 2. 13. *Dispositivo calibrador de flujo laminar constante.*

2.4.1 Respuesta en Frecuencia

La característica más deseable de la realimentación implementada sobre el puente es la extensión del rango de respuesta en frecuencia del sensor. En mediciones turbulentas es importante que la respuesta de amplitud del instrumento sea constante sobre el rango de frecuencias de interés. Una puesta a punto ideal sería generar una variación conocida en la velocidad sobre el rango de frecuencias deseado, pero en la práctica esto resulta sumamente difícil. Por esta razón normalmente se utiliza una prueba electrónica.

2.4.1.1 Prueba de onda cuadrada

La prueba que se utiliza típicamente para poner a punto los anemómetros de hilo caliente es la inyección de una perturbación en forma de onda cuadrada y el ajuste de la electrónica hasta obtener la respuesta deseada. Puede notarse en la *figura 2.11* que el circuito presentado cuenta internamente con un oscilador 555 (en las *referencias* se indica donde puede hallarse la hoja de datos de este dispositivo) que provee de esta onda cuadrada en el modo “test”. La onda cuadrada es tal que el sistema se estabiliza entre los saltos producidos por ella, pudiendo dar, entre otras, alguna de las formas de onda de salida que se muestran en la *figura 2.14*.

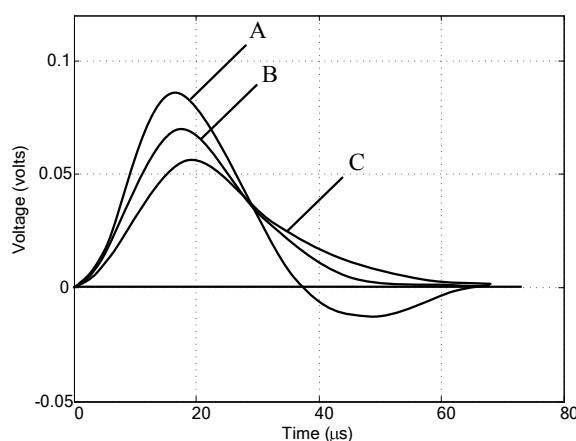


Figura 2. 14. Respuestas a la prueba con onda cuadrada: A, subamortiguado, B, amortiguamiento crítico, C, sobreamortiguado.

Este ajuste se debe llevar a cabo con el sensor expuesto a un flujo de velocidad media similar a la de la aplicación (pero con baja turbulencia), ya que la respuesta depende de la velocidad del flujo en que se encuentra. La respuesta en frecuencia se ajusta controlando dos parámetros: el offset del amplificador, mediante el potenciómetro de 20 k Ω ; y la capacitancia de una de las ramas del puente, mediante el banco de capacitores.

Las mediciones que se presentan más adelante, fueron efectuadas para respuesta con amortiguamiento crítico y subamortiguado. Para conseguir una respuesta en frecuencia adecuada, se debe estimar la constante de tiempo τ como describen Freymuth (1977) y

Fingerson (1994), a partir de la cual se puede aproximar la frecuencia de corte del circuito como:

$$f_{cutoff} = \frac{1}{1,3 \cdot \tau} \quad (2.11)$$

donde τ se define como se observa en la *figura 2.15*.

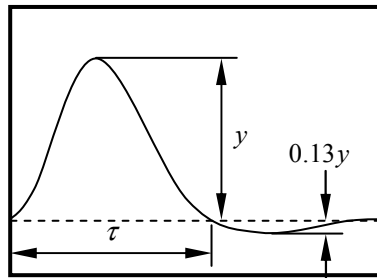


Figura 2. 15. Salida en respuesta de un salto en la corriente de entrada para un ajuste apropiado del anemómetro de temperatura constante con un sensor de alambre.

Las pruebas llevadas a cabo dieron resultados sumamente satisfactorios. El sensor fue conectado a la electrónica de medición a través de un cable coaxial de 50Ω de 5 m de longitud. En la *figura 2.16* se observa un gráfico de osciloscopio como el sugerido anteriormente.

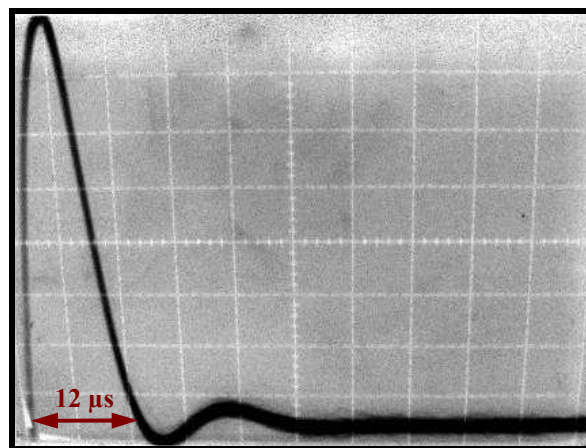


Figura 2. 16. Respuesta del anemómetro en el modo “test”.

Esta forma de onda fue obtenida con un sensor de $R = 17 \Omega$, con un sobrecalentamiento del 40 %, una velocidad media de paso del fluido $v \approx 9,1 m/seg$, y con los capacitores

C_5 , C_6 , C_8 , C_9 , C_{10} activos. El valor de τ obtenido es de 12 μseg lo que equivale a $f_{\text{cutoff}} \approx 64\text{kHz}$.

2.4.1.2 Prueba con onda senoidal

La frecuencia de corte también puede ser determinada por medio de un ensayo que consiste en la inyección de una señal senoidal en la rama del puente correspondiente al sensor – pin 2 del OP37 – realizando un barrido en frecuencia y midiendo la respuesta de la electrónica. De esta forma, se obtiene un gráfico similar al presentado en la *figura 2.3*. Dicha señal de baja amplitud se acopla al circuito mediante una resistencia de 50 $\text{k}\Omega$. Los resultados conseguidos mediante dicho ensayo, para el circuito sugerido y una unidad comercial TSI 1051 – relación 5:1 –, se observan en la *figura 2.17*.

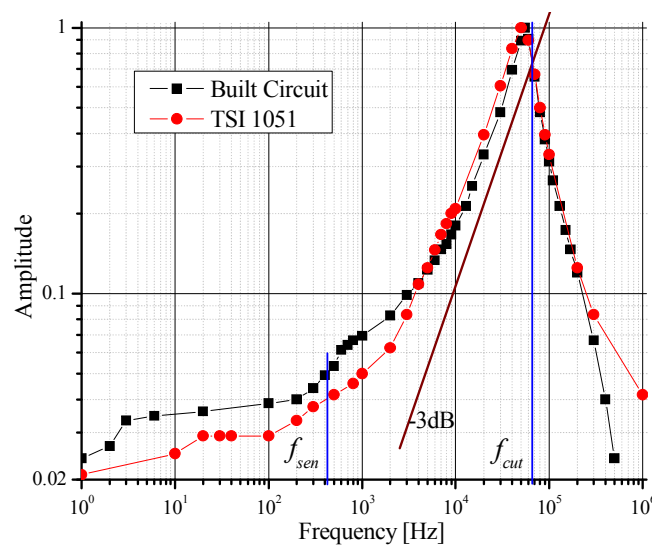


Figura 2. 17. Respuesta a la prueba con onda senoidal.

La frecuencia de corte puede ser estimada como aquella frecuencia para la cual la curva cae por debajo de la recta señalada como -3 dB y a partir de la cual se presenta una atenuación de aproximadamente f^{-2} . En el gráfico se ha identificado dicha frecuencia, correspondiéndose con el valor obtenido de la prueba con onda cuadrada. Las mediciones, para ambos equipos, se llevaron a cabo con los sensores *hot-wires* fabricados. Puede notarse diferencias en el comportamiento de ambas electrónicas para

mismas condiciones de operación, especialmente a bajas frecuencias. Sin embargo, entre 10 kHz y 100 kHz las curvas son similares.

De la *figura 2.17*, también puede determinarse la respuesta dinámica del hilo sensor sin compensación de frecuencia, el cual funciona como un filtro pasa bajos. Esto es, se toma el valor de la abscisa donde la curva permanece prácticamente horizontal, y se calcula el punto de 3 dB del sensor. La frecuencia correspondiente en ambos casos es aproximadamente 400 Hz.

Para poder constatar la performance del anemómetro en relación a un modelo comercial se llevó a cabo el análisis detallado a continuación.

2.4.2 Densidad espectral de Potencia

La densidad espectral (*Spectral Density*) de una señal es una función matemática que nos informa de cómo está distribuida la potencia o la energía (según el caso) de dicha señal sobre las distintas frecuencias de las que está formada, es decir, su espectro.

La definición matemática de la densidad espectral (DE) es diferente dependiendo de si se trata de señales definidas en energía, en cuyo caso hablamos de densidad espectral de energía (DEE), o en potencia, en cuyo caso hablamos de densidad espectral de potencia (DEP). En nuestro caso se trata de una señal definida en potencia.

- Señales definidas en potencia: una señal $x(t)$ es definida en potencia si su potencia media es finita, i.e, $0 < P_x < \infty$ y por tanto, su energía media es infinita, $E_x \rightarrow \infty$. La DEP se calcula usando el teorema de “Wiener-Khinchin” el cual relaciona la DEP con la transformada de Fourier de la función de autocorrelación:

$$S_{xx}(f) = TF \{R_{xx}(\tau)\} = \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xx}(\tau) \cdot e^{-2\pi i f \tau} d\tau \text{ expresada en [W/Hz]} \quad (2.12)$$

donde TF significa transformada de Fourier y $R_{xx}(\tau)$ es la función de autocorrelación de $x(t)$. El valor $S_{xx}(0)$ es la potencia de la componente de continua (DC) de la señal. La integral de esta función en todo el eje f es el valor de la potencia total de la señal $x(t)$:

$$P = \int_{-\infty}^{+\infty} S_{xx}(f) df \quad (2.13)$$

Un problema muy común y con grandes aplicaciones prácticas en el procesamiento de señales es el de estimar la densidad espectral de potencia de una señal aleatoria estacionaria. Se dice "estimar" puesto que, como la señal es un proceso estocástico (estacionario) dada la naturaleza estocástica del mismo no es posible determinar con absoluta precisión su DEP a no ser que dispongamos de un registro de señal infinito, lo cual no es posible.

Las técnicas de estimación se dividen en dos grandes grupos:

- *No Paramétricas*. Consisten siempre de una u otra forma en el cálculo del periodograma. Calcular la transformada de Fourier (que en un ordenador es la DFT, en realidad, la FFT) de un registro de señal para estimar su espectro como la magnitud al cuadrado de su resultado, es un ejemplo de técnica no paramétrica.
- *Paramétricas*. Consisten en suponer un determinado modelo para el proceso estocástico (modelos AR, MA, ARMA, etc) y en la estimación de los parámetros de estos modelos mediante técnicas de predicción lineal (filtrado lineal óptimo) u otros métodos.

El análisis de densidad espectral de potencia, en esta parte del trabajo, se ha llevado a cabo mediante el entorno de MatLab. En las *referencias* se señala un tutorial introductorio a dicho entorno. Para esto, se ha seleccionado la técnica de estimación de DEP no paramétrica conocida como método “*multitaper*” (MTM). Este método en lugar de utilizar filtros pasabanda que son esencialmente ventanas rectangulares (como en el

método del “periodograma”) utiliza un banco de filtros pasabanda óptimos para computar la estimación. La función del toolbox de procesamiento de señales de MatLab (2004) que implementa este método MTM se llama “pmtm”.

2.4.2.1 Mediciones y resultados

Se realizaron mediciones sobre un jet turbulento con dos sensores iguales, uno conectado a una electrónica comercial -TSI 1051- y otro conectado al circuito propuesto, con el propósito de efectuar una comparación de sus respuestas. Se ubicaron los dos sensores a una distancia entre sí de aproximadamente 200 μm . Las mediciones se tomaron a una velocidad media $u = 10 \text{ m/seg}$; ajustando el sobrecalentamiento de ambas unidades al 20 %. Los resultados muestran un buen consenso de los espectros de potencia sobre un ancho de banda de 50 kHz. Si bien existen mínimas diferencias entre las mediciones de ambos sensores alrededor de los 80 Hz y los 300 Hz estos son errores dentro de lo esperado. Por otro lado las diferencias encontradas en la prueba electrónica mostrada en *figura 2.17* no aparecen reflejadas en esta medición (ver *figura 2.18*).

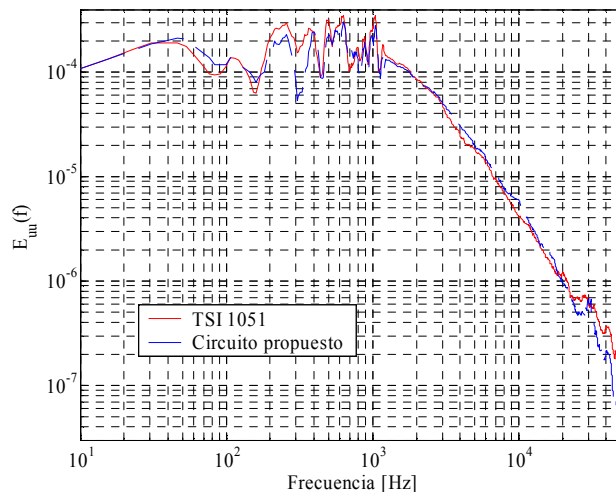


Figura 2. 18. Espectro de potencia de la velocidad para el circuito propuesto y TSI 1051.

Sobrecalentamiento 20% y $v=10\text{m/s}$.

Para este ensayo se utilizó una placa de adquisición de datos modelo PCI-DAS6070 de 12 bits de resolución y tasa de muestreo máxima de 1,25 MS/s.

2.4.3 Otros aspectos

Durante los ensayos preliminares, el sensor de hilo caliente construido con esta metodología puede soportar flujo de aire de 10 m/s durante varias horas. Estas pruebas se llevaron a cabo con aire filtrado utilizando un filtro de 0,5 μm , de otra manera el polvo u otras partículas podrían romper el alambre del sensor. Por otra parte, aunque no hemos realizado pruebas de estabilidad a largo plazo, mediciones preliminares llevadas a cabo durante un período de cuatro días en aire inmóvil denotó una deriva de menos de 0,5 % por día.

2.5 CONCLUSIONES ACERCA DEL ANEMÓMETRO CONSTRUIDO

El anemómetro de temperatura constante con sensor tipo *hot-wire* presentado en este trabajo resulta ser un instrumento de armado sencillo, de muy buen comportamiento, fácil de utilizar y de bajo costo; donde los componentes necesarios para su fabricación pueden conseguirse fácilmente. El equipo permite realizar una moderada compensación de respuesta en frecuencia para diferentes sensores, aunque con un ajuste no tan preciso como el que puede obtenerse con el TSI 1051 (τ aproximadamente de 5 μs).

La fabricación propia de estos instrumentos da gran flexibilidad al usuario, permitiéndole el armado de sensores con soportes diseñados para usos específicos o geometrías complejas y la modificación de la electrónica para el uso de sensores con valores de resistencia variados.

Si bien, este tipo de instrumento no es de alta performance cubre la mayor parte de los usos típicos de los anemómetros de hilo caliente. Las pruebas llevadas a cabo dieron resultados sumamente satisfactorios.

En general, se destaca la utilidad de este tipo de técnicas experimentales para el estudio de flujos turbulentos en un laboratorio del área de Termohidráulica, tanto como dentro de instituciones educativas.

Para el uso del sensor de tensión de corte se utilizó esta misma electrónica modificando el valor de las resistencias que componen el puente de medición.

2.6 INTRODUCCIÓN AL DESARROLLO DEL SENSOR DE Tensión DE CORTE EN LA PARED

El sensor fabricado tipo *hot-film* está constituido por dos hilos conductores por los que se hace circular corriente: uno para efectuar las mediciones propiamente dichas; y el otro que servirá para hacer las veces de armadura térmica con la pared. En la *figura 2.14* se muestra un esquema simplificado del sensor expuesto a un flujo.

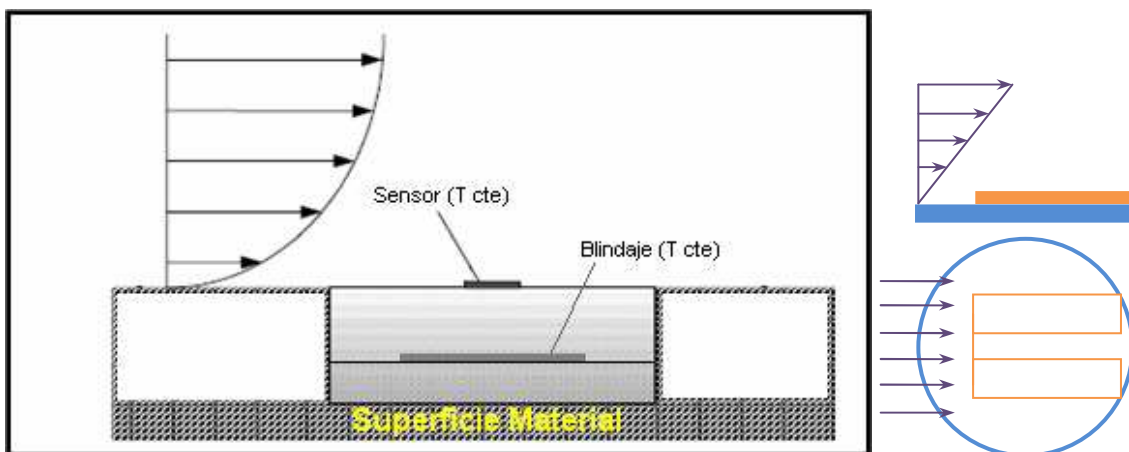


Figura 2. 14. Esquema del sensor de tensión de corte tipo película conductora.

El flujo de aire que pasa a una cierta velocidad extrae calor del alambre de medición, o alambre sensor, modificando su temperatura y por lo tanto su resistencia eléctrica. Esto nos permite medir la tensión de corte. Una alternativa a este método es mantener la temperatura constante y medir la potencia disipada para lograr esto. Esto último se verá en mayor detalle en los capítulos siguientes. El conductor de armadura, como su nombre

lo indica, impide que las posibles variaciones de la temperatura de la pared afecten la medición del conductor sensor.

Como es de esperarse, para poder medir con tales sensores de tensión de corte se hace necesaria una calibración de los mismos en condiciones lo más parecidas, cuando no idénticas, a las de uso. Parte del presente trabajo se centra en la necesidad de contar con un dispositivo de calibración como se verá en el *capítulo 3*.

2.7 FABRICACIÓN DEL SENSOR DE TENSIÓN DE CORTE

En esta sección se describe brevemente el procedimiento llevado a cabo para la fabricación del sensor de tensión de corte que se utilizó en la presente Tesis. Este fue construido mediante la práctica de técnicas de microfabricación en el Laboratorio de Bajas Temperaturas del Centro Atómico Bariloche por el Mgter. Nicolás La Forgia. El material utilizado para el elemento sensor y el elemento de armadura fue níquel.

2.7.1 Fabricación de MEMS

Existen variados métodos de fabricación de MEMS [Maluf y Williams, 2004]. Muchos han surgido de la industria de circuitos integrados, y otros han sido desarrollados específicamente para micromaquinado con silicio. No hay duda de que el conocimiento de la utilización de los equipos de procesamiento y de los correspondientes procesos de fabricación, inicialmente desarrollados para la industria de semiconductores, han contribuido al crecimiento de la industria de MEMS haciendo posible superar los masivos requerimientos de infraestructura. Por ejemplo, las herramientas de litografía utilizadas en micromaquinado resultan ser frecuentemente generaciones previas de equipos diseñados para la fabricación de electrónica de circuitos integrados. El rendimiento de estos equipos satisface suficientemente los requerimientos para llevar a cabo el micromaquinado. Por otro lado existen algunos procesos especializados, tales

como, tales como el “*wet etching*” químico anisotrópico, “*wafer bonding*”, “*deep reactive ion etching*”, “*sacrificial etching*” y “*wet etching*” químico crítico, que surgieron durante el auge de las MEMS y han permanecido limitados a su aplicación en micromaquinado.

Desde una perspectiva simplista, el micromaquinado conlleva una similitud con el maquinado convencional en el sentido de que el objetivo consiste en definir de forma precisa una geometría arbitraria en o sobre un bloque de material. Existen, sin embargo, algunas diferencias. El micromaquinado es un proceso paralelo en el cual se amontonan decenas de miles de elementos idénticos para ser fabricados al mismo tiempo sobre el mismo *wafer*. Además, en algunos procesos, pueden ser procesados conjuntos de *wafers* simultáneamente. Otra diferencia clave es la característica de pretender minimizar las dimensiones (en el orden de los micrómetros), la cual es un orden de magnitud más pequeña que la que puede ser alcanzada utilizando el maquinado convencional.

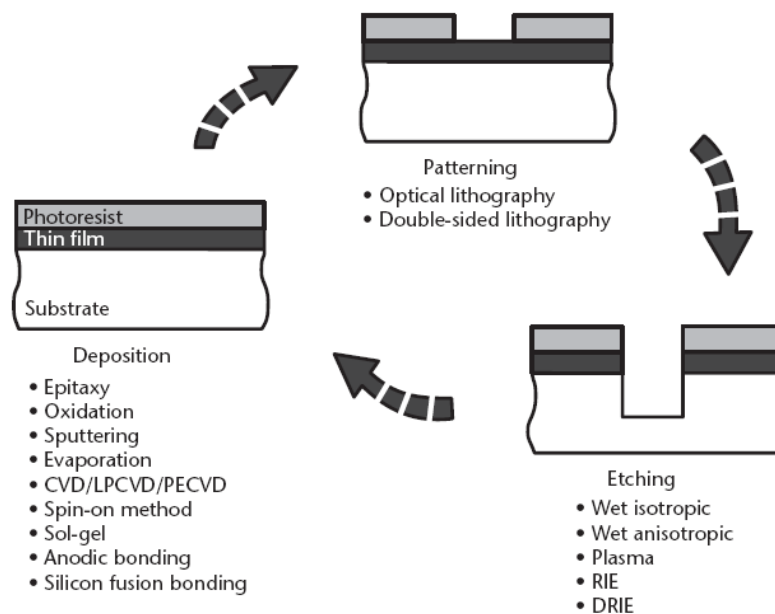


Figura 2. 15. Ilustración del flujo de procesos básicos en micromaquinado: las capas son depositadas, el material fotorresistivo es litográficamente grabado según un patrón y entonces utilizado como una máscara para eliminar los materiales subyacentes. El proceso se repite hasta completar la microestructura.

El micromaquinado de silicio combina diferentes capas de material sobre un *wafer* de silicio. Esto se logra mediante el grabado de patrones con procedimientos de *etching*

precisos (removiendo el material selectivamente) en tales capas o dentro del sustrato subyacente. La implementación de esto se basa sobre un amplio abanico de procesos de fabricación, incluyendo la deposición del material, grabado de patrones (*patterning*) y técnicas de *etching*. En este contexto la litografía juega un papel significativo en la alineación exacta y precisa de los patrones. Las herramientas de MEMS más conocidas pueden observarse en la *figura 2.15*.

2.7.1.1 Litografía

Los sensores de tensión de corte caracterizados en este trabajo consisten de dos sustratos adheridos, uno para el sensor y otro para la armadura. Cada uno de estos sustratos fue fabricado mediante técnicas de litografía. La litografía involucra básicamente tres pasos secuenciales [Maluf y Williams, 2004]:

- La aplicación de material fotorresistivo (o simplemente “fotore sist”), el cual conforma una capa de emulsión fotosensitiva.
- Exposición óptica para grabar una imagen de una máscara sobre el fotore sist.
- Inmersión en una solución acuosa para disolver el material de fotore sist expuesto y dejar descubierta la imagen latente.

A continuación se comentan las dos posibilidades analizadas para llevar a cabo la fabricación de los sensores utilizados en este trabajo. Para esto se utilizó las técnicas de litografía “*lift off*” y “*etching*”.

■ La técnica de *lift off* consiste en:

- Realizar la litografía del patrón de fotore sist en negativo sobre el sustrato (se graba sobre el sustrato la parte de níquel que se desea eliminar).
- Luego se deposita una capa fina de níquel.

- Por último se coloca el sustrato en acetona y mediante ultrasonido se disuelve el patrón de fotoresist.

■ La técnica de *etching* consiste en:

- Depositar una capa fina de níquel sobre el sustrato.
- Realizar la litografía del patrón de fotoresist en positivo sobre la capa de níquel (se graba sobre el sustrato la parte de níquel que no se desea eliminar).
- Luego se lleva a cabo un ataque químico que afecta mayormente el níquel no protegido.
- Por último se debe limpiar la litografía con acetona.

2.7.2 Resultados de la fabricación del sensor de tensión de corte

Un punto importante en la fabricación del sensor fue que los elementos de sensado y de armadura se fabricaron sobre sustratos diferentes. Se seleccionó una de las dos técnicas descritas en la *sección 2.7.1.1* y se procedió a grabar sobre cada sustrato su patrón correspondiente. Una vez obtenidos estos últimos, se procedió a pegarlos para poder ensamblarlos como un único sensor. Como material del sustrato se utilizó *mylar*.

Se utilizaron parámetros normales de litografía, estos son:

- Entre 14 y 20 segundos de exposición a rayos UV.
- Entre 1:30 y 2 minutos de revelado

Hay que tener en cuenta para la técnica de *lift off* que el ultrasonido es demasiado violento y daña el patrón.

En cuanto a la técnica de *etching* el resultado se puede calificar como bueno. Los posibles agentes químicos que pueden utilizarse para el ataque del Níquel son:

- Cloruro Férrico.
- Aqua Regia (*etching* de metales nobles).

El ataque finalmente fue realizado con Cloruro Férrico en las siguientes proporciones:

- 25 gotas en 25 ml de agua. (5 minutos aprox.)
- 35 gotas en 25 ml de agua. (2 minutos aprox.)
- 40 gotas en 25 ml de agua. (1 minuto aprox.)

La deposición de la capa de níquel para ambas técnicas se llevó a cabo por *Sputtering*. El tiempo sugerido para este proceso es de 5 minutos a una altura de revolución de 1,4 cm y una potencia del equipo de 50 W. De esta forma se logra depositar una capa de níquel de 100 nm de espesor. Este espesor de deposición es cuasi lineal con el tiempo.

2.7.2.1 Procedimiento de ensamblado del sensor

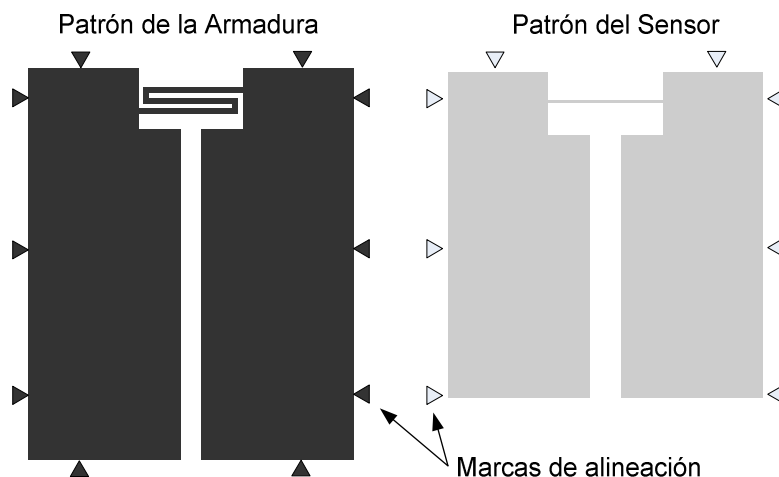


Figura 2. 16. Patrones utilizados para el armado del sensor. Así deberían quedar grabados sobre cada sustrato.

Una vez obtenidos los dos patrones de sensores, el sensor propiamente dicho y la armadura, cuyos diseños se ilustran en la *figura 2.16*, los mismos se pueden unir de la siguiente forma:

- Primero despegar el *mylar* de los botones de sujeción.
- Mojarlos con agua y pegarlos en sus esquinas a dos vidrios. Para el patrón de armadura, el sustrato en contacto con el vidrio, y para el patrón del sensor, el níquel en contacto con el vidrio.
- Calentarlos para que no haya agua en el lugar donde van a ser pegados los sensores.
- Poner ambos vidrios en la alineadora (del equipo de exposición UV), uno de los vidrios va como el sustrato y el otro como máscara. Notar que al colocarlos en la alineadora el níquel siempre va a mirar hacia arriba. Tener en cuenta que si se juntan los vidrios los dos patrones se van a tocar.
- Se procede a alinear, usando la lupa de la alineadora, ambos patrones haciendo coincidir las marcas de alineación hechas en la litografía, ver *figura 2.16*.
- Una vez alineado se levanta un poco la máscara y se coloca una gotita de pegamento.
- Se baja la tapa cuidadosamente para no perder la alineación.
- Finalmente se presiona el botón de contacto, y luego se retiran los vidrios del equipo junto con el sensor.

En la *figura 2.17* se observa un esquema del sensor terminado en el cual se pueden observar como debe quedar el sensor una vez ensamblado.

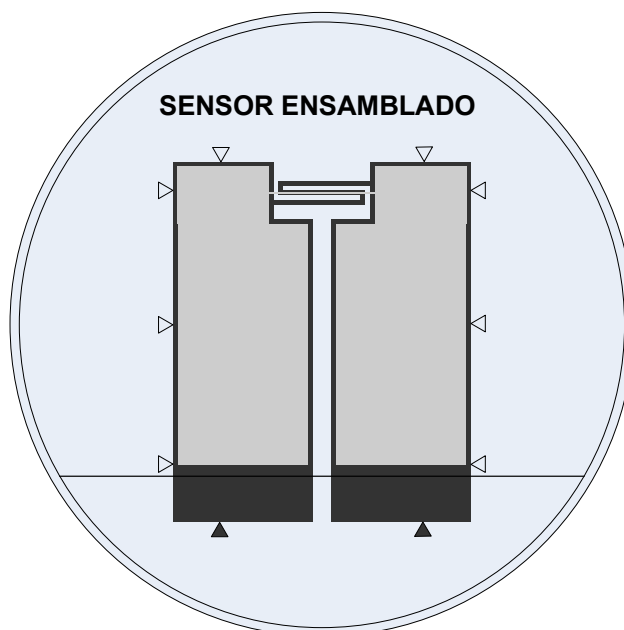


Figura 2. 17. Esquema del sensor de tensión de corte una vez ensambladas sus partes.

En la imagen de la *figura 2.18* puede observarse el sensor fabricado con sus dos hilos conductores de aproximadamente 50 μm de ancho, 100 nm de espesor y 1,88 mm de longitud montados sobre los contactos correspondientes.

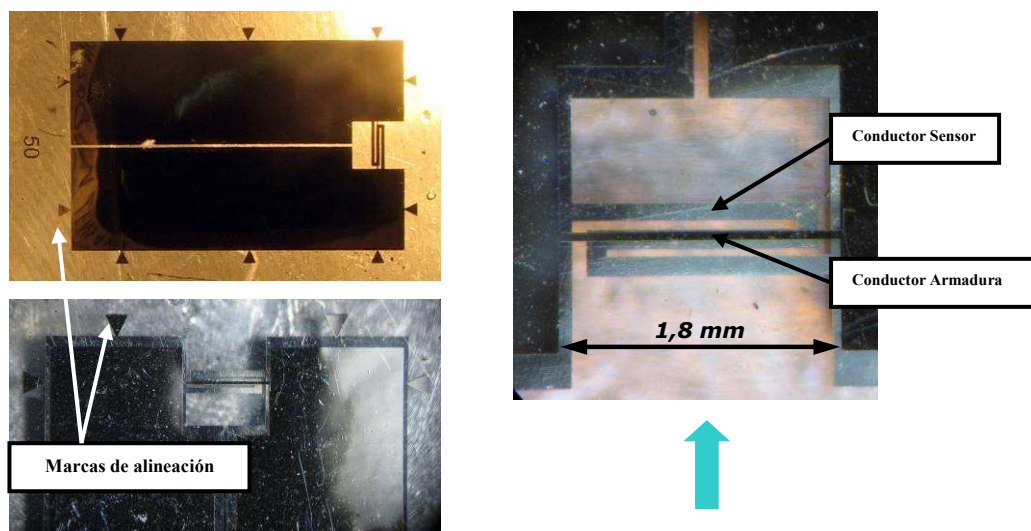


Figura 2. 18. Fotografías del sensor de tensión de corte tipo hot-film fabricado en el Laboratorio de Bajas Temperaturas del Centro Atómico Bariloche.

2.7.2.2 Otros aspectos

Algunos datos más generales acerca de la fabricación son:

- Los tamaños de *mylar* disponibles en el Laboratorio de Bajas Temperaturas del Centro Atómico Bariloche son de: $23\ \mu m$, $50\ \mu m$ y $125\ \mu m$.
- Se utilizaron botones de cobre para transportar el *mylar* sin que se doble y dañe el sensor.
- El pegado se realizó utilizando “la gotita”, y se recomienda usar poca cantidad para que sea más fácil despegarlo.
- Para despegar los botones del *mylar* se recomienda dejar los mismos en acetona durante tiempos prolongados para que el pegamento afloje.

CAPÍTULO 3 DISPOSITIVO CALIBRADOR

Para poder desarrollar un sensor de tensión de corte de uso práctico es necesario contar con herramientas de evaluación del desempeño de este tipo de sensores. En este capítulo se describe un dispositivo que permite no solo calibrar el sensor bajo una tensión de corte constante sino que permite aplicar una tensión de corte fluctuante entre dos valores fijos como se verá en el *capítulo 5*.

En la literatura de Mecánica de Fluidos pueden hallarse numerosos trabajos experimentales cuyo propósito reside en idear aparatos de calibración simples y compactos para sensores destinados a diferentes aplicaciones fluidodinámicas y de transferencia de calor. En un esfuerzo por hallar un calibrador de sensores de hilo caliente tipo *film*, económico y fácil de manipular, Brown y Davey (1971) propusieron un dispositivo formado por dos discos, uno superior rotante y uno inferior fijo, separados a corta distancia. La solución al comportamiento del flujo comprendido entre los discos es una serie de potencias que fue provista por Stewartson (1953) y Mellor y otros (1968). Desde entonces se han realizado varias publicaciones acerca de sensores que han sido caracterizados con tal dispositivo y en las cuales se han sugerido pruebas de velocidad tanto como estimaciones del esfuerzo cortante en la pared mediante mediciones cercanas a ella. De esta manera, con este sistema experimental, pueden efectuarse calibraciones de velocidad o de esfuerzo cortante en la pared. Además, una modificación de este dispositivo permite contar con una tensión de corte variable.

En esta sección se describe la construcción y puesta a punto de un dispositivo calibrador similar al mencionado anteriormente. Se practicaron pruebas de balanceo y alineación de los discos. Se corroboró mediante un experimento el ángulo de la tensión de corte máxima respecto de la dirección tangencial. En el capítulo siguiente se verifica la aplicabilidad de la solución en series vía el uso de simulaciones numéricas del campo de

flujo, para luego pasar a la siguiente etapa de medición, experimentación y análisis de señales para la evaluación del desempeño de los sensores de tensión de corte en la pared.

3.1 INTRODUCCIÓN

Una solución asintótica para pequeños números de Reynolds de las ecuaciones de Navier-Stokes para el flujo entre un disco rotante y uno fijo sirvió como punto de partida para la construcción de un calibrador de sensores de hilo caliente. Previamente estos sensores eran calibrados sobre placas planas o dentro de canales, requiriendo para esto de un túnel de viento, un manómetro de buena calidad y de una cuidadosa alineación de los platos o paredes. La presente metodología requiere de un aparato relativamente sencillo y compacto, de la medición de la distancia entre el sensor y el eje de rotación del disco rotante, y de la medición de la velocidad angular de rotación.

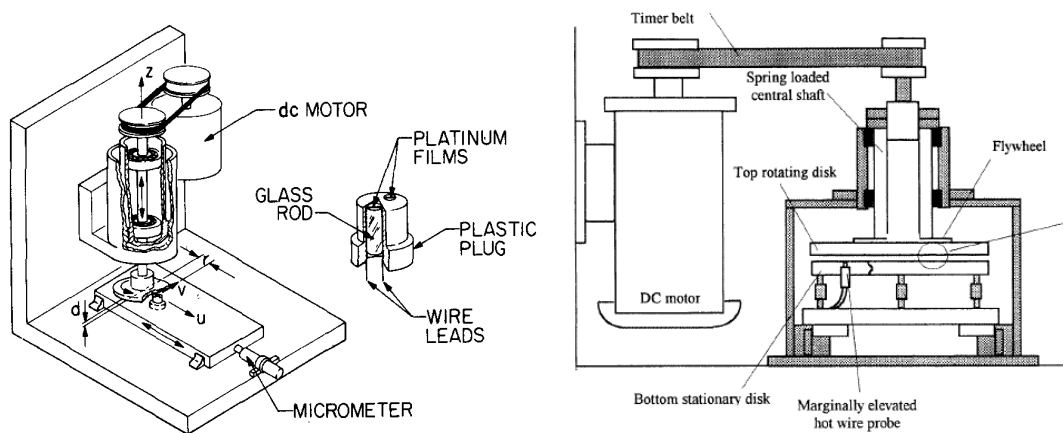


Figura 3. 1. Izquierda: Esquema del dispositivo calibrador de Brown y otros. Derecha: Esquema del dispositivo calibrador de Khoo y otros (1995).

El diseño básico y la construcción del aparato calibrador, fabricado en el Laboratorio de Termohidráulica del Centro Atómico Bariloche, para la generación de un campo de velocidades conocido cerca de una superficie, se asentó en el trabajo de Khoo y otros (1995, 1998a, 1998b) y Chew y otros (1998). El aparato que ellos presentan es una

modificación del arreglo experimental utilizado por Brown y Davey (1971) y Chew et al (1994). Los esquemas gráficos de ambos dispositivos se observan en la *figura 3.1*.

3.2 MODELO Y ECUACIONES

El flujo laminar comprendido entre un disco rotante y uno fijo posee solución analítica. Es decir, conociendo la distancia entre los discos y la velocidad angular del disco rotante se puede conocer el campo de velocidades entre los discos y por ende las tensiones de corte sobre la superficie del disco fijo. Un parámetro que determina el tipo de flujo entre los discos es el número de Reynolds que se define como:

$$\text{Re}_\delta \equiv \frac{\omega \delta^2}{\nu} \quad (3.1)$$

donde ω es la velocidad angular del disco rotante, ν es la viscosidad cinemática del fluido comprendido entre los discos, y δ es la distancia entre los discos. Para flujos con números de Reynolds entre 0,2 y 5, Stewartson (1953) presenta una solución analítica en forma de series de potencias. Esta fue utilizada por Brown y Davey (1971) para diseñar un calibrador de sensores tipo *hot films* montados superficialmente. Su arreglo experimental, ver *figura 3.1*, consistió de un disco superior plano rotante ubicado muy cerca de una placa inferior fija, dejando un espacio δ lo suficientemente pequeño como para asegurar números de Reynolds bajos.

3.2.1 Solución en series de potencia de Stewartson

Como se indicó con anterioridad, muchos experimentos realizados con el aparato calibrador asumen la validez de la solución en series de potencia del campo de flujo dada por Stewartson (1953). A continuación se muestran los primeros términos:

$$\frac{v_\theta}{\omega r} = \left[\varepsilon - \left(\frac{\text{Re}_\delta^2}{6300} \right) (8\varepsilon + 35\varepsilon^4 - 63\varepsilon^5 + 20\varepsilon^7) + O(\text{Re}_\delta^4) \right] \quad (3.2)$$

$$\frac{v_r}{\omega r} = - \left[\left(\frac{\text{Re}_\delta}{60} \right) (4\varepsilon - 9\varepsilon^2 + 5\varepsilon^4) + O(\text{Re}_\delta^3) \right] \quad (3.3)$$

$$\frac{v_z}{\omega r} = 2 \frac{\delta}{r} \left[\left(\frac{\text{Re}_\delta}{60} \right) (2\varepsilon^2 - 3\varepsilon^3 + \varepsilon^5) + O(\text{Re}_\delta^3) \right] \quad (3.4)$$

Aquí $\varepsilon (\equiv z/\delta)$ es la coordenada vertical adimensional medida desde el disco que se encuentra fijo (inferior). En la *figura 3.2* se observan como varían estas velocidades en función de ε para un espacio entre discos δ de $0,6 \text{ mm}$, r de 48 mm y Re de $2,5$.

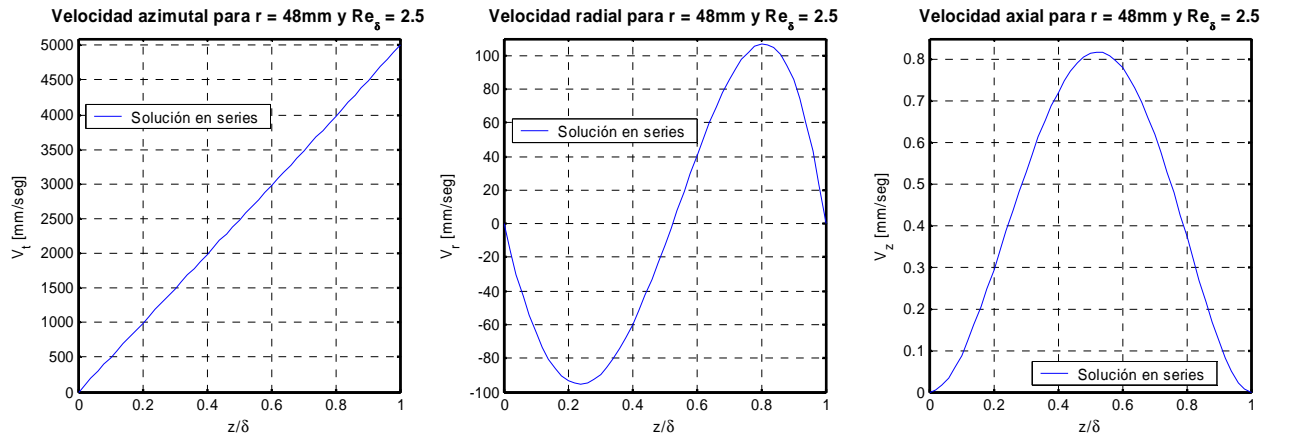


Figura 3. 2. Gráfico de la solución en series de Stewartson para $r = 48 \text{ mm}$, $\delta = 0,6 \text{ mm}$ y $\text{Re} = 2,5$.

De la *figura 3.2* puede concluirse lo siguiente:

- La velocidad radial tiene una parte negativa hasta un poco más de la mitad del hueco y otra positiva en el resto. Esto significa que en cercanías al disco inferior fijo, el flujo ingresa hacia el centro de los discos, mientras que en las cercanías del disco superior el flujo se dirige hacia el exterior.
- La velocidad azimuthal coincide con la velocidad a la que gira el disco superior cuando $\varepsilon = 1$ ($V_t = \omega r = \text{Re} \cdot v_r / \delta^2 = 5000 \text{ mm/seg}$), lo cual concuerda

perfectamente con las condiciones de contorno del problema (deslizamiento nulo en las paredes), y decrece prácticamente en forma lineal hasta hacerse cero sobre el disco inferior fijo.

- La velocidad axial es siempre positiva, lo cual nos indica que las partículas de fluido se mueven hacia arriba. La magnitud de esta velocidad es mayor para las partículas que se encuentran en la región media comprendida entre ambos discos. Esta velocidad es órdenes de magnitud menor que las otras dos.

Puede notarse además que la magnitud de la velocidad azimuthal resulta ser mayor que las otras dos para cualquier ubicación dentro del gap. Por ejemplo, en la zona donde la velocidad radial tiene un máximo negativo, la velocidad azimuthal es al menos once veces mayor.

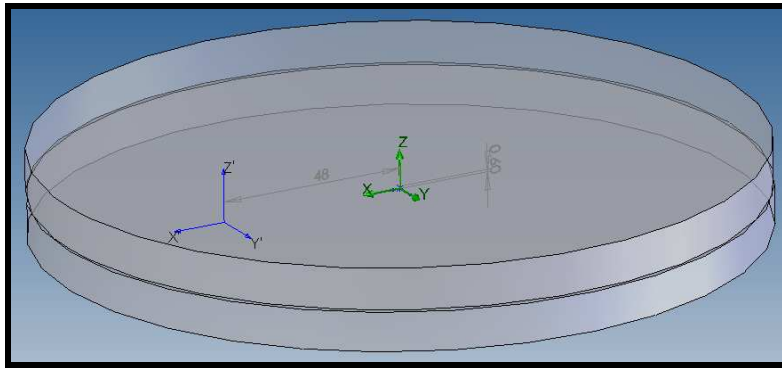


Figura 3. 3. Gráfico a escala de los discos para la visualización de la solución en series de Stewartson.

La magnitud de la velocidad total puede calcularse como:

$$|\bar{v}_T| = V_{tot} = \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2 + v_z^2} \approx \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2} \quad (3.5)$$

, y su ángulo en el plano $x'y'$, tomando como referencia la *figura 3.3*, para valores de $0 \leq z' \leq \delta$, como:

$$\phi_{x'y'} = \tan^{-1}(v_r/v_\theta) \quad (3.6)$$

En este trabajo nos interesa estudiar qué sucede con la tensión de corte sobre la pared inferior fija. Para esto, primero se escribe el tensor de esfuerzos viscosos en coordenadas cilíndricas, que está dado como sigue:

$$\boldsymbol{\tau} = \begin{bmatrix} \tau_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \tau_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \tau_{zz} \end{bmatrix} = \mu \cdot \begin{bmatrix} 2 \cdot \frac{\partial v_r}{\partial r} & \frac{1}{r} \left(\frac{\partial v_r}{\partial \theta} - v_\theta \right) + \frac{\partial v_r}{\partial r} & \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \\ \frac{1}{r} \left(\frac{\partial v_r}{\partial \theta} - v_\theta \right) + \frac{\partial v_r}{\partial r} & \frac{2}{r} \cdot \left(\frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + v_r \right) & \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \\ \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} & \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z} & 2 \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

El plano tangencial a la superficie inferior fija, al que llamaré plano λ , está definido por el vector normal:

$$\bar{n}_{disco\ fija} = \hat{z} = [0 \quad 0 \quad 1]^T \quad (3.8)$$

ubicado a $z = 0$. Por lo tanto, el vector de esfuerzos viscosos en tal plano es:

$$\bar{\tau}_\lambda = \mu \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \\ \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \\ 2 \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix}_{z=0} \quad (3.9)$$

Sabiendo que $v_z(z)$ es solo función de z , ver ecuación, se pueden descartar algunos términos quedando:

$$\bar{\tau}_\lambda = \mu \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial v_r}{\partial z} \\ \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \\ 2 \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix}_{z=0} \quad (3.10)$$

En la *figura 3.2*, se observa que el gradiente de la velocidad axial según la dirección del versor \hat{z} tiende a ser nulo o muy pequeño en comparación con los demás términos del vector.

Más allá de esta última observación, para determinar el esfuerzo que actúa tangencial al plano λ , debe proyectarse este vector sobre dicho plano. De esta forma, resulta que la tensión de corte en la pared está dada por:

$$\bar{\tau}_w = \mu \cdot \left. \frac{\partial v_r}{\partial z} \right|_{z=0} \cdot \hat{r} + \mu \cdot \left. \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \right|_{z=0} \cdot \hat{\theta} = \mu \cdot \left[\left. \frac{\partial v_r}{\partial z} \right|_{z=0} \cdot \hat{r} + \left. \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \right|_{z=0} \cdot \hat{\theta} \right] \quad (3.11)$$

De aquí puede concluirse que la tensión de corte en la pared puede ser calculada como la viscosidad μ multiplicada por el vector gradiente de la velocidad total v_r en la dirección axial evaluada en $z = 0$. Además, teniendo en cuenta las *ecuaciones 3.2 y 3.3*, se deduce que la tensión de corte en la pared es solamente función de r . En la *figura 3.4* puede observarse un esquema para el cálculo de la tensión de corte en la pared inferior fija.

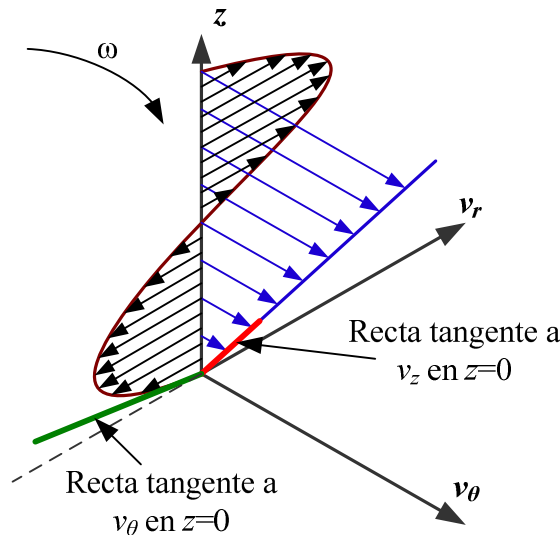


Figura 3. 4. Esquema de la velocidad radial y tangencial para el cálculo de la tensión de corte en la pared.

Entonces la tensión de corte en la pared puede obtenerse calculando la pendiente de las rectas mostradas en la *figura 3.4* y multiplicándolas por la viscosidad μ .

El módulo de la tensión de corte puede escribirse como:

$$|\bar{\tau}_w| = \mu \sqrt{\left(\left. \frac{\partial v_r}{\partial z} \right|_{z=0} \right)^2 + \left(\left. \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \right|_{z=0} \right)^2} \quad (3.12)$$

y su ángulo como:

$$\phi_{\bar{\tau}_w} = \tan^{-1} \left(\frac{\left. \frac{\partial v_r}{\partial z} \right|_{z=0}}{\left. \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \right|_{z=0}} \right) \quad (3.13)$$

Vemos que el módulo de la tensión de corte en la pared es proporcional a la viscosidad, no así su ángulo. Si suponemos que el gradiente de velocidad de v_θ es mayor que el de v_r , entonces el ángulo $\phi_{\bar{\tau}_w}$ es pequeño.

Puede hacerse una simplificación más si se tiene en cuenta la siguiente consideración. Las ecuaciones 3.2, 3.3 y 3.4 se aproximan a un flujo de Couette en la dirección azimutal, $\hat{\theta}$, para $Re_\delta \leq O(1)$. En los experimentos realizados, que se detallarán en el capítulo 5, el Re_δ fue conservado pequeño ($Re_\delta \leq 2,5$). En este caso, la componente radial de velocidad es despreciable y el ángulo entre la tensión de corte resultante y la tensión de corte tangencial es pequeño ($< 10^\circ$). Por lo tanto, el gradiente de la velocidad tangencial en la pared del disco fijo puede aproximarse como:

$$\frac{\partial v_\theta}{\partial z} = \frac{\omega r}{\delta} \quad (3.14)$$

de aquí el esfuerzo de corte tangencial a la pared ($\tau_{w\theta}$) sobre el disco inferior puede aproximarse como:

$$\tau_{w\theta} = \mu \cdot \frac{\omega r}{\delta} \quad (3.15)$$

donde μ es la viscosidad dinámica del fluido.

Como se verá más adelante, el sensor de tensión de corte fue orientado en la dirección azimutal de forma tal que las componentes radiales actúen sobre la longitud más larga del elemento de sensado. Esto hace que el sensor sea menos sensible a la tensión de corte radial.

NOTA: el módulo de la tensión de corte en la pared, a partir de las ecuaciones del campo de flujo dadas por Stewartson (1953), puede aproximarse como:

$$|\bar{\tau}_w| = \mu \cdot \frac{\omega r}{\delta} \cdot \left(1 + \frac{1}{1050} \cdot \text{Re}_\delta^2 + \dots \right) \quad (3.16)$$

Para $\text{Re}_\delta < 5$, el primer término aproxima a $|\bar{\tau}_w|$ dentro de un error del 3 %. Con esta misma precisión, el ángulo entre la tensión de corte resultante ($\phi_{\bar{\tau}_w}$) y la dirección tangencial está dado por $\text{Re}_\delta/15$. Esto último quiere decir, para $\text{Re}_\delta < 5$ esta diferencia resulta $< 18,5^\circ$.

3.3 CONSTRUCCIÓN DEL DISPOSITIVO

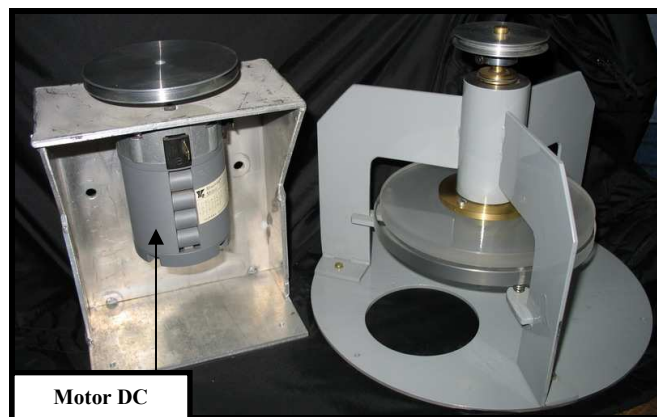


Figura 3. 5. Imagen del dispositivo experimental en la etapa previa a su puesta a punto.

Esquemas del dispositivo construido inicialmente se observan en las *figuras 3.5 y 3.6*.

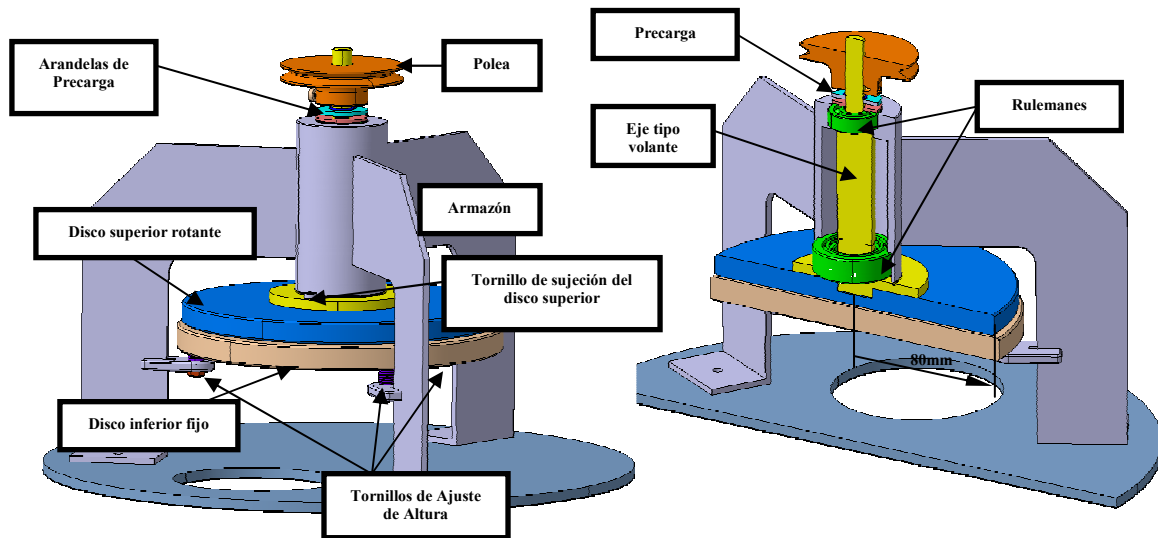


Figura 3. 6. Esquema del dispositivo experimental de medición y sus partes constitutivas.

Esta configuración del arreglo experimental, similar a la presentada por Khoo y otros (1995, 1998a, 1998b), tiene la propiedad de poseer bajas vibraciones mecánicas en comparación con las del dispositivo original de Brown y Davey (1971). El dispositivo consiste de un eje tipo volante ubicado concéntricamente sobre el disco superior rotante de 80 mm de radio, como puede verse en la *figura 3.6*. Éste eje posee la libertad de girar gracias a que se encuentra apoyado sobre dos juegos de rulemanes, uno de ellos, el inferior, cónico. Una polea asegurada en la parte superior del eje permite, mediante una correa, acoplar el disco superior a un motor de corriente continua montado sobre una estructura rígida (ver *figura 3.5*). El disco inferior se sujeta mediante tres tornillos de regulación que permiten ajustar el espacio entre los discos. Las poleas se eligieron de forma que la velocidad de rotación del motor sea mayor a la del disco superior, aumentando de esta forma la inercia y por ende la estabilidad de la velocidad de giro del sistema. Los diámetros primitivos utilizados fueron de 48 mm para el motor y 90 mm para el disco. Se optó utilizar material acrílico para los discos ya que resulta práctico poder observar directamente al sensor una vez montado, y además, porque es fácil de maquinar, se puede lograr un buen acabado superficial y posee buenas propiedades mecánicas.

En la *figura 3.7* se observa una imagen del dispositivo construido inicialmente durante su puesta a punto.

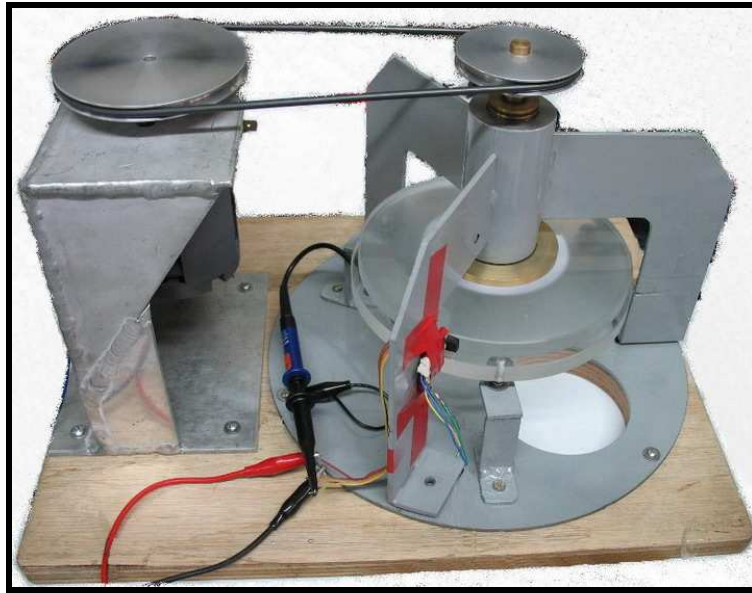


Figura 3. 7. *Dispositivo experimental de calibración en funcionamiento.*

3.4 PUESTA A PUNTO DEL SISTEMA EXPERIMENTAL

La puesta a punto del dispositivo calibrador consistió de los siguientes pasos:

- Ajuste de horizontalidad del disco superior.
- Balanceo del disco superior.
- Regulación de la separación de los discos.

La puesta a punto se fue mejorando a medida que los ensayos de medición de tensión de corte en la pared avanzaban. En este apartado se describe el proceso de puesta a punto del sistema y se presentan los diferentes ensayos que permitieron definir los detalles finales de implementación del calibrador.

Una de las primeras modificaciones introducidas al diseño original fue la fijación del disco inferior, originalmente solidario a la estructura que soporta el disco superior, a la base del dispositivo (ver *figura 3.8*). Esto permite retirar el disco superior dejando el inferior en su lugar, disminuyendo así la probabilidad de dañar al sensor si es que se desea modificar la superficie del disco superior, como se verá más adelante en este trabajo, o si es que algún contacto del sensor se despegó y debe ser reparado.

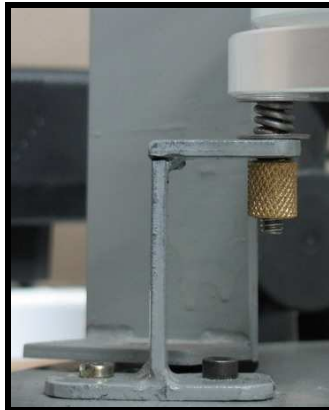


Figura 3. 8. *Pie de sujeción del disco inferior.*

3.4.1 Ajuste de horizontalidad del disco superior

Esta prueba consiste en ajustar el ángulo formado entre la cara inferior del disco superior y el eje de rotación a 90° , o idealmente, si el eje de rotación fuese realmente perpendicular a la base, fijar horizontalmente el disco superior. Para esto se cuenta con la ayuda de un comparador solidario a una de las tres patas de la estructura y con su apoyo de medición ubicado sobre el radio máximo de la cara inferior del disco superior. Se elige esta ubicación para disminuir el error procedimental. Luego se hace girar al disco rotante, lo que hará variar de lectura al comparador si hay desajuste. En este caso, se procede a adicionar suplementos entre los tornillos de sujeción del disco y la cara superior del disco hasta alcanzar la horizontalidad deseada.

Para esta tarea se utilizó como material de suplemento *films* de aluminio de $10\ \mu\text{m}$ de espesor aproximadamente, ver *figura 3.11*, lográndose una cota de desajuste máximo de $2\ \mu\text{m}$.

Durante el proceso de ajuste se notó que el disco poseía irregularidades superficiales, razón por la cual debió mejorarse su planicidad. Esto requirió de un torneado cuidadoso de su superficie. Adicionalmente hubo que realizar una mejora en la sujeción de las poleas, fijándolas a los respectivos ejes mediante tres tornillos distribuidos cada 120°.

3.4.2 Balanceo

Un desbalance es provocado por una distribución no homogénea de la masa de un sistema alrededor de su centro de rotación. Por lo tanto el balanceo puede entenderse como el procedimiento mediante el cual se pretende reducir las vibraciones de un sistema originadas por un desbalance. Para esto se efectúa la medición de la vibración y se adhiere o remueve masa con el fin de homogeneizar la distribución de la misma en el sistema a balancear.

Existen varias razones por las cuales se procura realizar un balanceo del dispositivo calibrador. Entre ellas:

- Reducir las vibraciones. Estas pueden actuar como señal de interferencia captada por el sensor de tensión de corte.
- Conseguir una velocidad de rotación del disco superior más estable.
- Incremento de vida de los cojinetes.

Para efectuar el balanceo, las mediciones deben realizarse con el sistema operando en una configuración estable y representativa de la operación normal. Una pauta para poder realizar el balanceo es que la amplitud de la vibración medida debería ser relativamente estable, no variando más de un 30 %. Igual condición se requiere para la fase. Variaciones en la amplitud o en la fase son indicadores de que algún otro problema está afectando a la medición.

3.4.2.1 Procedimiento

El balanceo se logró con la ayuda de un tacómetro y un acelerómetro, ambos conectados a un osciloscopio digital. El tacómetro está conformado por un diodo led infrarrojo, cuyo haz es dirigido hacia centro de rotación, y de un receptor que intercepta la señal reflejada por una cinta reflexiva pegada sobre el disco rotante. Como resultado se obtiene una señal de disparo que se repite por cada ciclo de rotación del disco. Para detectar las vibraciones se utilizó un acelerómetro de dos ejes ADXL202E con su circuitería asociada pegado sobre una de las patas de la estructura. En las *referencias* se indica donde puede hallarse la hoja de datos de este dispositivo. En la *figura 3.9* se observa una imagen del acelerómetro y tacómetro utilizado.

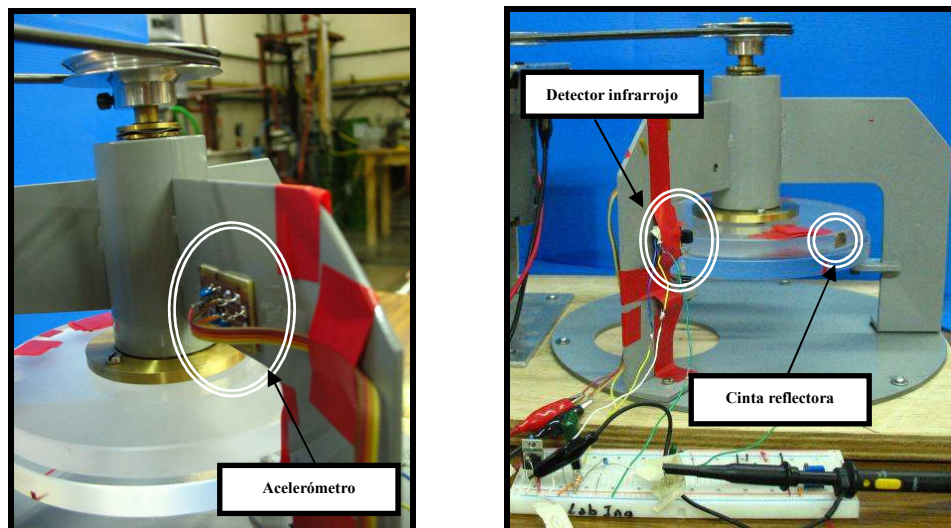


Figura 3. 9. *Dispositivos utilizados durante el proceso de balanceo de los discos.*

Se tomo como referencia el procedimiento descrito por Rubén Sosa (2006). Los pasos a seguidos en el balanceo fueron:

- Medir la amplitud máxima de la vibración y el ángulo de fase respecto a la señal de disparo (trigger) para una dada velocidad del disco superior. Esto determina un vector representativo “O” de módulo igual a la amplitud de la señal medida y ángulo igual a la fase determinada (ver *figura 3.10*).
- Parar el motor y colocar una masa de prueba m_p a una distancia conocida del eje, r . El propósito de adherir una masa de prueba al sistema es cambiar la

condición de desbalance original y medir la respuesta del sistema. La masa de prueba debe ser lo suficientemente grande como para producir un cambio en la amplitud de vibración, pero no tanto como para causar algún daño por vibración excesiva. Un criterio común es seleccionar una masa de prueba que produzca una fuerza de desbalance de un 10 % el peso del rotor.

- Hacer girar nuevamente al disco a la misma velocidad que en el primer paso y medir la amplitud máxima y la fase con la masa de prueba. La señal así obtenida (ver *figura 3.12*) se representa por el vector “P+O” resultante del desbalance inicial más el nuevo dado por la masa de prueba.

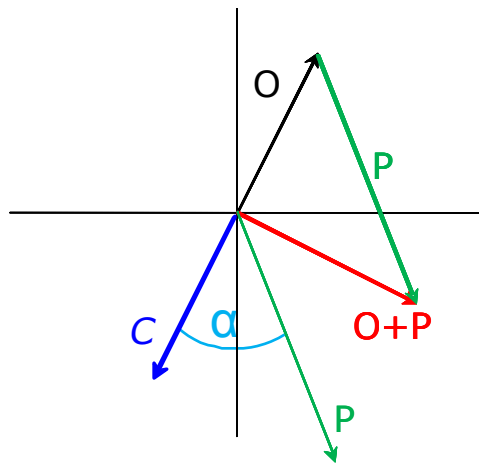


Figura 3. 10. Esquema vectorial para el balanceo en un plano.

- Calcular con estos datos la ubicación y magnitud de la masa de corrección m_c . Para establecer una relación entre las mediciones de tensión y desbalance, a fin de determinar la masa de corrección, se calcula la diferencia vectorial entre “O” y “P+O”, obteniendo el vector “P” de la masa de prueba. El factor de escala f que relaciona [mV] y [gr] a r constante queda determinada por la relación:

$$f = \frac{|P|}{m_p} \quad (3.17)$$

Por lo tanto para balancear al sistema es necesario colocar una masa de valor:

$$m_c = \frac{|O|}{f} \quad (3.18)$$

y formando un ángulo α con el vector “P” de la masa de prueba.

- Parar el motor, quitar la masa de prueba y colocar la de corrección. Notar del esquema vectorial de la *figura 3.10* que este correspondería con el vector “C”, que tiene sentido opuesto al desbalance inicial, de forma que su suma vectorial sería nula. Esta situación en la cual la suma vectorial es nula se traduce en un desbalance nulo.
- Hacer girar al disco nuevamente y medir la vibración. Si no resulta suficiente la corrección, repetir el procedimiento. El método es iterativo.

3.4.2.2 Resultados del balanceo

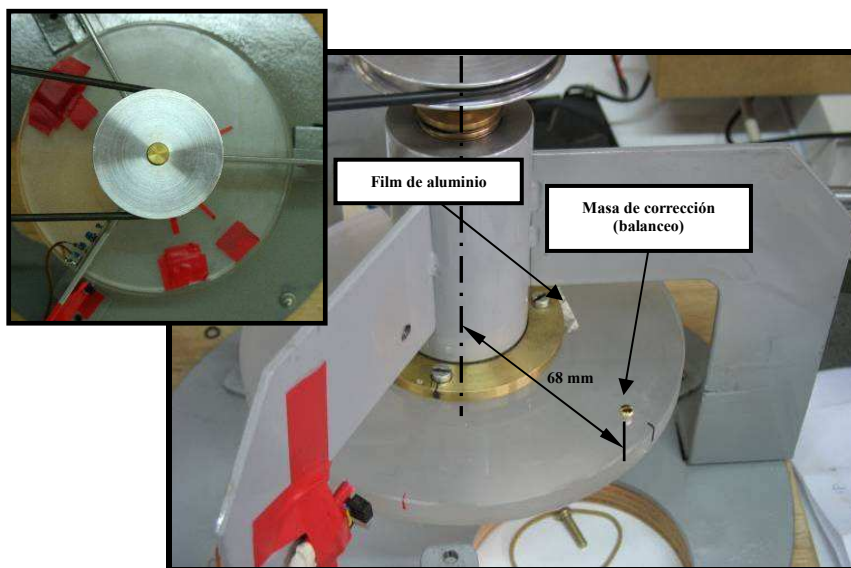


Figura 3. 11. *Imagen del calibrador una vez balanceado. También se destaca el film de aluminio utilizado durante el ajuste de horizontalidad del disco superior. En la parte superior izquierda se observa una imagen del disco superior durante el balanceo.*

Para probar esta técnica se utilizó inicialmente pequeños cortes de cinta aisladora haciendo las veces de masas. Luego se procedió a llevar a cabo el balanceo utilizando como masa de corrección un pequeño tornillo de peso adecuado fijado al disco a una

distancia $r = 6,8\text{ cm}$ del eje de rotación. Una imagen del disco superior luego del balanceo se observa en la *figura 3.11*.

La reducción de las vibraciones que se logró mediante esta prueba fue de aproximadamente el 97 %.

El peso de la masa de corrección fue de 0,5 gr girando a 6,8 cm del eje de rotación a 1500 r.p.m. ($\omega \approx 157\text{ rad/s}$).

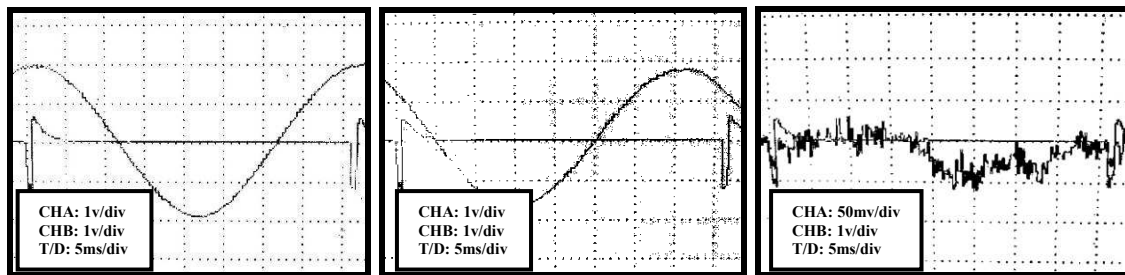


Figura 3. 12. *Izquierda: señal del acelerómetro del dispositivo sin balancear. Medio: señal del acelerómetro del dispositivo con la masa de prueba. Derecha: señal del acelerómetro con el dispositivo balanceado. En las tres imágenes se observa la señal de disparo.*

De la observación de la *figura 3.12* puede deducirse que el desbalance residual que queda de ubicar la masa de corrección m_c a la distancia r es de aproximadamente:

$$0,05v.0,53\text{gr}.6,8\text{cm}/1,8v = 0,1\text{gr.cm} \quad (3.19)$$

La velocidad de rotación se eligió pensando en el Re_ϕ máximo para el cual se estimó calibrar al sensor, observando los resultados de trabajos previos [Khoo y otros, 1995, 1998a, 1998b; y Chew y otros (1998)]. Se corroboró que al disminuir la velocidad de rotación las vibraciones disminuyen.

3.4.3 Ajuste del espacio entre los discos

Se realizó una calibración de la distancia entre los discos (ver *figura 3.13*), con ayuda de una lupa de 50x de aumento y un comparador, todo apoyado sobre una mesa firme.

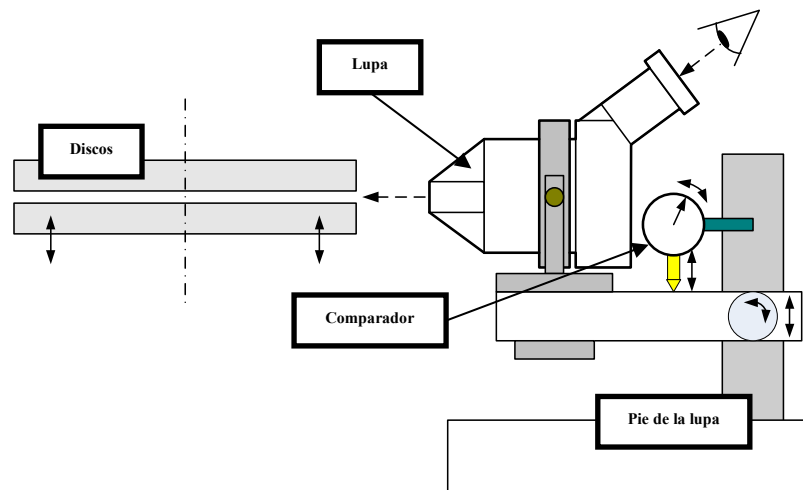


Figura 3. 13. Derecha: esquema de calibración de la distancia entre los discos. Izquierda: imagen durante el procedimiento de calibración.

El método sugerido toma tres puntos de referencia coincidentes con la ubicación de los tornillos de regulación de altura del disco inferior. Los pasos seguidos fueron:

- Con ayuda de la lupa, se ubicó la punta de un alambre de referencia, fijo a la óptica, tangencial a la cara inferior del disco superior (ver *figura 3.14*).
- Luego haciendo uso de un comparador solidario a la lupa se lleva a la misma una distancia de 0,6 mm hacia abajo.
- Se regula la altura del disco inferior, mediante los tornillos de sujeción del mismo, hasta hacer coincidir tangencialmente su superficie superior con la punta del alambre de referencia. De esta manera, se regula la distancia entre el disco superior e inferior en uno de los puntos de referencia.
- A continuación se repiten los pasos anteriores para los otros dos puntos de referencia.
- Una vez hecho todo esto, se verifica que las distancias sean las correctas, y si resulta necesario, se corrige nuevamente.

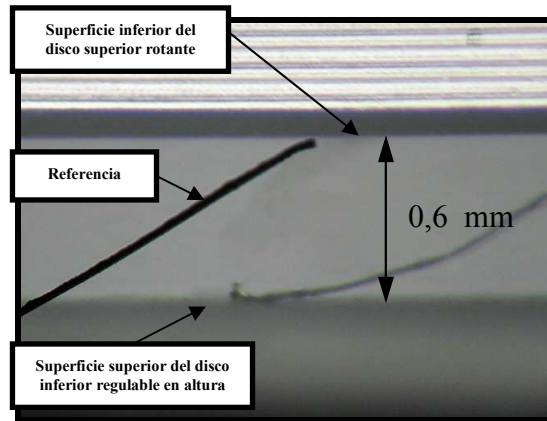


Figura 3.14. Derecha: esquema de calibración de la distancia entre los discos. Izquierda: imagen durante el procedimiento de calibración.

Se mejoró la metodología de alineación haciendo uso de un hilo de 30 μm apoyado sobre el disco inferior lo que permite lograr enfocar mejor a la lupa (ver figura 3.14).

Como puede observarse en la figura 3.15, fue necesario diseñar e implementar un posicionador horizontal para sostener a la lupa sobre su base de regulación de altura.

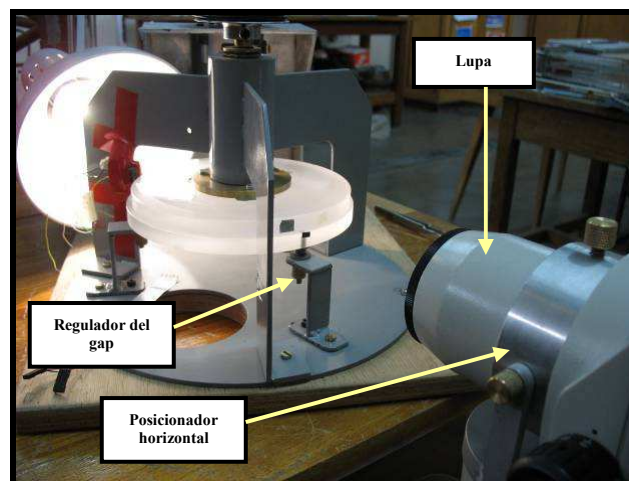


Figura 3.15. Disposición de la lupa y el calibrador durante el ajuste de la distancia entre los discos.

3.4.4 Otros aspectos

Como era de esperar, el ajuste del dispositivo experimental requirió de otros cambios adicionales que fueron surgiendo a medida que los ensayos avanzaban. Tal fue el caso de la sujeción del disco inferior, o de la planicidad del disco superior mencionada en la

prueba de horizontalidad. Por otro lado, mientras se llevaban a cabo las mediciones de tensión de corte a bajas velocidades pudo notarse un leve e intermitente frenado. Esto se solucionó como sigue:

- Se cambió la correa por una menos ajustada.
- Se verificó el desgaste de uno rulemanes del motor, por lo que hubo reemplazarlo.
- Por último se decidió cambiar la relación de las poleas que se observa en la *figura 3.7* para lograr mejor estabilidad de la velocidad suministrada por el motor. Se seleccionó un diámetro de *48 mm* para la polea solidaria al motor y *90 mm* para la del disco rotante. Ambas fueron fabricadas en acrílico.

Las modificaciones anteriores mejoraron notablemente el comportamiento del dispositivo a bajas velocidades. Luego de esto tuvo que comprobarse nuevamente el balanceo de los discos. En la *figura 3.16* se observa una imagen del dispositivo una vez finalizada su puesta a punto.

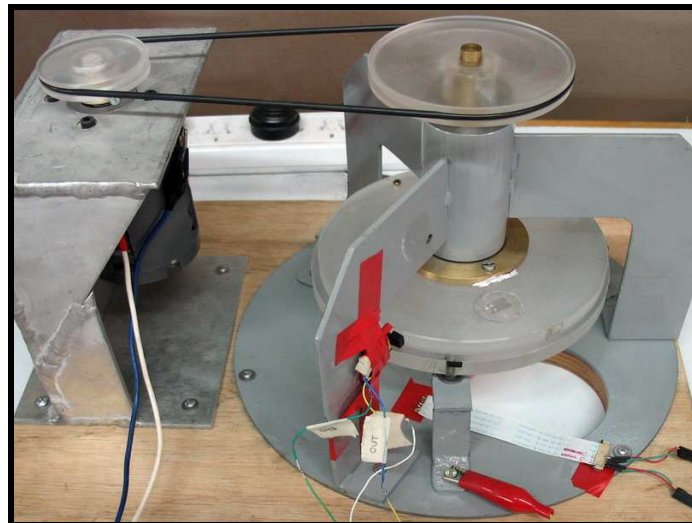


Figura 3. 16. Imagen del calibrador una vez finalizada su puesta a punto.

3.5 PRUEBA SOBRE EL DISPOSITIVO EXPERIMENTAL

Luego de realizar los procedimientos anteriores se llevó a cabo una experiencia simple a fin de verificar los cálculos. Esta consiste en medir el ángulo de la velocidad del flujo entrante, para lo cual se colocaron unas gotitas de líquido en varios lugares alrededor del disco inferior. Se probó con agua y diferentes tipos de aceite. Una vez volcadas las gotitas, se hizo girar el disco superior a una velocidad previamente elegida. Las gotas tienden a moverse hacia el centro gracias al campo de velocidades. Luego de unos minutos se tomó una foto, para posteriormente medir el ángulo con la ayuda de un software de CAD.

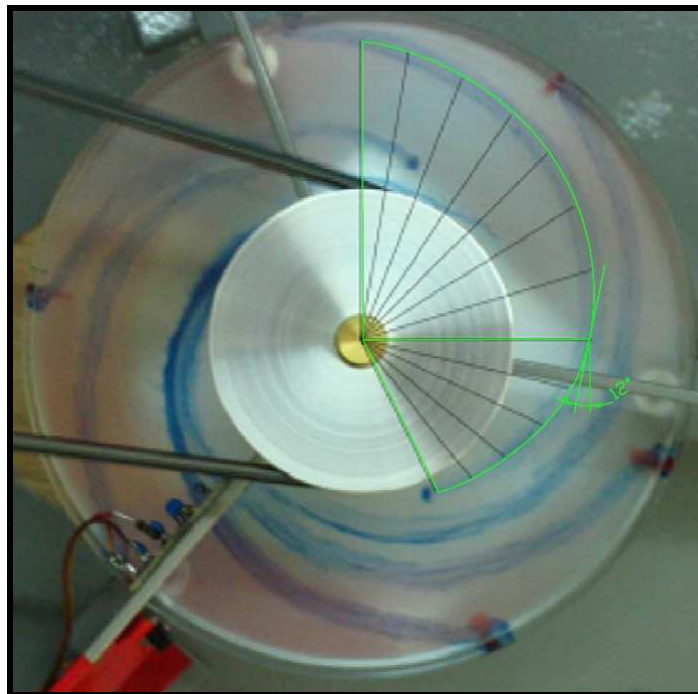


Figura 3. 17. *Imagen del disco durante el experimento de las gotitas.*

Se pudo comprobar que la experiencia no funciona bien con gotas de agua, debido a su rápida evaporación. Por esta razón se eligió llevar a cabo esta prueba con gotas de aceite. Una desventaja fue el problema de la transparencia de las gotas, lo cual se solucionó utilizando un aceite pigmentado (gris). Sin embargo los resultados no fueron satisfactorios debido a la alta viscosidad del aceite. Por último, se decidió emplear gasoil con una muy pequeña cantidad de pigmento azul (ver *figura 3.17*).

El gasoil tiene una baja viscosidad, permitiendo a la gota moverse una gran distancia en poco tiempo.

Para esta prueba se eligió una velocidad de rotación de $\omega = 180 \text{ rad/seg}$, $r = 48 \text{ mm}$ y $\delta = 0,5$. Como resultado se obtuvo un ángulo promedio de 12° . Para estas condiciones, si se observa el gráfico del ángulo, puede corroborarse que este valor para z tendiendo a cero coincide satisfactoriamente con la solución analítica (ver figura 3.18).

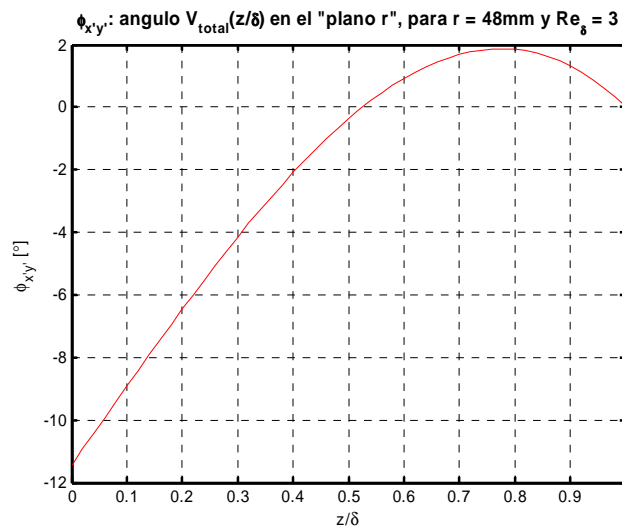


Figura 3. 18. Ángulo de la velocidad total en función de la altura en z para $\omega = 180 \text{ rad/seg}$.

Se pudo además verificar que este ángulo es muy sensible al cambio de distancia entre los discos arrojando para $\delta = 0,6 \text{ mm}$ un ángulo para z tendiendo a cero de aproximadamente $16,5^\circ$ para las mismas condiciones de velocidad que en el caso anterior.

CAPÍTULO 4 SIMULACIONES NUMÉRICAS DEL DISPOSITIVO CALIBRADOR

En esta sección se detallan las simulaciones numéricas realizadas a fin de verificar la aplicabilidad de la solución de Stewartson (1953), presentada en la sección anterior, para casos que presentan alguna perturbación respecto del original. Para ello se hizo uso del software *Fluent* y *CosmosFlow*, lo que requirió del aprendizaje y familiarización del manejo de dichos entornos. Las simulaciones se llevaron a cabo considerando flujo laminar.

Se observaron varias dificultades a la hora de seleccionar adecuadamente los parámetros característicos, las condiciones de contorno y una apropiada malla de simulación; las cuales pudieron ser parcialmente subsanadas. Los resultados obtenidos reflejan de manera aproximada el comportamiento sugerido por Stewartson (1953) para el flujo formado entre un disco fijo y uno rotante.

También se ha simulado al experimento frente a la presencia del sensor de tensión de corte, representado en la simulación por un pequeño obstáculo y el comportamiento del fluido ante un error en el paralelismo entre los discos.

4.1 IMPLMENTACIÓN NUMÉRICA - MÉTODO FEM

Como el campo de flujo comprendido en el huelgo formado entre el disco superior rotante y el inferior fijo se espera que sea laminar, se puede simular en forma

satisfactoria con códigos comerciales de cálculo fluidodinámico (CFD por sus siglas en inglés) como *Fluent* o *CosmosFlow*. El primero implementado con técnicas de volúmenes finitos (FVM, *Finite Volume Method*) y el segundo con técnicas de elementos finitos (FEM, *Finite Element Method*).

El método de elementos finitos se puede aplicar a todo tipo de ecuaciones diferenciales en derivadas parciales de la física e ingeniería, sean lineales como no lineales. Como primera parte del método, el dominio computacional se divide en pequeñas regiones, o celdas, típicamente con forma de triángulos o cuadriláteros. Las celdas se definen utilizando un número finito de nodos, en donde se pretende calcular las variables de campo como la temperatura, velocidad, presión, función de corriente, etc. La solución en cada celda se aproxima por una combinación algebraica de los valores nodales locales. Luego se integran estas funciones aproximadas sobre cada celda y se minimiza el error, para lo que suelen utilizarse funciones de peso. Se obtiene así un conjunto de N ecuaciones algebraicas para los N valores nodales incógnita. Las ecuaciones nodales se deben resolver en forma simultánea, invirtiendo una matriz o mediante iteración.

Como fue descrito anteriormente, los programas que utilizan métodos FEM para poder resolver las ecuaciones de conservación de momento, continuidad, y conservación de energía propias de los fluidos a partir de condiciones iniciales y condiciones de contorno dadas, deben subdividir el espacio dimensional del fluido en pequeños elementos constitutivos, formando lo que se conoce como mallas de simulación.

Ahora, las ecuaciones gobernantes de momento y continuidad a ser resueltas por estos entornos, para el flujo comprendido en el gap de los discos, se muestran a continuación en un sistema de coordenadas polares:

Continuidad

$$\frac{1}{r'} \frac{\partial}{\partial r'} (r' v_r') + \frac{1}{r'} \frac{\partial}{\partial \theta'} (v_\theta') + \frac{\partial}{\partial z'} (v_z') = 0 \quad (4.1)$$

Momento

$$\frac{\partial v_r'}{\partial t'} + (v' \cdot \nabla) v_r' - \frac{1}{r'} v_\theta'^2 = -\frac{\partial p'}{\partial r'} + \frac{1}{\text{Re}_\delta} \left(\nabla^2 v_r' - \frac{v_r'}{r'^2} - \frac{2}{r'^2} \frac{\partial v_\theta'}{\partial \theta'} \right) \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial v_\theta'}{\partial t'} + (v' \cdot \nabla) v_\theta' + \frac{v_r' v_\theta'}{r'} = -\frac{\partial p'}{\partial \theta'} + \frac{1}{\text{Re}_\delta} \left(\nabla^2 v_\theta' - \frac{v_\theta'}{r'^2} + \frac{2}{r'^2} \frac{\partial v_r'}{\partial \theta'} \right) \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial v_z'}{\partial t'} + (v' \cdot \nabla) v_z' = -\frac{\partial p'}{\partial z'} + \frac{1}{\text{Re}_\delta} (\nabla^2 v_z') \quad (4.4)$$

donde:

$$v' \cdot \nabla = v_r' \frac{\partial}{\partial r'} + \frac{1}{r'} v_\theta' \frac{\partial}{\partial \theta'} + v_z' \frac{\partial}{\partial z'} \quad (4.5)$$

$$\nabla^2 = \frac{1}{r'} \frac{\partial}{\partial r'} \left(r' \frac{\partial}{\partial r'} \right) + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta'^2} + \frac{\partial^2}{\partial z'^2} \quad (4.6)$$

donde Re_δ es el número de Reynolds tal como se definió en la *ecuación* 3.1 del *capítulo 3*. Las variables primadas indican que se encuentran adimensionalizadas. Para obtener las variables sin adimensionalizar debe utilizarse la distancia entre los discos δ para todas las dimensiones de longitud, la velocidad nominal $U (\equiv \omega \delta)$ para las componentes de velocidad, y ρU^2 para cantidad de presión.

Las condiciones de contorno para este problema están dadas como sigue:

➤ Para el disco inferior:

$$v_r' = v_z' = v_\theta' = 0 \quad (4.7)$$

➤ Para el disco superior:

$$v_r' = v_z' = 0 \quad (4.8)$$

$$v_\theta' = r/\delta \quad (4.9)$$

➤ Al borde de los discos, se puede considerar condiciones de frontera libre, donde:

$$\frac{\partial v_{\theta}'}{\partial r'} = \frac{\partial v_z'}{\partial r'} = \frac{\partial v_r'}{\partial r'} = 0 \quad (4.10)$$

Se estima que esta condición de frontera libre (no reflectiva) no debería afectar significativamente los resultados más allá de una estrecha región cercana al límite de entrada y salida del flujo.

Otra posibilidad es imponer en dicho borde una condición de contorno de presión constante. Nuevamente, la solución debería ser considerada apartada del límite radial de los discos.

Debido a que la geometría de interés posee una gran relación de aspecto (distancias radiales mucho mayores que distancias normales), se impone una malla con elementos esbeltos. Para verificar que esta última es apropiada, los resultados numéricos son comparados con los de la serie dada por Stewartson (1953).

La descripción y los resultados alcanzados con cada entorno de simulación son presentados a continuación.

4.2 SIMULACIÓN CON COSMOSFLOW

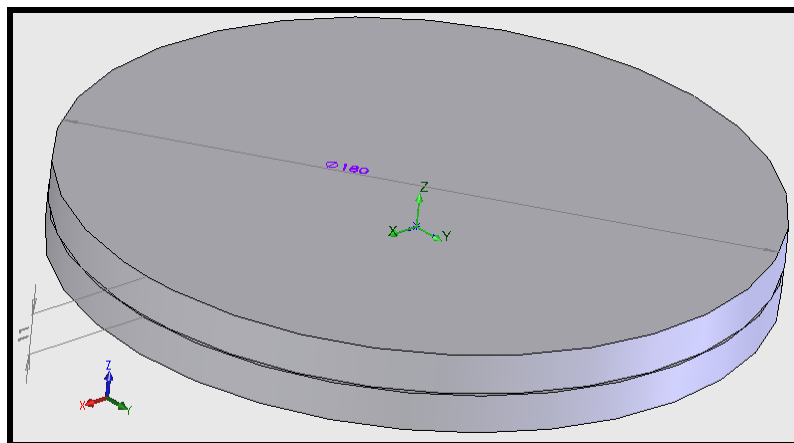


Figura 4. 1. *Modelo de los discos construido en SolidWorks.*

Primero se construyó la sección correspondiente a los discos en *SolidWorks* con una distancia entre ellos de 600 μm , como se muestra en la *figura 4.1*. En las *referencias* se especifica un tutorial introductorio a dicho entorno.

El diámetro de los discos fue sobredimensionado para poder colocar entre ellos, encerrando la porción de flujo que se desea estudiar, una pieza de cierre que permitirá luego poner adecuadamente en una de sus caras la condición de contorno correspondiente. En la *figura 4.2* de corte siguiente puede observarse esta pieza y también la malla de simulación elegida (de 100x100x30 celdas).

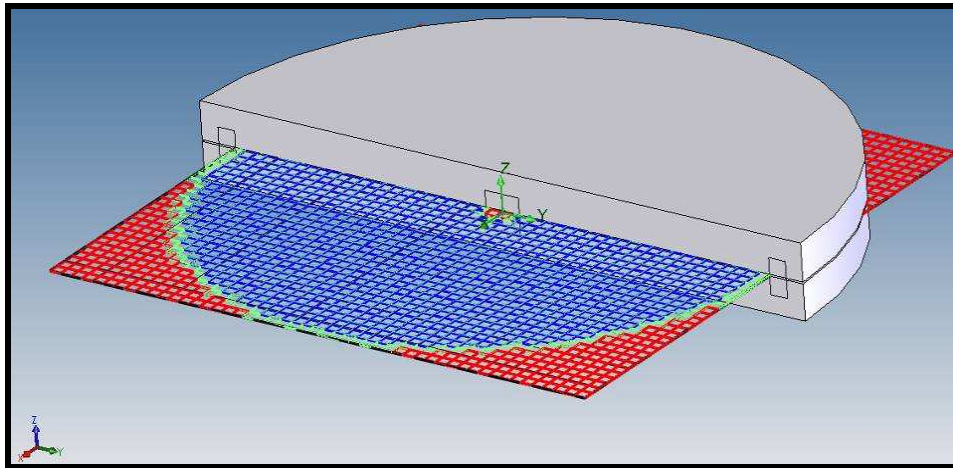


Figura 4. 2. *Mallado del espacio entre los discos.*

El programa es capaz de distinguir que parte de las celdas de la malla corresponden al fluido (en azul), cuáles tienen fluido en forma parcial (en verde), y cuales se considera que no están involucradas con el cálculo (en rojo).

Como parte de las opciones a definir, se eligió “aire” como fluido de trabajo con sus correspondientes propiedades fluidodinámicas y térmicas. Se despreciaron los efectos gravitatorios, se tomo como condición de cálculo flujo de tipo laminar con características de paredes reales sin rugosidad. Las condiciones de borde ingresadas fueron las siguientes (ver esquema en la *figura 4.3*):

- Cara superior del disco inferior como pared real lisa, condición de adherencia y estática.
- Cara inferior del disco superior como pared real lisa, condición de adherencia y velocidad de rotación alrededor del eje z .
- Cara interior de la pieza de cierre con condición de presión estática.

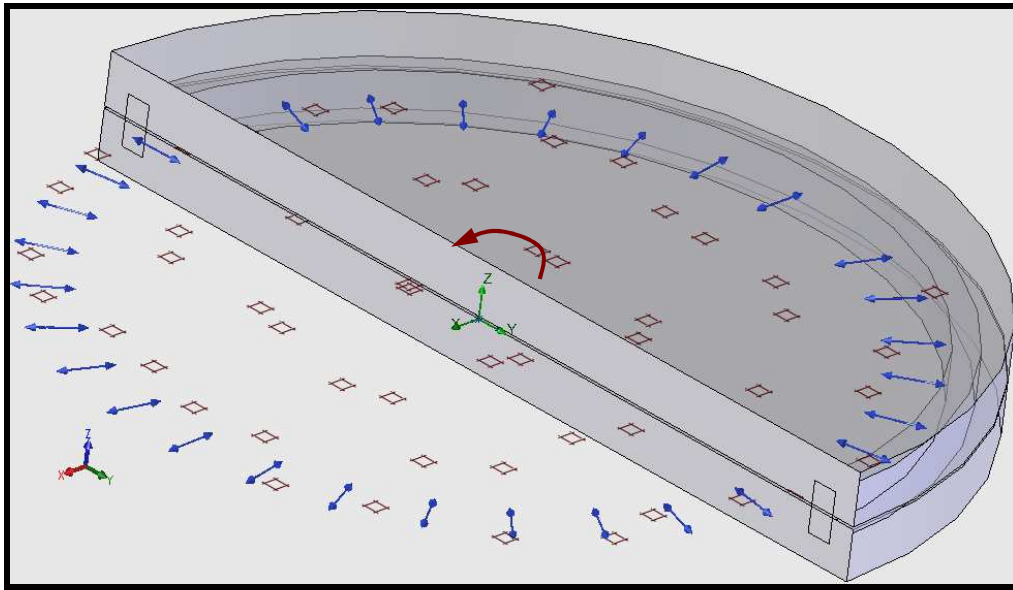


Figura 4. 3. Esquema gráfico de las condiciones de contorno. Los rectángulos representan paredes y las flechas azules la condición de presión estática en el borde.

4.2.1 Resultados de Simulación

En esta sección se presentan los resultados de la simulación del campo de flujo formado entre los discos. Con el propósito de realizar una comparación, estas simulaciones se grafican junto con el resultado teórico dado por la serie de potencias de Stewartson (1953). Los gráficos se encuentran adimensionalizados, es decir, las distancias están adimensionalizadas con δ y las velocidades con ωr . Esto último es válido siempre y cuando las mediciones se hallen lo suficientemente separadas del borde. También pudo corroborarse numéricamente, que si se varía la distancia entre los discos para un valor dado de r y un valor determinado del número de Re_δ los perfiles se conservan.

Para llevar a cabo un análisis ordenado primero se muestran simulaciones para una distancia fija r de 48 mm, que es la distancia adoptada para calibrar al sensor, con números de Re_δ en el rango de 0,5 a 5. Luego, los resultados son mostrados para un número fijo de $Re_\delta = 2,5$ para distintos valores de r (30 mm, 48 mm y 70 mm). A continuación se muestra lo obtenido.

Simulaciones para $r = 48$ mm

En las figuras 4.4, 4.5 y 4.6 se muestran los perfiles para valores de Re_δ de 0,5; 2,5 y 5 respectivamente.

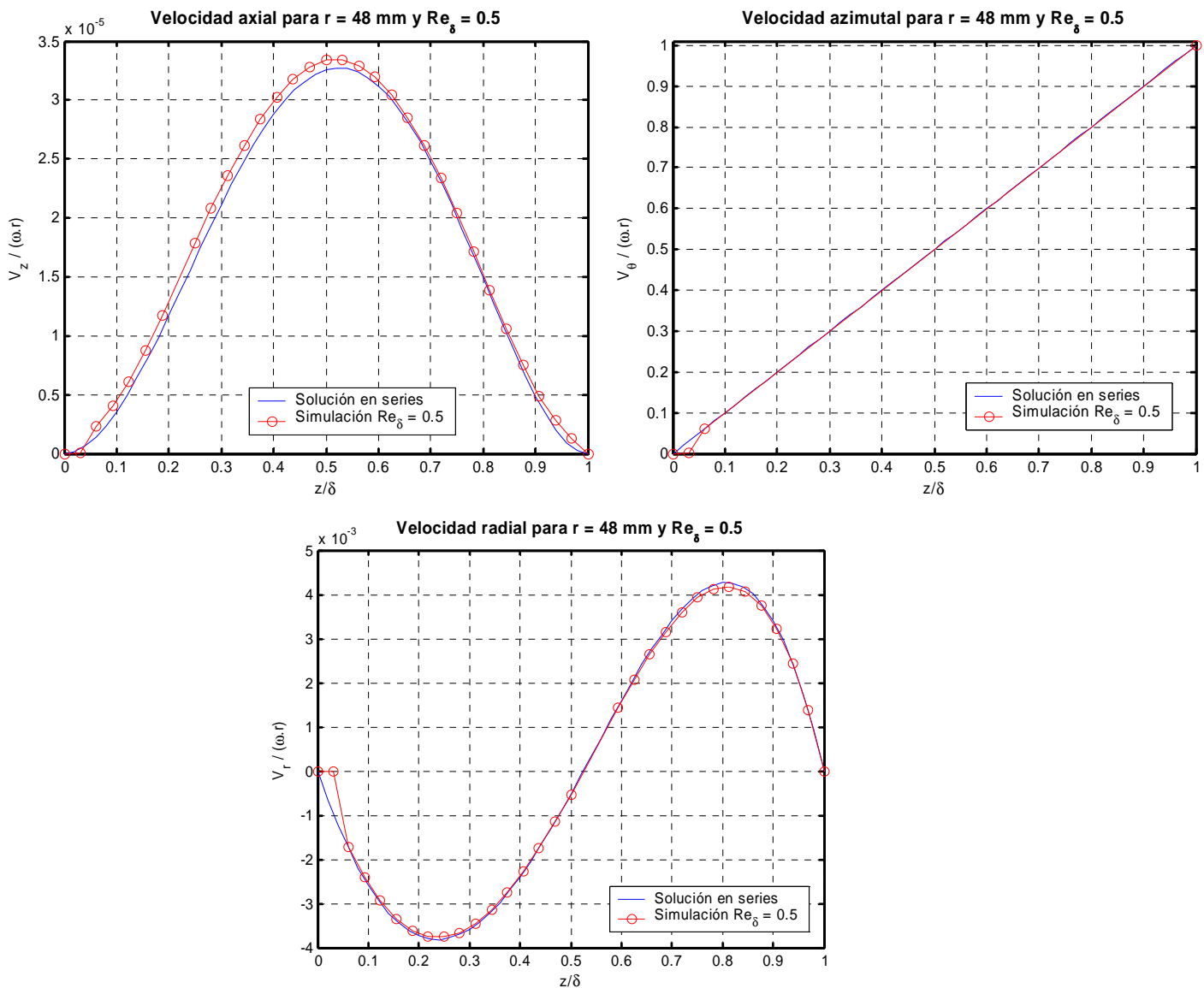


Figura 4. 4. Simulaciones de los perfiles de velocidad para las condiciones indicadas ($\delta = 0,6$ mm).

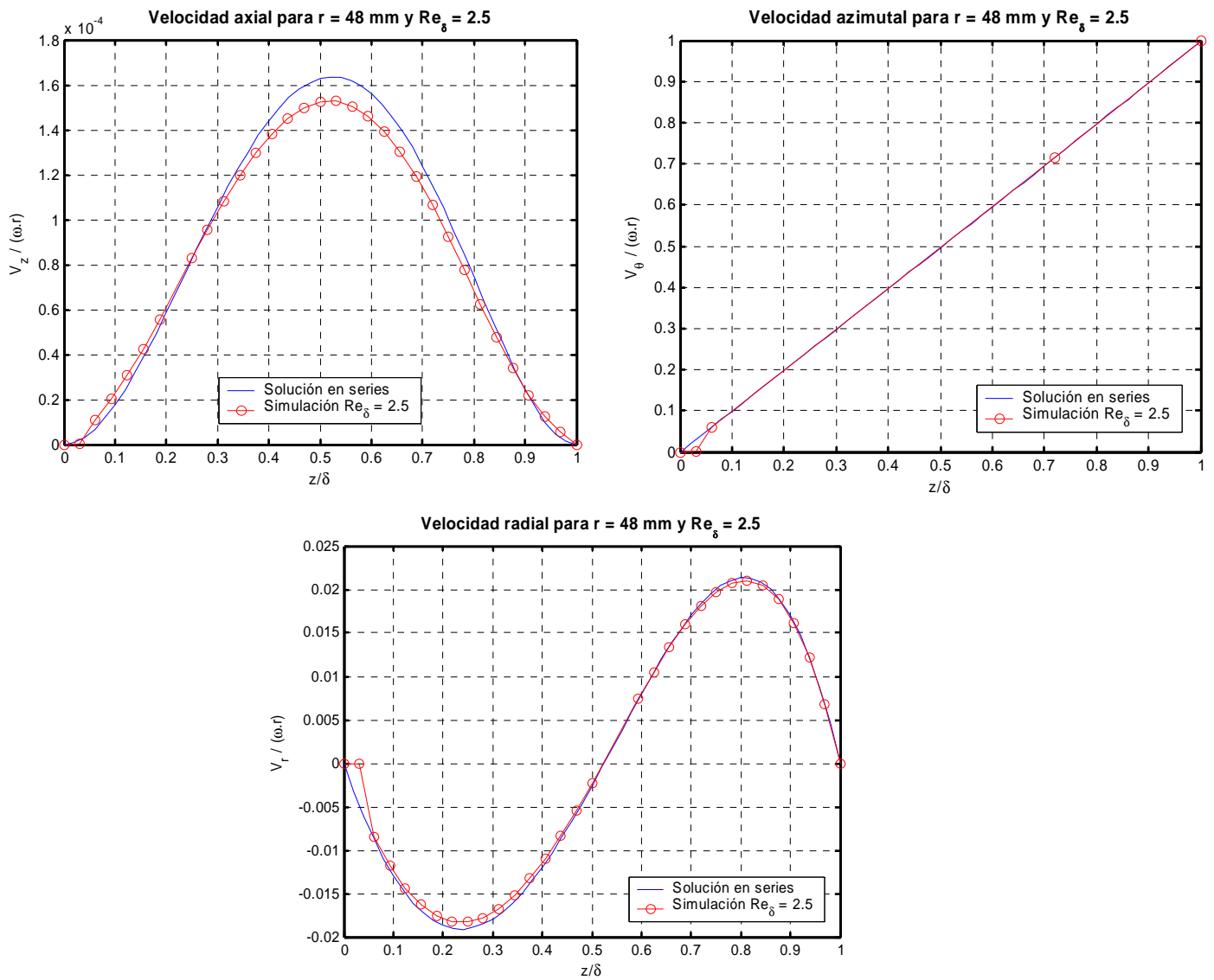
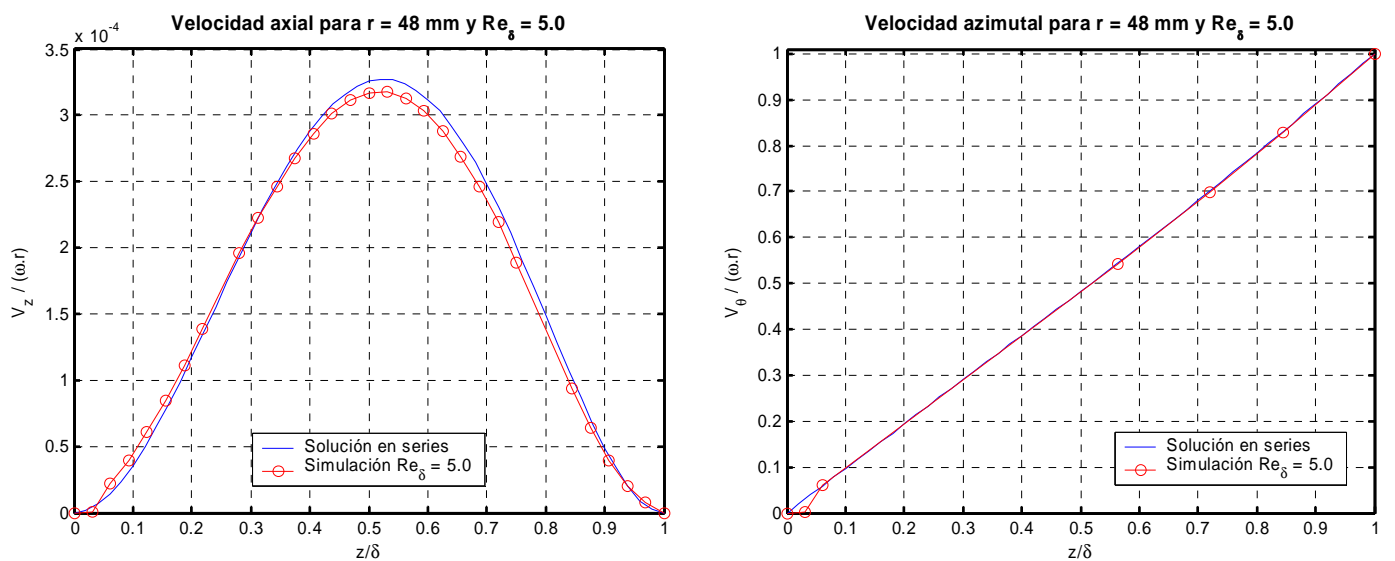


Figura 4. 5. Simulaciones de los perfiles de velocidad para las condiciones indicadas ($\delta = 0,6 \text{ mm}$).



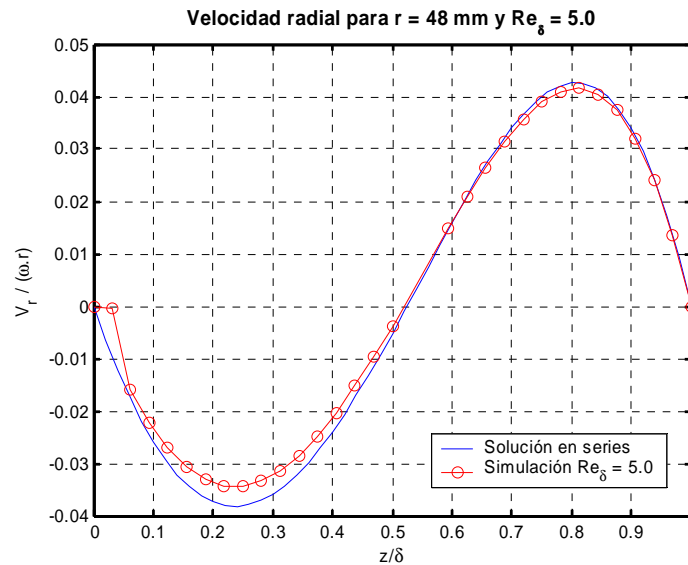


Figura 4. 6. Simulaciones de los perfiles de velocidad para las condiciones indicadas ($\delta = 0,6 \text{ mm}$).

A partir de las figuras anteriores se pueden extraer varias conclusiones:

- El fluido ingresa por la parte inferior y egresa por la parte superior del espacio entre los discos. Esto puede deducirse intuitivamente considerando el efecto de los esfuerzos centrífugos y teniendo en cuenta la conservación de masa.
- Las simulaciones respetan claramente la forma de las curvas graficadas a partir de las ecuaciones de Stewartson. Se observa un efecto de velocidad casi nula cerca del disco fijo. Esto puede deberse al algoritmo de integración ya que al aumentar el número de nodos entre los discos que se utilizan para la simulación, este efecto disminuye.
- La diferencia entre la solución en series y la simulación disminuye con la cantidad de iteraciones. En este caso se utilizaron aproximadamente 150 iteraciones para cada caso.

Simulaciones para $Re_\delta = 2,5$

En las *figuras 4.7 y 4.8* se muestran los perfiles para valores de r de 30 mm y 70 mm respectivamente. También se simuló para $r = 48 \text{ mm}$ como se observa en la *figura 4.5*.

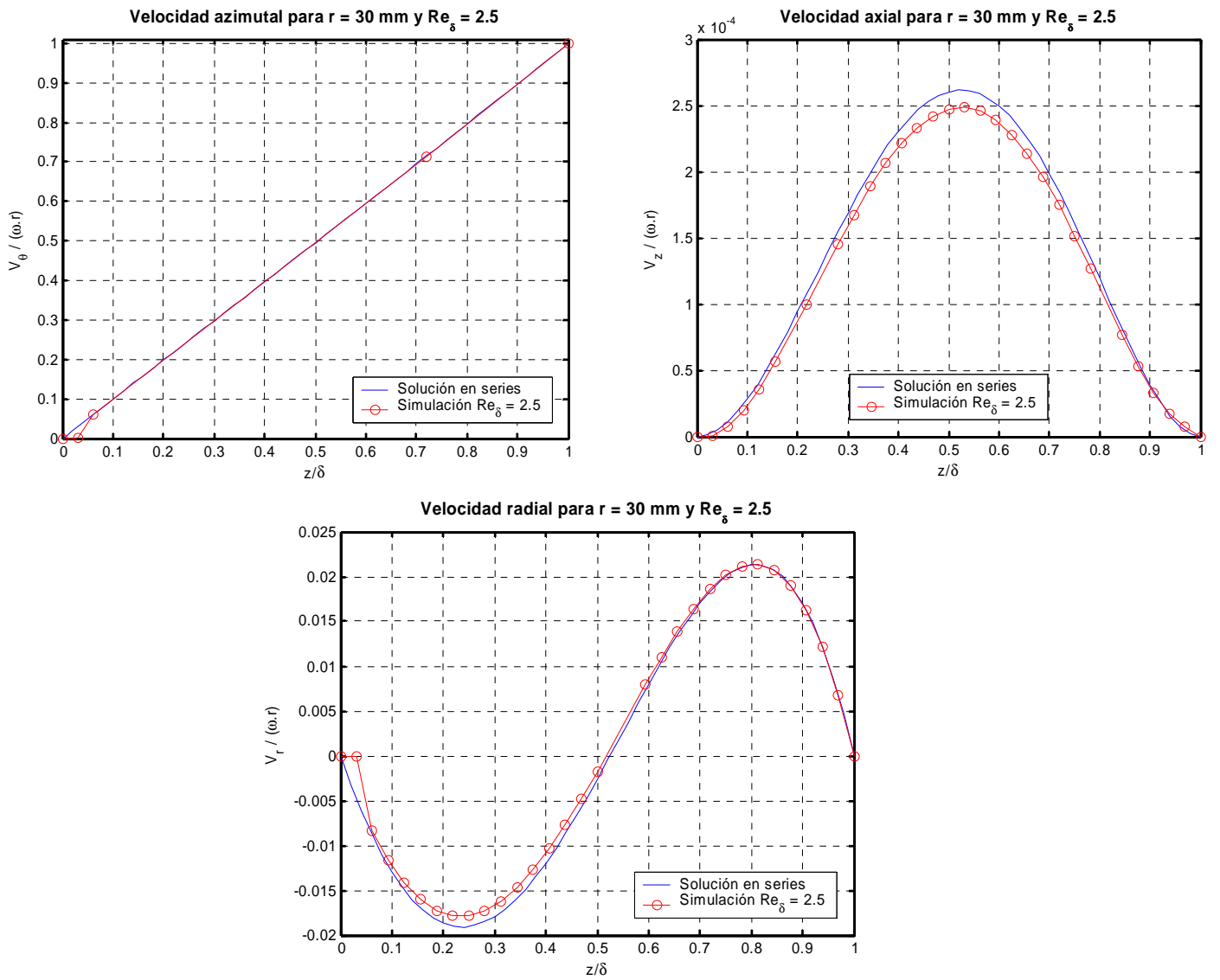
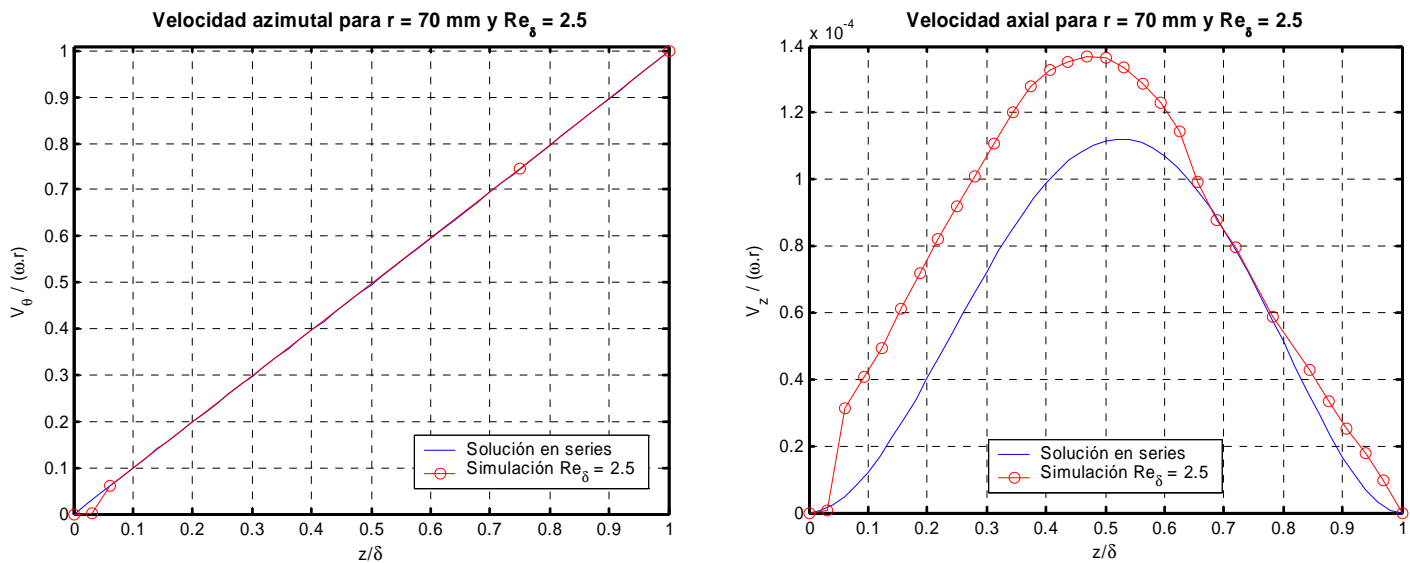


Figura 4. 7. Simulaciones de los perfiles de velocidad para las condiciones indicadas ($\delta = 0,6$ mm).



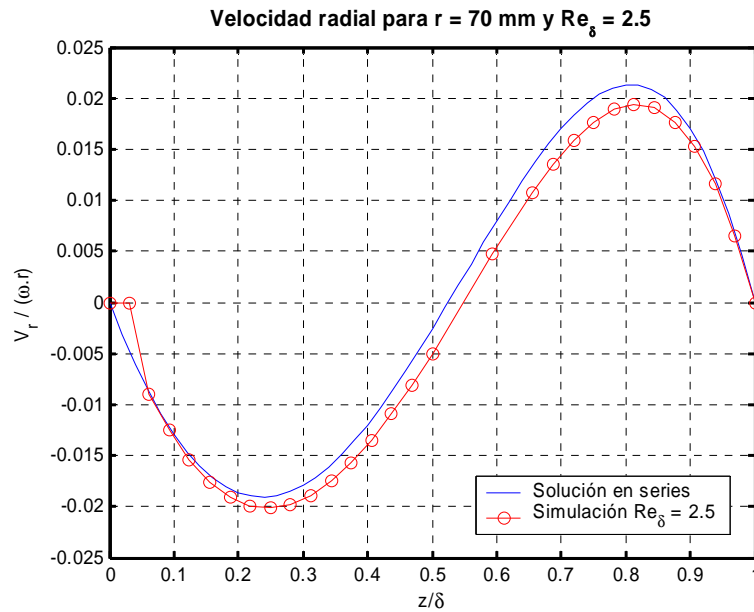


Figura 4. 8. Simulaciones de los perfiles de velocidad para las condiciones indicadas ($\delta = 0,6 \text{ mm}$).

Comparando las *figuras 4.5, 4.7 y 4.8* se puede ver que para $Re_\delta = 2,5$ la diferencia entre los resultados de la solución en series y de la simulación son mayores para radios más grandes o cercanos al borde. En las simulaciones, esta incerteza comienza a hacerse notoria en la velocidad axial a partir de $r = 69 \text{ mm}$, y en las otras dos velocidades a partir de $r = 79 \text{ mm}$. Es de esperar, en el caso real, que también exista algún efecto de borde en dicha zona, por lo que en el proceso de calibración el sensor debe ser colocado alejado del borde externo de los discos.

También se ha obtenido la trayectoria de una partícula desde su ingreso al disco (velocidad baja – en azul) hasta su egreso (velocidad alta – en rojo). Esto se muestra en la *figura 4.9*, donde puede notarse que el ángulo de entrada del flujo es mayor que el de salida. La partícula ingresa por la parte baja del espacio entre los discos y va ascendiendo a medida que avanza hacia el centro. Una vez que cruza el punto de inflexión de la velocidad radial comienza a alejarse nuevamente hacia afuera mientras sigue subiendo y aumentando su velocidad.

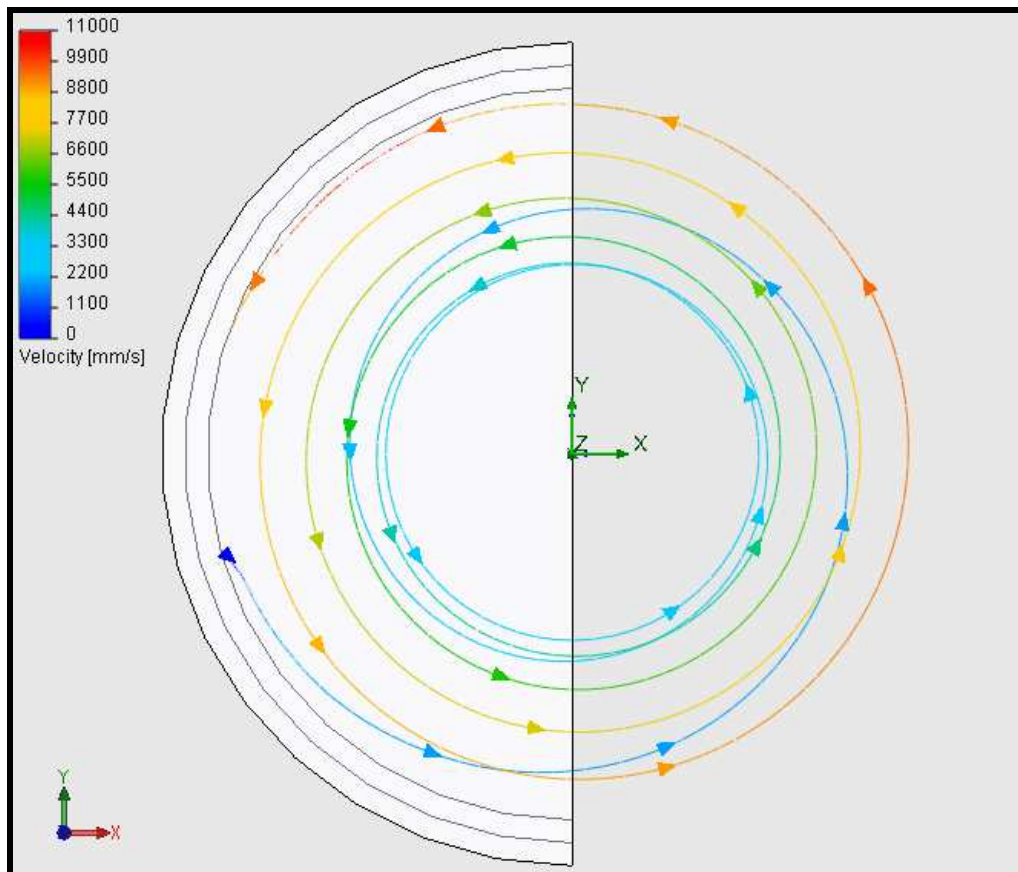


Figura 4. 9. Trayectoria de una partícula de fluido desde su ingreso a los discos hasta que abandona dicha región.

4.2.1.1 Simulación de un obstáculo parcial

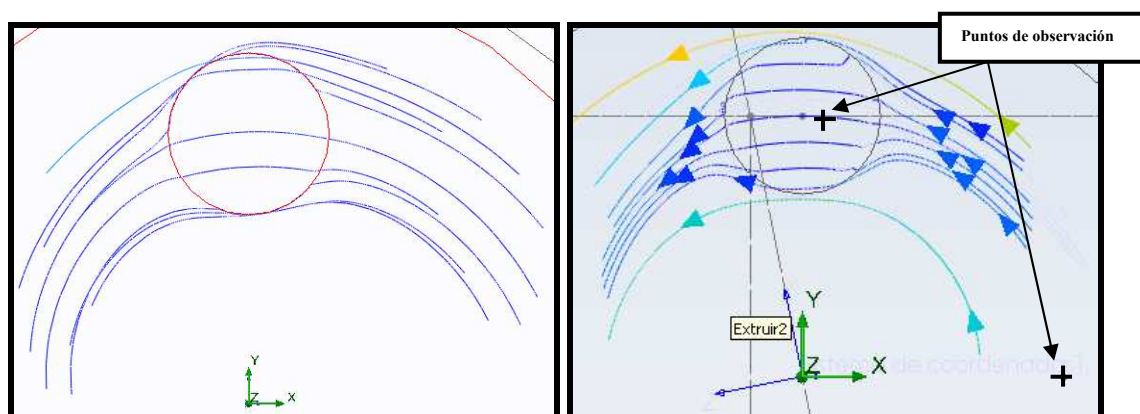


Figura 4. 10. Trayectorias de partículas de fluido entorno al obstáculo.

Un resultado verdaderamente interesante fue comprobar de qué forma se vería afectado el flujo ante la presencia de un obstáculo pequeño de geometría similar a la del sensor

de tensión de corte tipo película delgada. El obstáculo planteado posee 30 mm de diámetro y 0,24 mm de altura, cuyo centro se halla ubicado a 50 mm del centro de rotación del disco superior. Las pruebas fueron llevadas a cabo para números de $0,5 < Re_\delta < 2,4$. En la *figuras 4.11 y 4.12* se observan los resultados para el caso más crítico, $Re_\delta = 2,4$. En la *figura 4.12* se muestra la solución en series para un hueco de 0,36 mm, es decir la separación entre la superficie del obstáculo y el disco giratorio.

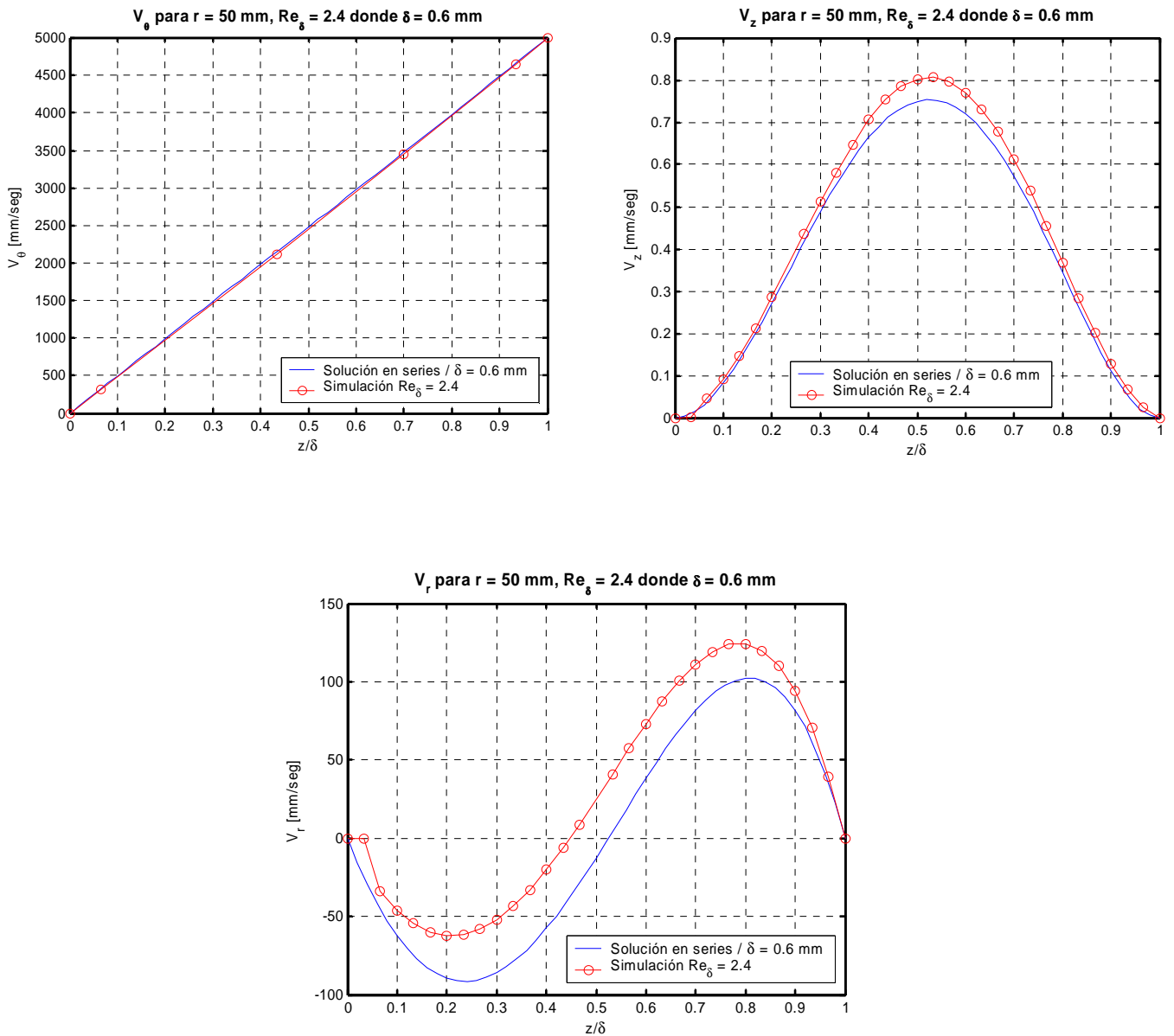


Figura 4. 11. Simulaciones de los perfiles de velocidad en el punto de observación de la figura 4.10 donde $\delta = 0,6$ mm , para las condiciones indicadas.

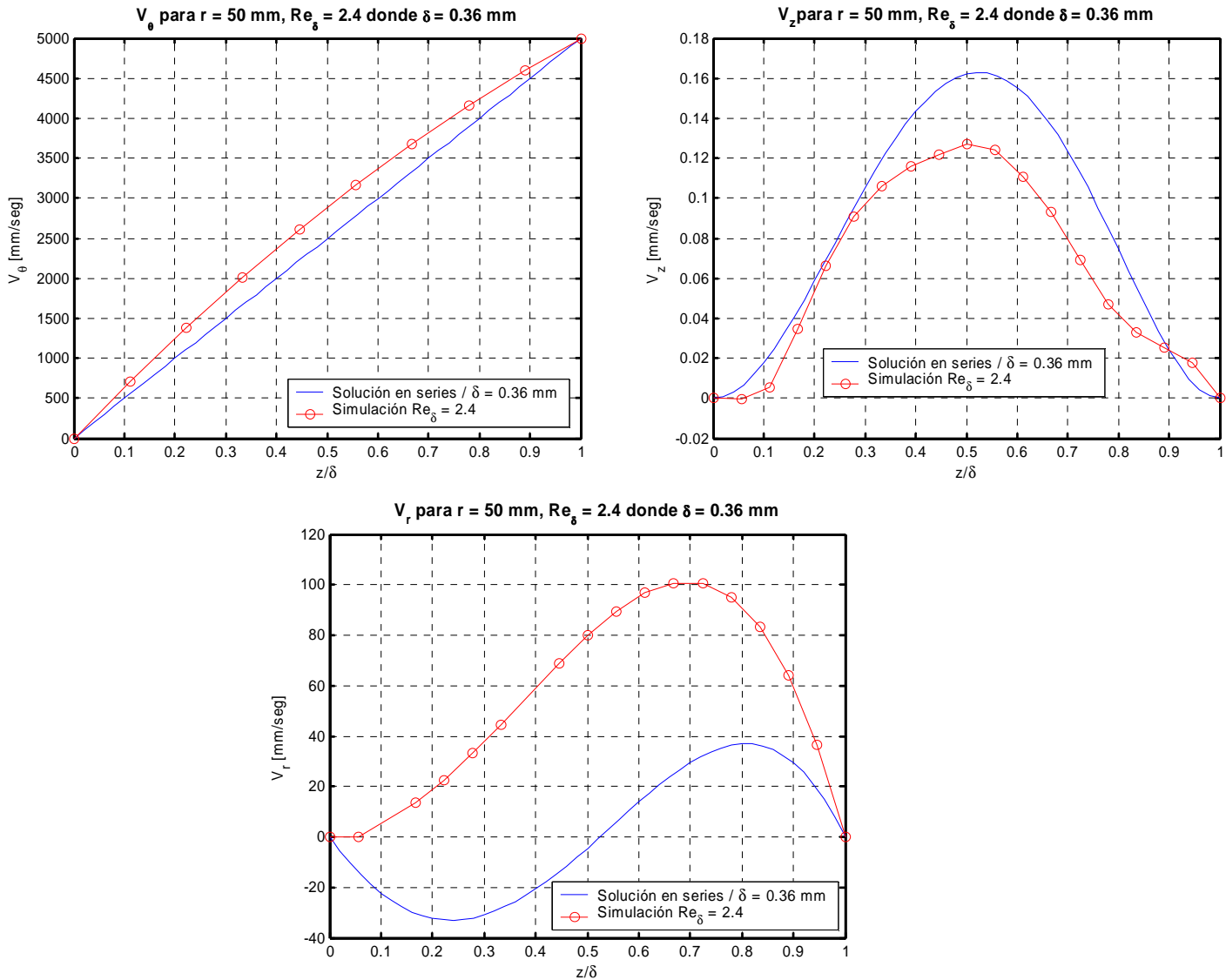


Figura 4. 12. Simulaciones de los perfiles de velocidad en el punto de observación de la figura 4.10 donde $\delta = 0,36$ mm, para las condiciones indicadas.

De la simulación de la presencia de un obstáculo, en representación del sensor de tensión de corte en la pared, ubicado entre los discos a $Re_\delta = 2,4$, se concluyó que la forma del perfil de velocidad tangencial, que es la de mayor importancia para el uso del calibrador, conserva aproximadamente su forma para los puntos indicados en la *figura 4.11*. En cambio se pueden apreciar diferencias significativas en los perfiles de velocidad radial y azimuthal. En estos puntos de observación también puede notarse que el flujo se encuentra totalmente desarrollado. La diferencia entre estos perfiles disminuye notablemente al disminuir el Re_δ , y prácticamente se hace indistinguible para $Re_\delta < 2$. Esto sirve para verificar que puede ser posible el uso del calibrador como instrumento de evaluación de sensores como el presentado en este trabajo sin necesidad

de enrasarlo con la superficie del disco inferior. Por lo tanto, para el cálculo de la tensión de corte para $Re_\delta < 2$ debe considerarse la distancia entre el sensor y el disco superior, resultando ser, en este caso considerado, de 360 μm . Este margen de medición aumenta al disminuir la altura del sensor. En la *figura 4.13* puede observarse la trayectoria de una partícula que se encuentra en su recorrido con el obstáculo.

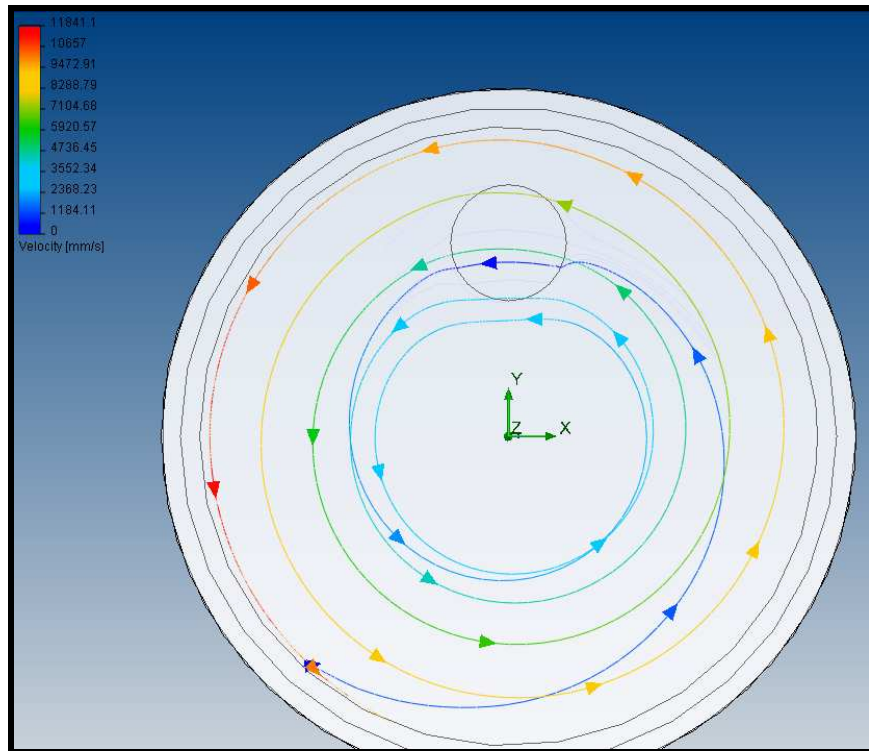


Figura 4.13. Trayectoria de una partícula de fluido desde su ingreso a los discos hasta que abandona dicha región.

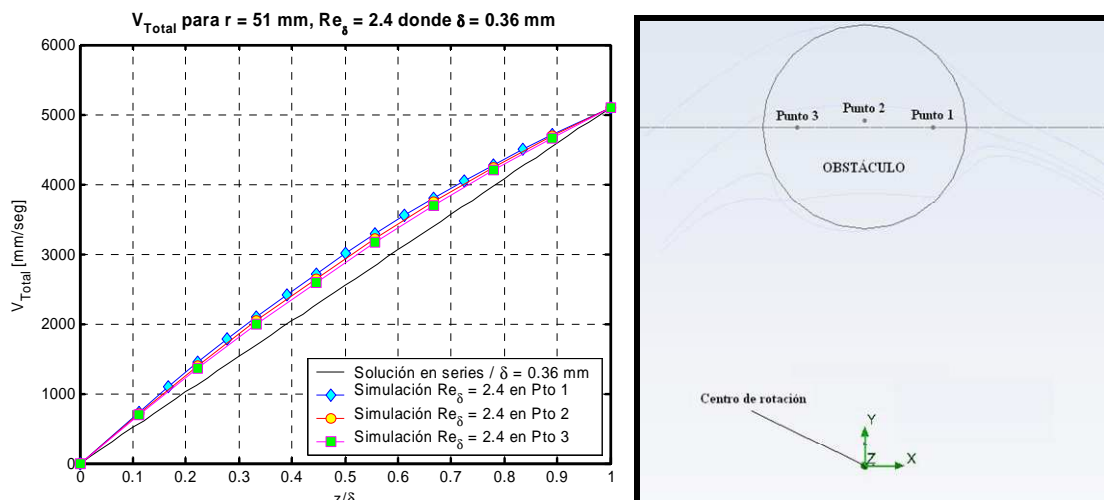


Figura 4.14. Perfiles de la velocidad total para tres puntos encima del obstáculo al mismo radio.

En la *figura 4.14* se observa el gráfico de los perfiles de la velocidad total para tres puntos distintos sobre el obstáculo.

4.2.1.2 Simulación de descalibración de separación de los discos

Otro ensayo interesante sería comprobar de qué forma se vería afectado el flujo ante la presencia de una descalibración del espacio de separación de los discos. En las *figuras 4.15* y *4.16* puede observarse de que forma se ve afectado el flujo.

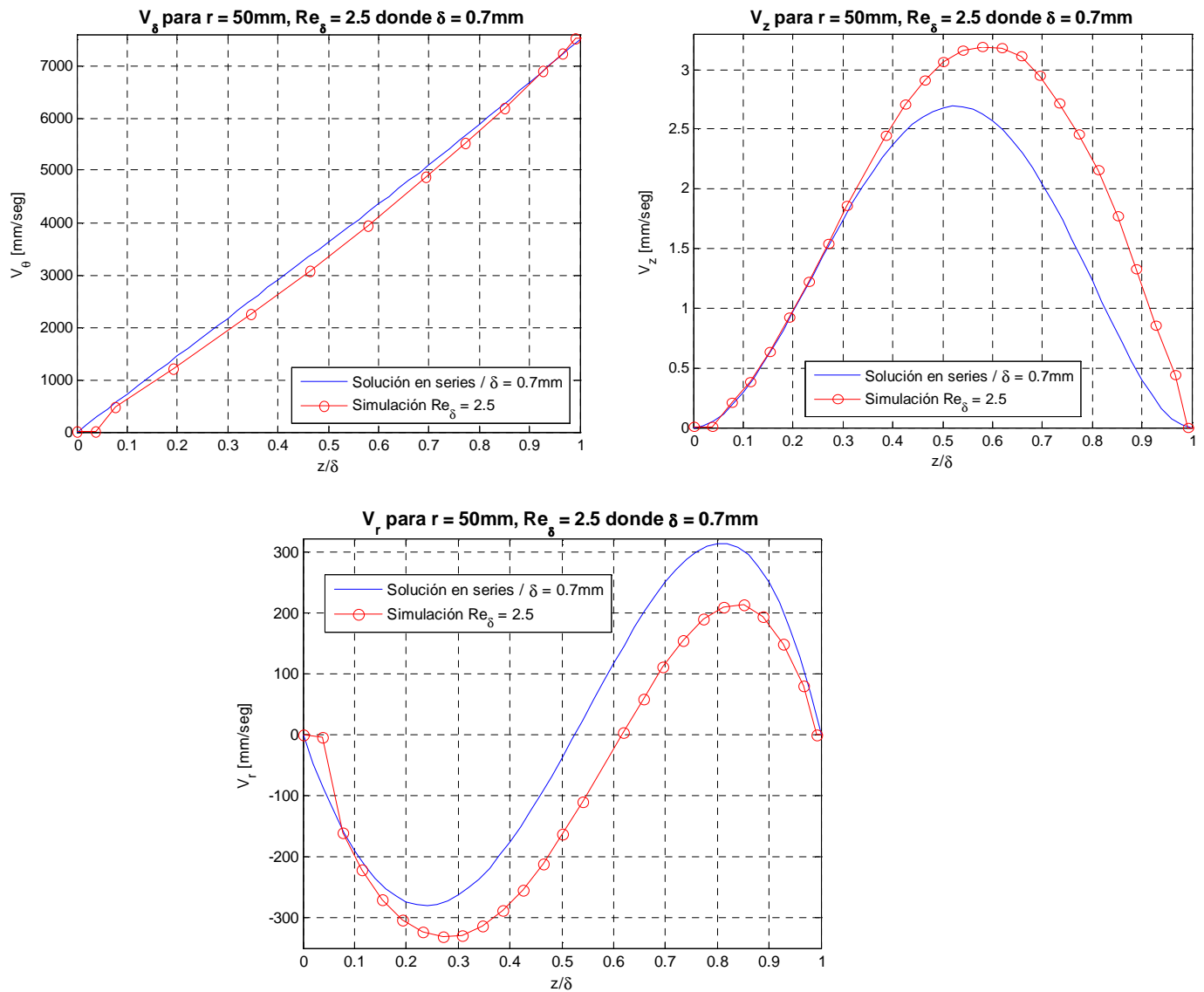


Figura 4. 15. Simulaciones de los perfiles de velocidad para $\delta = 0,7\text{ mm}$ sobre el eje x .

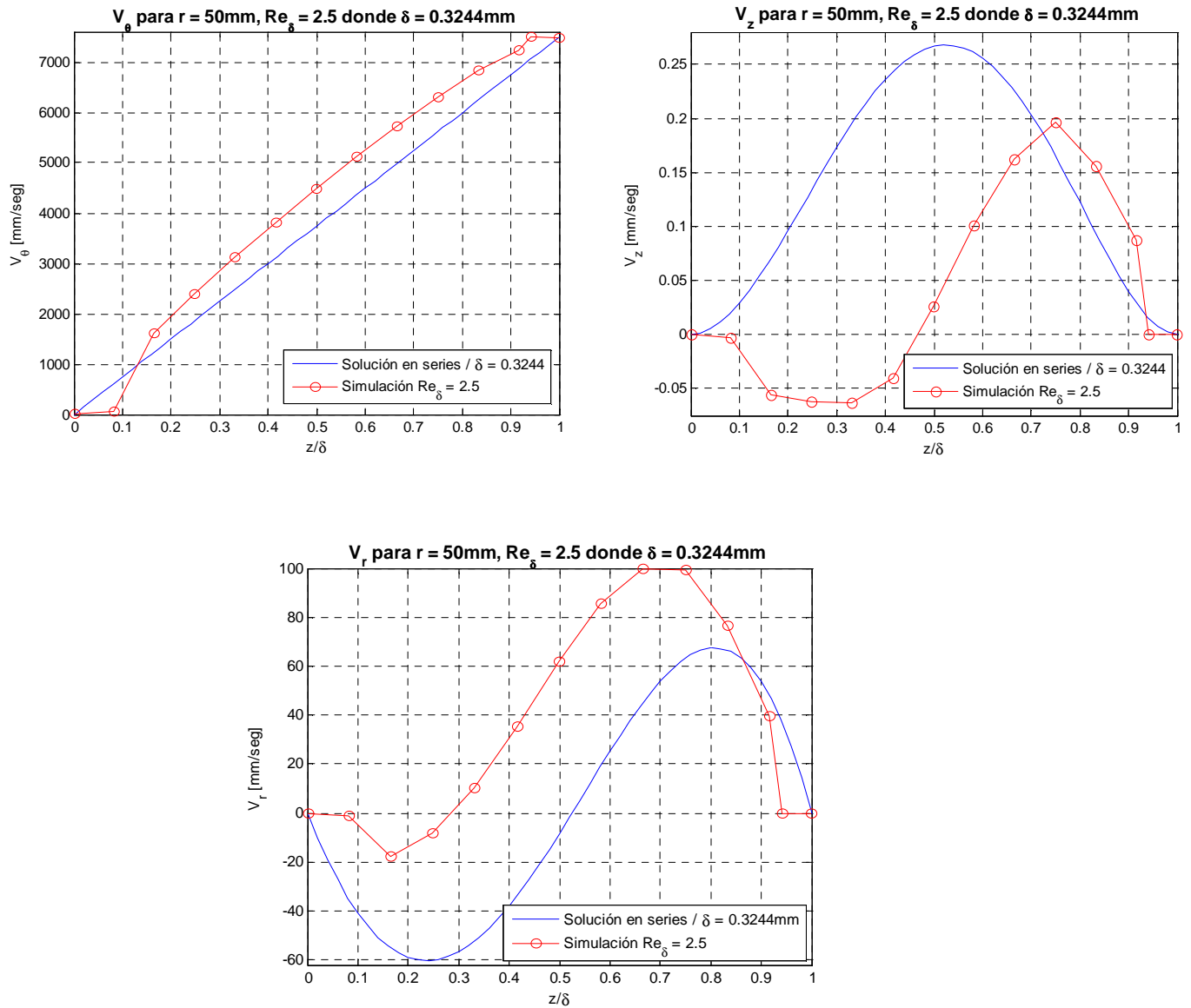


Figura 4. 16. Simulaciones de los perfiles de velocidad para $\delta = 0,3244\text{mm}$ sobre el eje x .

De las simulaciones puede concluirse que el flujo conserva parcialmente las formas, resultando ser muy sensible a la distancia local entre los discos. Los perfiles de velocidad se ven menos afectados para la simulación con separación de los discos mayor ($\delta = 0,7\text{mm}$). De la *figura 4.17* de la trayectoria seguida por una partícula de fluido se observa un leve corrimiento en el sentido positivo del eje x . Este cambio se detecta aún mejor en la *figura 4.18* de múltiples trayectorias.

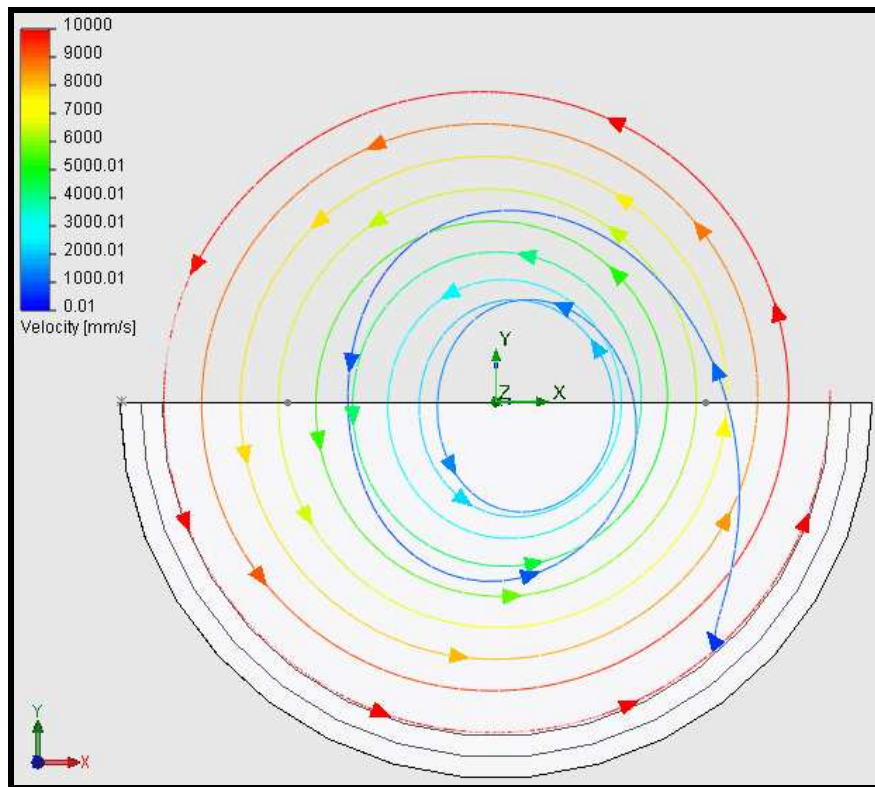


Figura 4. 17. Trayectoria de una partícula de fluido desde su ingreso a los discos hasta que abandona dicha región.

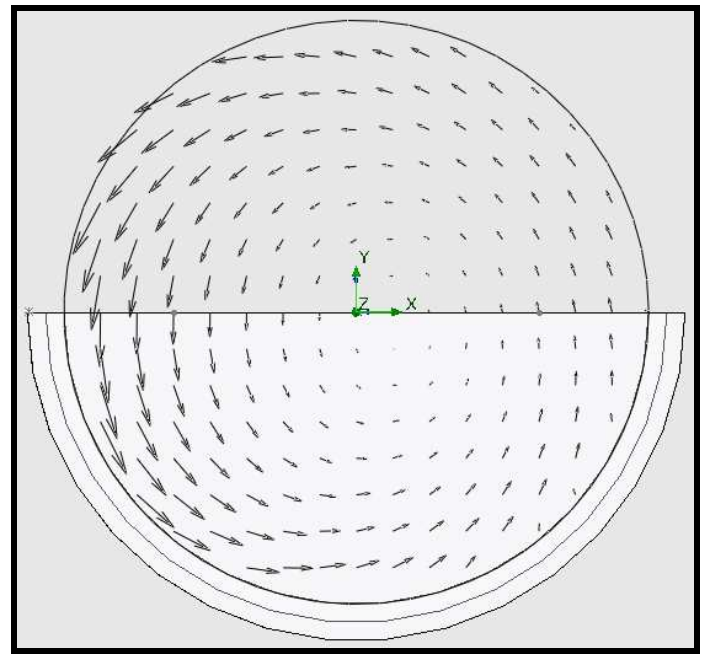
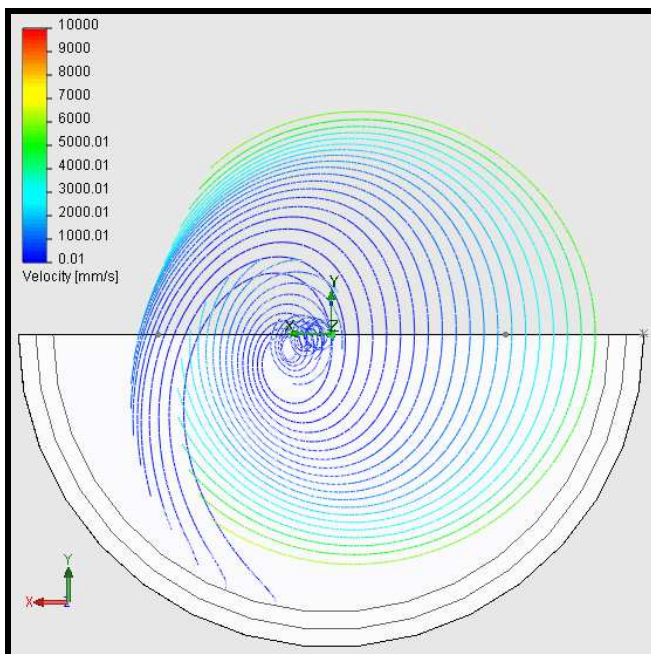


Figura 4. 18. Izquierda: esquema de trayectorias de las partículas del fluido entre los discos. Derecha: campo de flujo en un plano transversal al eje z.

4.3 SIMULACIONES CON FLUENT

Para poder realizar las simulaciones del flujo entre los discos primero se debe construir en *Gambit*, a criterio del usuario, la malla adecuada a la geometría de la porción de fluido que se desea simular. La aplicación *Gambit* es una herramienta que sirve para la construcción y verificación de mallados de simulación para *Fluent*. En las *referencias* se señalan reseñas introductorias a dichos entornos. En este trabajo se estudió una sección como la expuesta en la *figura 4.19*, similar a la propuesta por Khoo y otros (1998b).

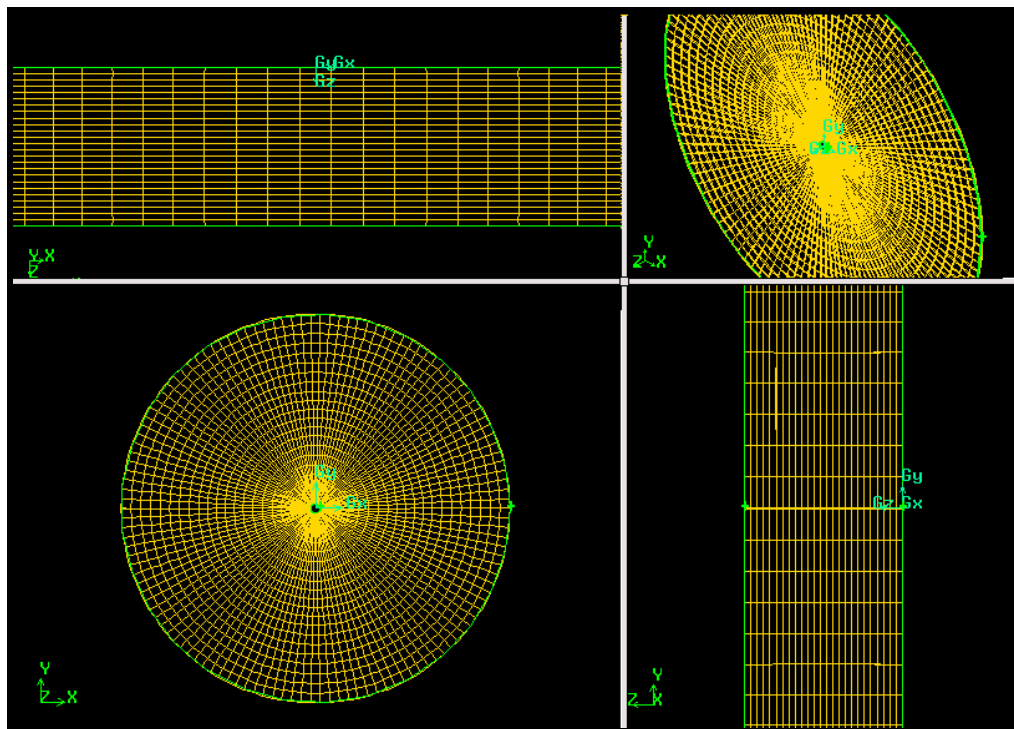


Figura 4. 19. Malla de simulación construida en *Gambit*.

También, este programa, permite construir solo un sector del disco (como se observa en la *figura 4.20*), y mediante la opción de periodicidad aplicada a las condiciones de contorno de las caras laterales, puede realizarse su simulación como representación del problema completo. Esto gracias a la simetría de revolución del problema. La ventaja más importante es que puede definirse un mallado lo suficientemente denso como para lograr una aproximación más precisa y a la vez más rápida.

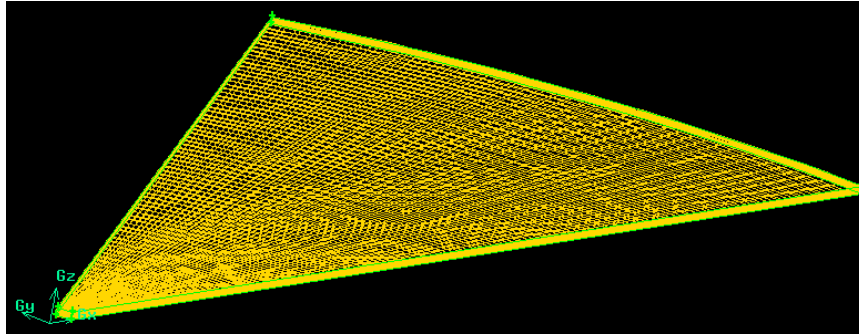


Figura 4. 20. Malla de simulación de una porción construida en Gambit.

Luego de concluidas estas mallas y exportadas como un archivo de extensión “.msh”, estas deben cargarse desde el *Fluent*, ajustando las condiciones de contorno adecuadas, características del fluido, parámetros de simulación, etc.; similar a lo realizado para la simulación con *CosmosFlow*. Esta aplicación arrojó resultados muy similares a los obtenidos con anterioridad por lo que se ha evitado repetirlos. Como principal ventaja, ofrece muy buenas animaciones y un control más completo para aquellos usuarios expertos; permitiéndoles ajustar una gran cantidad de parámetros de los métodos de integración involucrados, métodos de inicialización, perturbaciones y análisis tanto locales como globales, etc. La interfaz que posee es poco intuitiva para quien desea aprovechar su gran potencial de cálculo y requiere de una práctica más intensa. En las *figuras 4.21 y 4.22* puede observarse como la aplicación *Fluent* muestra los resultados.

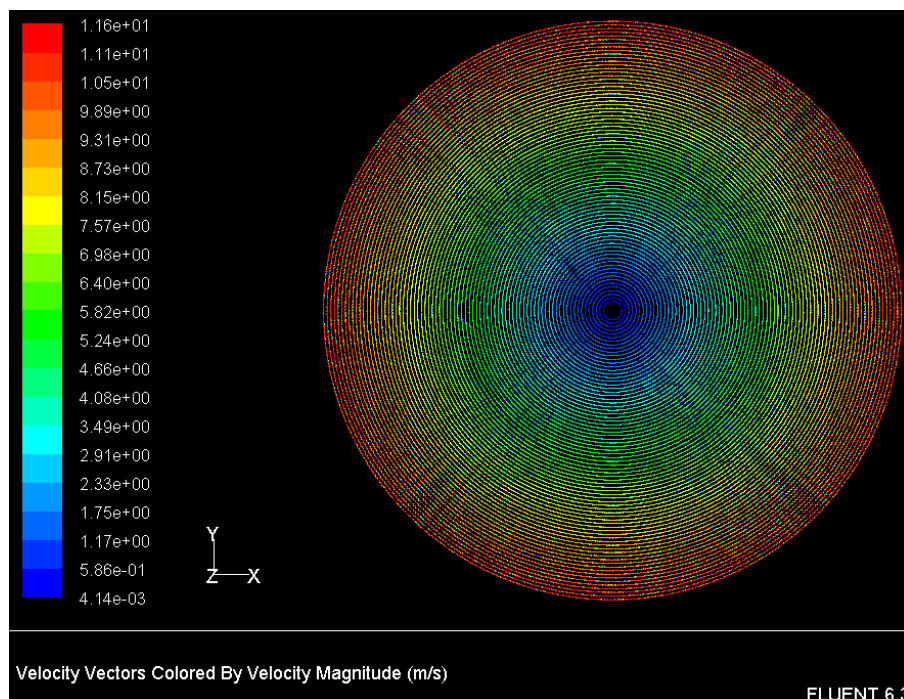


Figura 4. 21. Campo de flujo presentado en la interfaz de Fluent.

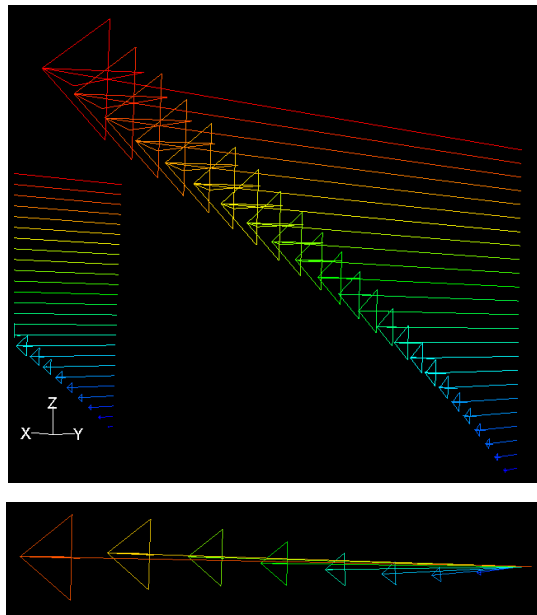


Figura 4. 22. Ampliación del gráfico vectorial del campo de flujo.

4.4 CONCLUSIONES

Se llevaron a cabo simulaciones por medio del software comercial *CosmosFlow* del campo de flujo entre dos discos, uno fijo y otro rotante, para diferentes perturbaciones. Debido a que se adoptó una malla con elementos esbeltos, primero se procedió a llevar a cabo la simulación del campo de flujo entre los discos paralelos y contrastar los resultados obtenidos contra la solución en series de potencia dada por Stewartson (1953) para este caso.

Se observó que los perfiles de velocidad reflejan mejor la solución en serie para valores de radio menores a 69 mm, notándose ciertos efectos de borde al acercarse al mismo.

Se simuló la presencia de un obstáculo, en representación de un sensor, ubicado entre los discos y se analizó dicha perturbación. La forma de los perfiles siguió conservándose, pero se apreció una leve disminución del ángulo de entrada y de salida del flujo.

Los perfiles de velocidad obtenidos de la prueba de descalibración de la distancia existente entre los discos no conserva la forma dada por la solución de Stewartson (1953) en todo el espacio comprendido. Por lo que se sugiere realizar una cuidadosa puesta a punto de la calibración de la distancia entre los discos, como se explicó en el *capítulo 3*.

Se evidenció que el flujo establecido entre los discos del dispositivo, resulta ser muy sensible a las variaciones de la distancia ajustada δ .

También se verificó mediante la utilización del software *Fluent* las simulaciones del campo de flujo para otras geometrías de mallas, obteniéndose resultados similares a los del *CosmosFlow*.

CAPÍTULO 5 CARACTERIZACIÓN DEL SENSOR

En esta sección se presenta la caracterización del sensor de tensión de corte en la pared presentado en el *capítulo 2*. Se detalla el montaje del sensor sobre el disco inferior (fijo) del dispositivo calibrador y la conexión y puesta a punto de la electrónica realimentada de temperatura constante. Así conformado el sistema de caracterización, se procedió a efectuar la calibración del sensor. Por último, mediante una modificación de la superficie del disco rotante, se analizó la respuesta dinámica del sensor ante cambios repentinos de tensión de corte.

5.1 COEFICIENTE TÉRMICO DE RESISTENCIA DEL SENSOR

Como primer paso para comenzar a caracterizar al sensor de tensión de corte en la pared, se procedió a estimar el coeficiente térmico de resistividad (α) de los sensores. La finalidad de este procedimiento es seleccionar el valor de sobrecalentamiento más adecuado para realizar las mediciones. El coeficiente α indica cómo varía la resistencia del sensor ante cambios en su temperatura. Suponiendo que esta variación fuese lineal se obtiene:

$$R = R_r \cdot [1 + \alpha \cdot (T_m - T_r)] \quad (5.1)$$

donde R es la resistencia del sensor a la temperatura de operación T_m , R_r es la resistencia del sensor a una temperatura de referencia T_r y α es el coeficiente a estimar.

Por lo tanto, para efectuar la estimación de este coeficiente, se tomó un sensor cuyo valor de resistencia de sus elementos a temperatura ambiente (20 °C) son 367,7 Ω para la armadura y 230,7 Ω para el sensor. El procedimiento se describe solo para la armadura aunque puede conseguirse resultados similares con el elemento sensor o los elementos de los demás sensores fabricados. Se midió la resistencia de la armadura a 90°C resultando un valor de 412,5 Ω . De esta última medición puede estimarse el α como:

$$\alpha = \frac{R - R_r}{R_r \cdot (T_m - T_r)} \approx 1,7 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1} \quad (5.2)$$

Nota: los valores de resistencia fueron medidos con un picoamperímetro y un nanovoltímetro ya que la medición se tiene que hacer con muy poca corriente. Esto último se debe a que al ser tan pequeño el sensor, una corriente mayor genera el calentamiento del mismo, cambiando su resistividad. La corriente de medición que se utilizó está en el rango de 0,1 μA a 1 μA .

Con el fin de asegurar un funcionamiento correcto del sensor, evitando que se modifiquen las propiedades de los materiales que lo conforman, se decidió finalmente establecer un sobrecalentamiento no superior al 10 %.

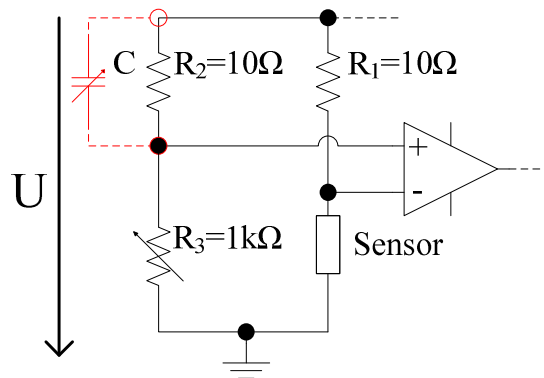


Figura 5.1. Esquema del puente de medición de la electrónica de temperatura constante modificado para el sensor de tensión de corte en la pared.

Puede notarse de las mediciones anteriores que para poder medir con las electrónicas de temperatura constante primero debe modificarse el valor de las resistencias que

componen el puente de medición y que fueron sugeridas en el *capítulo 2*. Por lo tanto, el puente modificado queda conformado como se observa en la *figura 5.1*.

5.2 MONTAJE DEL SENSOR

El sensor de tensión de corte, cuyo procedimiento de fabricación se describió en el *capítulo 2*, posee aproximadamente $140\text{ }\mu\text{m}$ de espesor (δ_s) y 3 cm de diámetro. Éste fue pegado sobre la superficie del disco inferior por medio de una cinta doble faz de $80\text{ }\mu\text{m}$ de espesor, resultando en un espesor total de aproximadamente $220\text{ }\mu\text{m}$. Como se observó en las simulaciones descritas en el *capítulo 4*, puede considerarse que el flujo establecido entre el sensor y el disco superior es función solamente de la distancia existente entre los mismos. El tamaño del huelgo es de $\delta = 0,6\text{ mm}$, por lo que la distancia entre la parte superior del sensor y la cara inferior del disco superior es de $380\text{ }\mu\text{m}$.

El sensor fue orientado en la dirección azimutal, es decir, con la parte de mayor longitud del elemento sensor en la dirección radial. En esta disposición el sensor es prácticamente insensible a la componente radial de la tensión de corte.

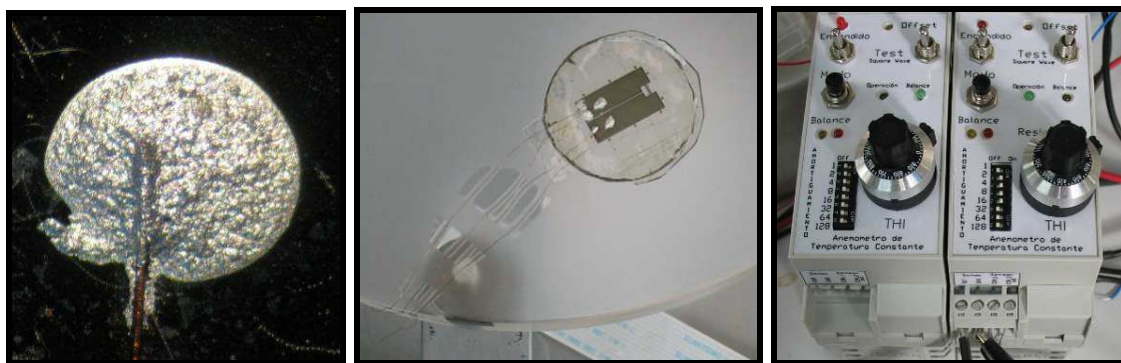


Figura 5. 2. Fotografías de un contacto del sensor, del sensor montado sobre el disco inferior fijo y de las electrónicas de temperatura constante utilizadas para efectuar las mediciones.

Para conectar el sensor y la armadura térmica a sus respectivas electrónicas de temperatura constante se utilizaron alambres de cobre de $50\text{ }\mu\text{m}$ de diámetro adheridos a

los contactos del sensor mediante pintura conductora de plata como se observa en la *figura 5.2*. El sensor que fue montado es el que se presentó anteriormente para la estimación del coeficiente α .

Al encender las electrónicas, una vez balanceado el puente y con un valor de sobrecalentamiento adoptado del 5,4 %, se verificó que el valor de tensión a la salida del anemómetro, para condiciones de temperatura ambiente constante y Reynolds constante, logra una buena estabilidad luego de dos horas. Por esta razón, para todas las mediciones realizadas se tomó un tiempo mínimo de estabilización de dos horas.

5.3 RESPUESTA A LA PRUEBA DE ONDA CUADRADA

Se procedió a ajustar, como se sugirió en la *sección 2.4.1.1*, la respuesta tanto del sensor como de la armadura a la perturbación con onda cuadrada. Los pasos que se siguieron para realizar este ensayo fueron:

- Primero, se hizo girar al disco superior hasta alcanzar un $Re_{\delta} = 0,5$. Se eligió un valor de Re_{δ} bajo ya que al aumentar la velocidad de giro la respuesta de los sensores es más rápida.
- Se encendieron ambas electrónicas con un valor de sobrecalentamiento prefijado al 5% cada una y se esperó el tiempo de estabilización térmica indicado anteriormente.
- Luego, se seleccionó el modo de prueba con onda cuadrada de la electrónica conectada al sensor y se ajustó la respuesta con la ayuda de un osciloscopio.
- Por último, se deselectionó el modo de prueba con onda cuadrada de la electrónica del sensor y se repitió el proceso para la armadura.

En la *figura 5.3* pueden mostran los gráficos obtenidos por medio de este procedimiento.

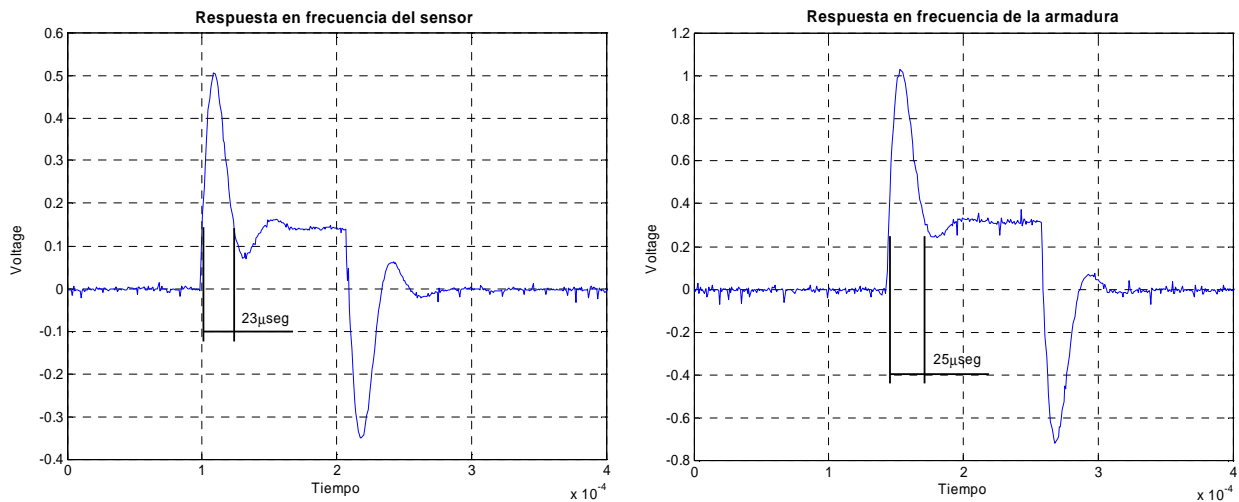


Figura 5. 3. Respuesta a la prueba de onda cuadrada del conductor sensor y de armadura.

La frecuencia de corte sugerida por Freymuth (1977) para este tipo de ensayo resultó:

- Para el conductor sensor: $f_{cut} = 30,8 \text{ kHz}$
- Para el conductor de armadura: $f_{cut} = 33,45 \text{ kHz}$

Cabe destacar que si bien la respuesta a perturbaciones electrónicas es un buen indicador de la respuesta del sensor realimentado en el caso de anemómetros de hilo caliente, esta relación no necesariamente se cumple en el caso de sensores de tensión de corte. Esto puede corroborarse en los trabajos de Ajagu y otros (1982), y Sheplak y otros (2004). Por esta razón, para evaluar dicha respuesta dinámica Khoo y otros (1995, 1998a) propusieron un ensayo en que se aplica en forma directa una tensión de corte que presenta cambios repentinos de magnitud y que será descrito más adelante en este trabajo.

5.4 CALIBRACIÓN DEL SENSOR DE Tensión DE CORTE EN LA PARED

La calibración del sensor de tensión de corte se efectuó para una distancia entre discos de 0,6 mm. Llevando a cabo un análisis en estado estacionario de la capa límite térmica, similar al de la *sección 2.2.4*, se llega a la siguiente relación entre el voltaje del anemómetro (E) y el esfuerzo de corte en la pared (τ) [Alfredsson y otros, 1988, Goldstein, 1996]:

$$E^2 = A + B.\tau_c^n \quad (5.3)$$

donde A , B y n son constantes de calibración. Una función de calibración que tiene en cuenta el efecto del sobrecalentamiento puede ser encontrada en la reseña acerca de este tema presentada por Goldstein (1996).

Para obtener la curva de calibración se fijaron distintas velocidades de giro, correspondientes a Re_δ entre 0,25 y 2,5, y se midió el voltaje de salida para cada caso. Luego se ajustó mediante la relación sugerida consiguiéndose como resultado el gráfico mostrado en la *figura 5.4*.

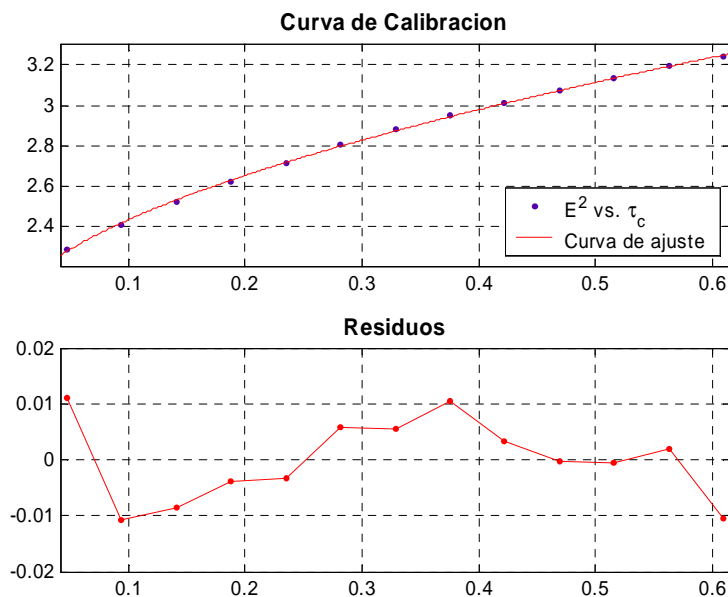


Figura 5. 4. Curva de calibración del sensor con ambos conductores activos a una temperatura ambiente de 20°C y sobrecalentamiento del 5%.

Como se mencionó anteriormente, para el cálculo de la tensión de corte teórica se utilizó el tamaño del huelgo efectivo que corresponde a:

$$\delta^* = \delta - \delta_s = 380 \mu m \quad (5.4)$$

El ajuste se llevó a cabo mediante una herramienta de cálculo de MatLab, “cftool”, seleccionándose un algoritmo tipo “trust region”, que es un procedimiento de optimización de mínimos cuadrados para el ajuste de coeficientes y exponentes de sistemas no lineales. El error relativo de ajuste resultó menor al 1%. Para este caso, las constantes de calibración dieron:

$\begin{aligned} A &= 1,99 [V^2] \\ B &= 1,67 [V^2.m^2/N] \\ n &= 0,57 \end{aligned}$

Otra alternativa de ajuste, menos utilizada en anemometría térmica, es hacer uso de una aproximación polinomial tal como:

$$\tau = A_0 + A_1.E + A_2.E^2 + A_3.E^3 + \dots \quad (5.5)$$

También se aplicó el mismo procedimiento de calibración pero con el conductor de armadura del sensor sin conectar. En la *figura 5.5* se observa el resultado de estas mediciones.

Para este caso, las constantes de calibración resultan:

$\begin{aligned} A &= 7,68 [V^2] \\ B &= 2,95 [V^2.m^2/N] \\ n &= 0,49 \end{aligned}$

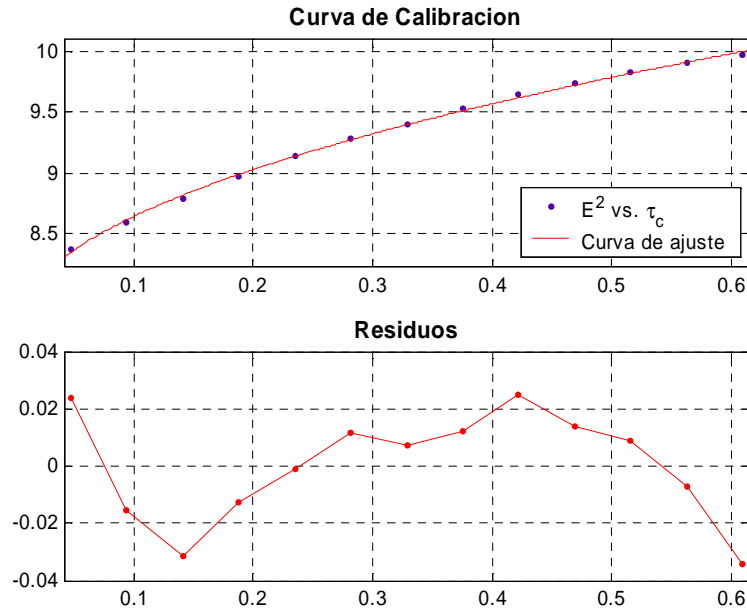


Figura 5.5. Curva de calibración del sensor con el conductor de armadura desactivo a una temperatura ambiente de 20 °C y sobrecalentamiento del 5%.

Pueden advertirse dos diferencias entre este último caso de calibración y el anterior. Estas son:

- En el primer caso, con la armadura activa, la ordenada al origen es aproximadamente 5 veces menor que en el segundo caso.
- El rango de variación de E^2 para valores de tensión de corte entre 0,05 N/m² y 0,6 N/m² es de 0,9 V² para el caso con la armadura activa y de aproximadamente 1,7 V² para el caso sin armadura. Por lo tanto, la sensibilidad es aproximadamente $\sqrt{2}$ veces mayor cuando el conductor de armadura está desactivado.

Estos son resultados dentro de lo esperado, ya que debido al uso de la armadura se reducen las pérdidas de calor hacia el sustrato y una parte de las pérdidas hacia el fluido, por lo que el sensor precisa menos potencia. Puede decirse que la armadura tiene la ventaja de aislar sensor del sustrato al costo de sacrificar un poco de sensibilidad. Al aislar el sensor del sustrato también se reduce la influencia de la temperatura o conductividad del sustrato sobre la medición del sensor.

Con el propósito de efectuar un análisis más detallado del proceso de calibración se llevaron a cabo nuevas calibraciones pero para diferentes valores de sobrecalentamiento del elemento sensor. En la *tabla 5.1* se resumen los resultados obtenidos.

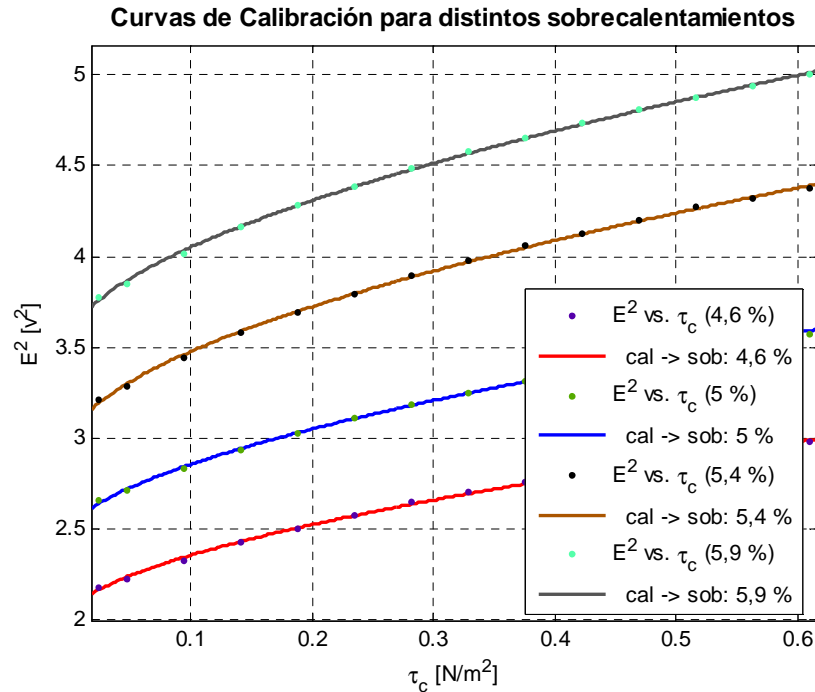


Figura 5. 6. Curvas de calibración del sensor de tensión de corte en la pared para diferentes valores de sobrecalentamiento a una temperatura ambiente de 22°C.

Tabla 5. 1. Parámetros de calibración para distintos ajustes de sobrecalentamiento del sensor.

	Sobrecalentamiento			
	4,4 %	5 %	5,4 %	5,9 %
$A[v^2]$	2,02	2,49	2,96	3,53
$B[v^2.m^2/N]$	1,3	1,5	1,89	1,97
n	0,59	0,6	0,56	0,58

En la *figura 5.6* puede observarse como al variar el sobrecalentamiento las curvas de calibración se modifican. Esto se nota principalmente en el término de ordenada al origen A . Al aumentar el sobrecalentamiento la transferencia de calor del conductor sensor hacia sus alrededores es mayor, lo que implica una mayor demanda de potencia del anemómetro. También, al aumentar el sobrecalentamiento aumenta la sensibilidad, tal como se espera.

Puede notarse que el valor del exponente de la ecuación propuesta, n , se mantiene entre 0,56 y 0,6. Este valor es ligeramente superior al típico para sensores de hilo caliente, que es del orden de 0,4.

Este mismo ensayo fue realizado sin la armadura. En este caso el comportamiento no es uniforme ante la variación del sobrecalentamiento, resultando ser además muy dependiente de las condiciones temperatura ambiente y del momento en que se llevó a cabo la calibración. Este comportamiento no es satisfactorio ya que aumenta la incertidumbre de las mediciones y dificulta la calibración.

5.5 RESPUESTA DINÁMICA DEL SENSOR

Para evaluar la respuesta dinámica del sensor se optó por aplicar el ensayo propuesto por Khoo y otros (1995, 1998a). En esta prueba, con el fin de generar fluctuaciones de tensión de corte conocidas, se modificó el disco superior de forma tal que su superficie contenga escalones de profundidad δ_r , como puede observarse en la *figura 5.7*.

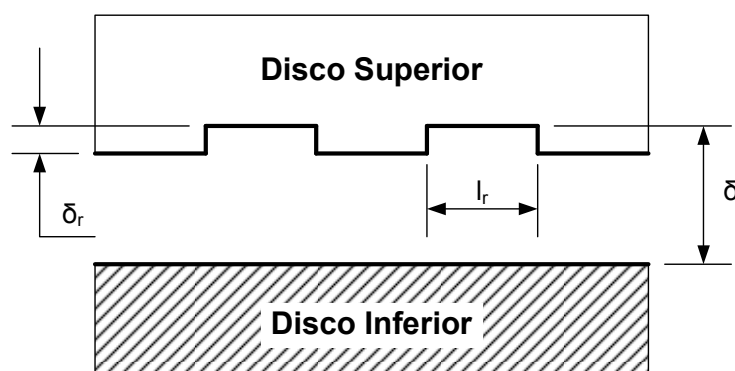


Figura 5. 7. Esquema del disco superior modificado.

Los escalones rectangulares se distribuyeron uniformemente sobre el disco superior, de manera similar a la del gráfico que se observa en la *figura 5.8*. Estos mismos fueron implementados con cinta adhesiva (de aproximadamente $80\ \mu\text{m}$ de espesor).

Sabiendo que el sensor está ubicado a un radio $r_m = 48 \text{ mm}$, puede obtenerse la extensión azimuthal, o medida del arco tendido entre cada escalón (l_r), que es aproximadamente de 100 mm (a $r = r_m$). La extensión azimuthal de cada escalón (l_r^{esc}) es de aproximadamente 50 mm . Además el sensor posee un espesor δ_s de $220 \mu\text{m}$ y un diámetro de 30 mm ($\approx l_s$). De esta manera, se obtienen las siguientes relaciones:

$$\frac{l_r}{\delta_r} \approx 1000 \quad \frac{l_r^{esc}}{\delta_r} \approx 500 \quad \frac{l_s}{\delta_s} \approx 136 \quad (5.6)$$

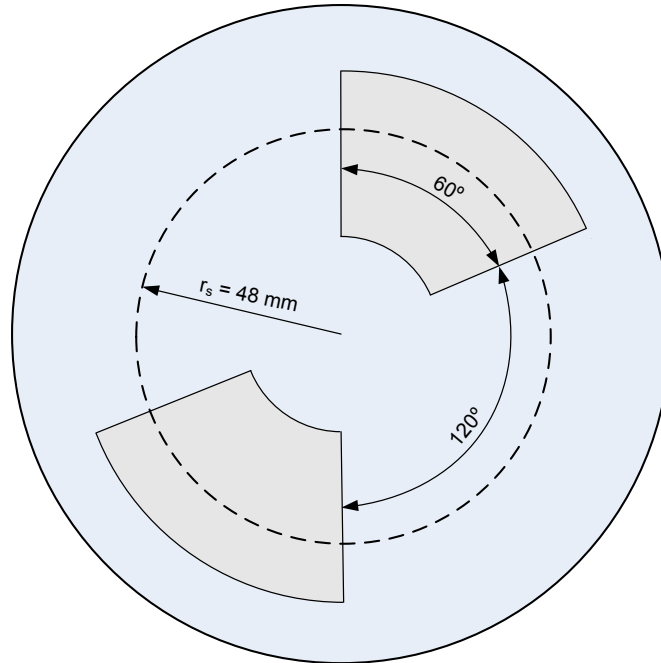


Figura 5. 8. Disposición de la cinta sobre la cara inferior del disco superior para el armado de los escalones.

Estas relaciones concuerdan con las apuntadas en trabajos previos [Isomoto y Honami, 1989, y Shu y otros, 1994] sobre flujo bajo una superficie plana con saltos. En estos trabajos se explica que cada paso implica una subregión dentro de la cual se puede considerar al flujo como el flujo entre dos discos planos. Esta aproximación es solo válida relativamente lejos de la frontera entre las subregiones. Es decir, en el espacio donde son válidas estas aproximaciones, el flujo se corresponde con el de dos superficies efectivas separadas por las distancias δ y $\delta - \delta_r$ respecto del disco inferior.

Por tal razón, a la salida del anemómetro se observará una señal aproximada de onda cuadrada. De esta forma, se deduce que el período de la onda fluctuante de la señal de salida es igual a la fluctuación impuesta; y la magnitud de la señal interpretarse cuantitativamente como la amplitud de la fluctuación de la tensión de corte en la pared vía la curva de calibración.

El salto relativo de tensión de corte en la pared impuesto para la geometría adoptada está dado por:

$$\Delta^{rel} \tau_c = \frac{\Delta \tau_c}{\tau_c^{\delta^*}} = \frac{\tau_c^{\delta^* - \delta_r} - \tau_c^{\delta^*}}{\tau_c^{\delta^*}} = \delta^* \cdot \left(\frac{1}{\delta^* - \delta_r} - \frac{1}{\delta^*} \right) = \frac{\delta_r}{(\delta^* - \delta_r)} \quad (5.7)$$

donde $\delta^* = \delta - \delta_s$ es el tamaño del hueco efectivo. Esto significa que el salto relativo solo depende de la geometría de los escalones, y en el caso descrito resulta:

$$\frac{\Delta \tau_c}{\tau_c^{\delta^*}} \approx 0,27 \quad (5.8)$$

La respuesta del sensor ante este tipo de perturbación puede observarse en la *figura 5.9*. En este caso, las mediciones se llevaron a cabo con un sobrecalentamiento que se ajustó al 5,4 % a una temperatura ambiente de 22 °C.

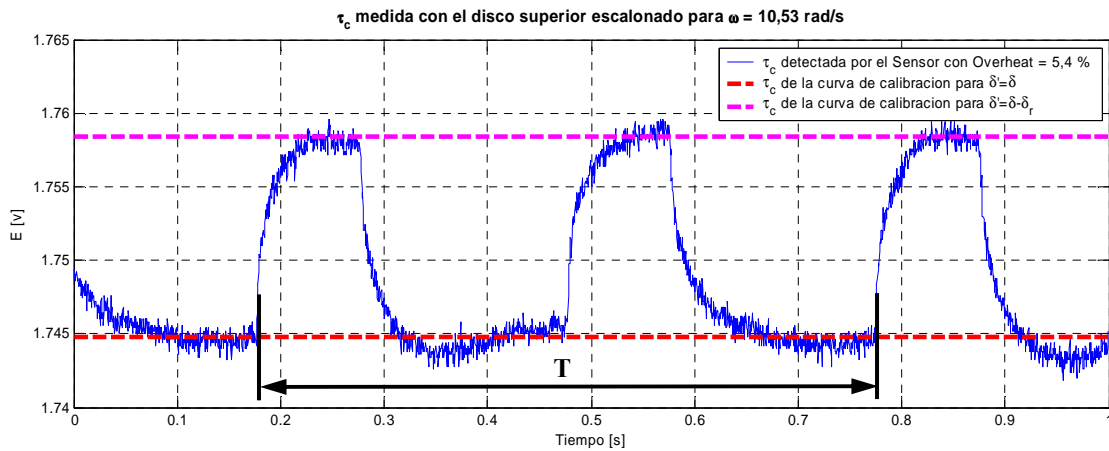


Figura 5. 9. Respuesta del sensor ante perturbaciones impuestas debido a la modificación del disco superior para una velocidad de rotación de 10,5 rad/s.

De la *figura 5.9* puede observarse que el sensor tarda en estabilizarse a un valor fijo de la tensión de corte cerca de 50 ms para un huelgo $\delta^* - \delta_r$ y aproximadamente 70 ms para un huelgo δ^* . Puede notarse también que el sensor responde en forma similar a un filtro pasabajos de primer orden. Sin embargo, hay que tener en cuenta que la respuesta dinámica de este sistema no es tan simple ya que en cada cambio existen ciertos fenómenos involucrados cuyo comportamiento es relativamente complejo, como por ejemplo recirculaciones en los puntos en que se produce el cambio de tamaño del huelgo. De todas formas, tomando un segmento de la curva de datos se lo puede ajustar satisfactoriamente por medio de una función exponencial simple, a partir de la cual se puede determinar el tiempo característico del sensor. La función de ajuste seleccionada fue:

$$f_{ajuste} = a \cdot (1 - e^{-b \cdot t}) \quad (5.9)$$

Los coeficientes a ajustar son a y b , donde:

a : representa el salto de voltaje equivalente al salto de tensión de corte en la pared impuesto por los escalones del disco superior.

b : es la inversa de la constante de tiempo característica t_c .

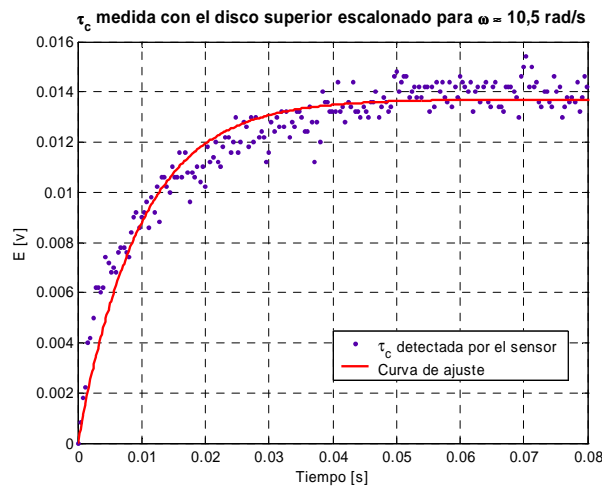


Figura 5. 10. *Respuesta del sensor ante perturbaciones impuestas debido a la modificación del disco superior para una*

El resultado del ajuste se observa en la *figura 5.10*, donde los coeficientes estimados son:

$a = 13,7 \text{ mv}$ $b = 102,4 \text{ s}^{-1}$

Por lo tanto:

$$t_c = b^{-1} \approx 9,8 \cdot 10^{-3} \text{ s} \quad (5.10)$$

Este tiempo característico es relativamente lento y equivale a una frecuencia de corte f_c de:

$$f_c = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot t_c} \approx 16,3 \text{ Hz} \quad (5.11)$$

Este valor estimado de frecuencia de corte resulta órdenes de magnitud menor que el obtenido mediante la prueba sugerida por Freymuth (1977), como se vio en la *sección* 5.3. Esto indica, al igual que en otros estudios del tema, que la prueba con onda cuadrada propuesta por Freymuth (1977) no permite estimar el tiempo de respuesta para este tipo de sensores.

Otro ensayo surge de hacer lo siguiente: a partir de una respuesta como la anterior, si se aumenta la velocidad de rotación del disco superior y, en tal respuesta, se detecta la aparición de una atenuación en el cambio de la tensión de corte que se impone, o la manifestación de la incapacidad del sensor de seguir dichas fluctuaciones, se deduce que tal situación puede relacionarse a una frecuencia de respuesta dinámica del sistema (f_D). Este ensayo se muestra en la *figura 5.11*.

Para obtener el gráfico de la *figura 5.11* se hizo girar al disco a una velocidad de 10,5 rad/s, velocidad a la cual puede notarse que el sensor es capaz de llegar a valores estables, y luego se fue aumentando la velocidad progresivamente.

Para cada velocidad de rotación Ω rad/s se asocia una frecuencia de fluctuación impuesta f_{imp} en Hz relacionada con la cantidad de escalones colocados en el disco superior. Esta frecuencia queda:

$$f_{imp} = 2 \cdot \frac{\Omega}{2\pi} = \frac{\Omega}{\pi} \quad (5.12)$$

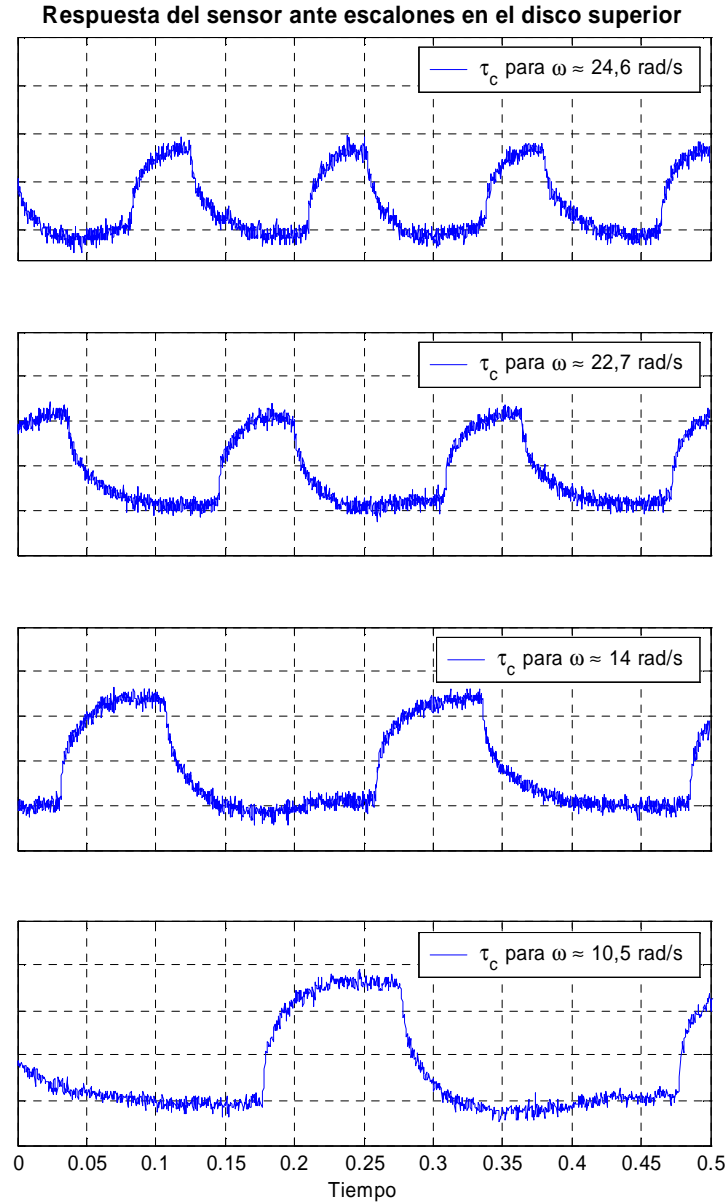


Figura 5. 11. *Respuesta del sensor ante perturbaciones impuestas, debido a la modificación del disco superior, para distintas velocidades de rotación.*

Se observó que el comportamiento del sensor es satisfactorio hasta una velocidad de rotación Ω del disco superior de 20 rad/s. A esta velocidad, para el huelgo de $\delta^* - \delta_r$,

comienza a notarse la incapacidad del sensor en alcanzar un valor estable de tensión de corte. También, el tiempo que tarda el sensor en alcanzar un valor estable para el huelgo δ^* es similar que para el huelgo $\delta^* - \delta_r$ (aproximadamente 60 ms para la velocidad indicada). Por lo tanto, f_D puede relacionarse con el tiempo en que el huelgo $\delta^* - \delta_r$ es impuesto, resultando:

$$f_D \approx 8,3\text{ Hz}$$

A esta velocidad corresponde una variación de la tensión de corte en la pared dada por:

$$\Delta\tau_c = \tau_c^{\delta^*} \cdot \Delta^{rel}\tau_c \approx 0,27 \cdot \mu \cdot \omega \cdot \frac{r_s}{\delta^*} \approx 0,12\text{ N/m}^2$$

Consecuentemente, este resultado sugiere que para que el sensor detecte cambios repentinos de la tensión de corte de $0,12\text{ N/m}^2$, la frecuencia de variación de estos cambios no debe ser mayor a 8 Hz . Es de esperar que a cambios $\Delta\tau_c$ más pequeños esta frecuencia sea mayor. Para este último caso, existe un límite de $\Delta\tau_c$ mínimo alcanzable que está dado por la sensibilidad del instrumento de medición, y un límite de frecuencia máxima de rotación asociada a los efectos de borde.

CAPÍTULO 6 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

6.1 CONCLUSIONES

En este trabajo se ha incursionado en el diseño y construcción de un sistema de medición de tensión de corte en pared para uso en gases, compuesto por un sensor y su electrónica asociada, y de un dispositivo de calibración y evaluación de dicho sistema, según los objetivos originales.

A lo largo del trabajo se han discutido las distintas problemáticas asociadas a cada elemento que forma parte del sistema de medición y se han analizado diversas propuestas para afrontar cada una de ellas. También se han planteado varias modificaciones con el objetivo de mejorar el funcionamiento individual de cada parte. Las principales contribuciones realizadas se resumen a continuación:

- ❑ En el *capítulo 1* se resumieron las técnicas principales de medición de la tensión de corte en la pared. Se hizo hincapié en los métodos térmicos de medición y se plantearon las problemáticas asociadas a tales técnicas. Uno de los principales inconvenientes destacados fue la incapacidad de poder realizar mediciones de tensión de corte suficientemente cerca de la pared con un sensor de rápida respuesta temporal. Teniendo en cuenta trabajos previos acerca del tema se propuso un sensor de tensión de corte de película plana de fabricación con tecnología MEMS dotado de una armadura que permite reducir las pérdidas al sustrato presentado en el *capítulo 2*.
- ❑ En el *capítulo 2*, además, se presentó la construcción de una electrónica de temperatura constante que posteriormente se utilizó para medir junto con el

sensor de tensión de corte. Este instrumento resultó de armado sencillo, de muy buen comportamiento, fácil de utilizar y de bajo costo. Es de destacar que los componentes necesarios para su fabricación pueden conseguirse fácilmente. Además, permite realizar una moderada compensación de respuesta en frecuencia para diferentes tipos de sensores, aunque con un ajuste no tan preciso como el que puede obtenerse con un dispositivo comercial. En este mismo capítulo se detalló la fabricación de un sensor de hilo caliente. Este último fue utilizado para poner a punto la electrónica de medición sin necesidad de poner en riesgo la integridad de los sensores de tensión de corte. Se debe tener en cuenta que la fabricación propia de estos instrumentos da gran flexibilidad al usuario, permitiéndole el armado de sensores con soportes diseñados para usos específicos o geometrías complejas y la modificación de la electrónica para el uso de sensores con valores de resistencia variados. Tal es el caso del sensor de tensión de corte que se caracterizó. Para hacer uso de este sensor, las resistencias que componen el puente de medición de la electrónica fueron modificadas sin que este dispositivo perdiera funcionalidad.

- ❑ En el *capítulo 3* se presentó la construcción de un dispositivo calibrador de fácil utilización y flexible en cuanto a su modificación. Se enfatizan tanto las técnicas de su puesta a punto como las mejoras que permitieron hacer mucho más sencilla su manipulación con los sensores. Entre ellas se destaca la posibilidad de desmontar el disco superior rotante sin necesidad de levantar al sensor pegado sobre el disco inferior fijo. Esto permitió modificar la superficie del disco rotante para efectuar pruebas dinámicas del sensor sin correr el riesgo de dañarlos. También se presentó la solución del campo de flujo gobernante en el funcionamiento del calibrador, propuesta por Stewartson (1953), y se dedujo a partir de un análisis sencillo la mejor ubicación y orientación del sensor.

- ❑ En el *capítulo 4* pudo cotejarse mediante simulaciones numéricas las ecuaciones del campo de flujo sugeridas por Stewartson (1953) para casos particulares que difieren respecto del original. Se simuló la presencia de un obstáculo, en representación del sensor, ubicado entre los discos y se analizó dicha perturbación. Se comprobó que la forma de los perfiles se conserva y, por lo tanto, no hace falta enrasar al sensor con la superficie. También se analizó la

problemática de la falta de paralelismo entre los discos, destacándose la importancia que este ajuste conlleva.

- ❑ En el *capítulo 5* se concretó finalmente el montaje del sensor de tensión de corte y se llevó a cabo su caracterización.
 - ◆ Se llevaron a cabo pruebas de calibración del sensor para diferentes valores de sobrecalentamiento y se analizaron las diferentes curvas obtenidas.
 - ◆ Se pudo comprobar que la utilización de la armadura disminuye la potencia que debe suministrar la electrónica que para el caso sin armadura. Esto se debe a que la armadura disminuye las pérdidas del sensor hacia el sustrato y hacia el fluido. El blindaje que se logra con esta geometría brinda al sensor una temperatura de pared fija pero con la desventaja de reducir, aunque en menor medida, la sensibilidad.
 - ◆ Se modificó el disco superior del calibrador para analizar la respuesta dinámica del sensor. El ensayo evidenció una respuesta del sensor lenta, tal como fue reportado en trabajos previos utilizando sensores de principio térmico. De lo anterior también puede concluirse que la velocidad de respuesta de los sensores de principio térmico no se encuentra limitada solamente por las pérdidas al sustrato sino que está relacionada con la dinámica de la transferencia de calor en un transitorio de tensión de corte. El análisis de este transitorio excede los alcances de la presente Tesis pero es sin duda un tema que merece atención. A partir de estos resultados y de los expuestos en otros estudios, se induce que para poder efectuar mediciones con mejores tiempos de respuesta del sensor hace falta separarlo de la pared permitiendo así mejorar la transferencia de calor con el flujo que lo rodea.

Podemos decir finalmente que se ha desarrollado una metodología de evaluación de sensores de tensión de corte junto a los dispositivos necesarios para llevarla a cabo. En particular se hace hincapié en la evaluación dinámica mediante fluctuaciones de la

tensión de corte al no ser las pruebas electrónicas buenos indicadores de los tiempos de respuesta del sensor. Si bien los resultados obtenidos con el sensor de tensión de corte no fueron los esperados, en cuanto al tiempo de respuesta del sensor, consideramos que este diseño de sensor permite realizar la calibración del sensor sobre un sustrato diferente del que se utilizara para la medición.

6.2 TRABAJOS FUTUROS

Como trabajos complementarios a los realizados en esta Tesis se propone:

- ◆ Diseñar y caracterizar un nuevo sensor conformado por un elemento de armadura y otro de sensado, pero este último marginalmente elevado de la superficie. Este podría fabricarse también con tecnología MEMS. Además se deja abierta la posibilidad de poder estudiar otras geometrías.
- ◆ Estudiar la tensión de corte con sensores de hilo caliente miniaturizados a los cuales se les permita variar su distancia a la pared. Evaluar diseños de sensores bidireccionales.
- ◆ Con respecto al sistema calibrador se propone construir escalones con bordes suaves con el fin de reducir los efectos de borde. Asimismo agregar al motor un control de velocidad para mejorar su estabilidad.
- ◆ Realizar simulaciones térmicas del fenómeno físico asociado. Esto requiere profundizar los factores implicados en el comportamiento de la capa límite.
- ◆ Identificar los parámetros asociados a un modelo de la dinámica del sensor, para poder simular al mismo junto con el esquema de la electrónica y, de esta manera, comparar dicho modelo con resultados experimentales.

- ♦ Mejorar la electrónica de temperatura constante agregándole un circuito de compensación de la temperatura ambiente. Estudiar otros tipos de compensaciones para mejorar la respuesta en frecuencia lograda con la realimentación. Cambiar el potenciómetro de balance del puente de medición por resistor de décadas para minimizar la subcompensación que introduce en alta frecuencia.

APÉNDICE A

DETALLES DE IMPLEMENTACIÓN DE LA ELECTRÓNICA DE TEMPERATURA CONSTANTE

En la *figura A.1* pueden observarse imágenes del prototipo terminado. La placa del circuito impreso – ver *figura A.3* – fue diseñada de forma tal que, junto con los componentes de interfaz, pudiese ser montada en un módulo comercial de electrónica de dimensiones reducidas ($45 \times 99 \times 115 \text{ mm}$), con posibilidad de ensamblarse sobre un carril normalizado de 35 mm con alimentación de bus compartida. Esto permite agrupar varios módulos de medición reduciendo el cableado.

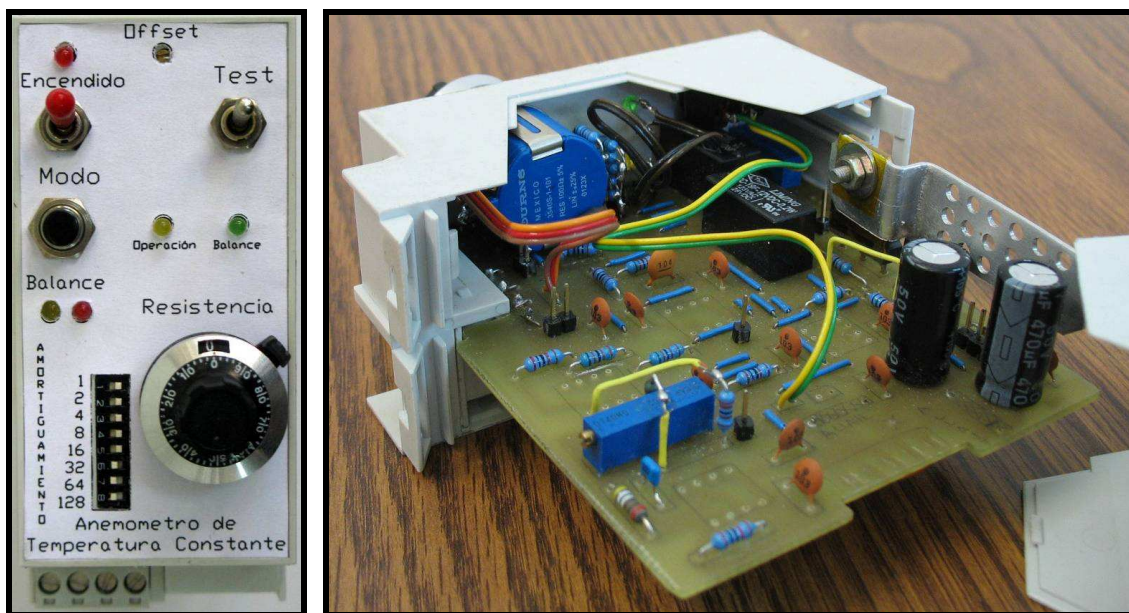


Figura A. 1: *Prototipo final.*

El diseño de la placa del circuito impreso fue implementado con el software DXP de *Altium*. Este programa, entre otras cosas, permite generar visualizaciones previas de la placa en tres dimensiones, como se observa en la *figura A.2*.

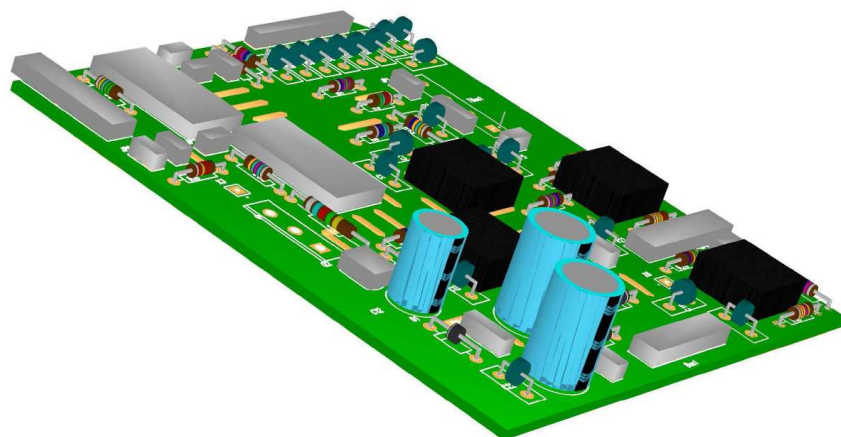


Figura A. 2: Vista inferior de la placa del anemómetro.

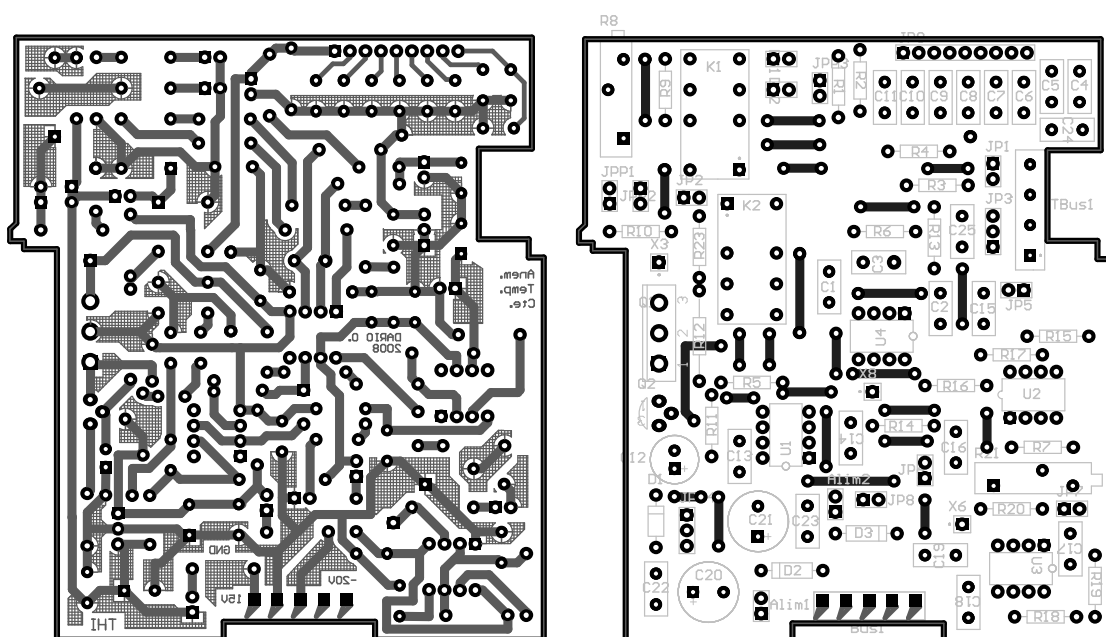


Figura A. 3: Vista inferior de la placa del anemómetro.

REFERENCIAS

- ❑ Acharya M.. Development of a Floating Element for Measurement of Surface Shear Stress. AIAA J., vol. 24, pp. 410. 1985.
- ❑ ADXL202E. Low-Cost 2 g Dual-Axis iMEMS® Accelerometer with Duty Cycle Output. Analog Devices, Inc.. 2000.
- ❑ Ajagu C. O., P. A. Libby y J. C. LaRue. Modified Gauge for Time-Resolved Skin-Friction Measurements. Rev. Sci. Instrum., vol. 53, pp. 1920-1926. 1982.
- ❑ Alfredsson P. H., A. V. Johansson, J. H. Haritonidis y H. Eckelmann. The Fluctuating Wall-Shear Stress and the Velocity Field in the Viscous Sublayer. Phys. Fluids, vol. 31, pp. 1026-1033. 1988.
- ❑ Bandyopadhyay P. R.. Development of a Microfabricated Surface for Turbulence Diagnostics and Control. In Applied Microfabrication to Fluid Mechanics Chicago, IL, pp. 67-74. 1994.
- ❑ Baratto F. S., C. C. Bailey y S. Tavoularis. Measurements of Frequencies and Spatial Correlations of Coherent Structures in Rod Bundle Flows. Nucl. Eng. Des., vol. 236, pp. 1830-1837. 2006.
- ❑ Bellhouse B. J. y D. L. Schultz. Determination of Mean and Dynamic Skin Friction, Separation and Transition in Low-Speed Flow with a Thin-Film Heated Element. J. Fluid Mech., vol. 24, pp. 379-400. 1966.
- ❑ Brown G. L. y R. F. Davey. The Calibration of Hot Films for Skin Friction Measurement. Rev. Sci. Instrum., vol. 42, pp. 1729-31. 1971.

- ❑ Brown G. L.. Theory and Application of Heated Films for Skin Friction Measurement. Proceedings of the 1967 Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute, pp. 361-381 (Stanford U. P., Stanford, California, 1967).

- ❑ Chew Y. T., B. C. Khoo y G. L. Li. A Time-Resolved Hot-Wire Shear Stress Probe for Turbulent Flow: Use of Laminar Flow Calibration. Exp. Fluids, vol. 17, pp. 75-83. 1994.

- ❑ Chew Y. T., B. C. Khoo, C. P. Lim y C. J. Teo. Dynamic Response of a Hot-Wire Anemometer. Part II: A Flush-Mounted Hot-Wire and Hot-Film Probes for Wall Shear Stress Measurements. Meas. Sci. Technol., vol. 9, pp. 764-778. 1998.

- ❑ Chew Y. T., B. C. Khoo y G. L. Li. An Investigation of Wall Effects on Hot-Wire Measurements Using a Bent Sublayer Probe. Meas. Sci. Technol., vol. 9, pp. 67-85. 1998.

- ❑ Collis D. C. y M. J. Williams. Two-Dimensional Convection from Heated Wires at Low Reynolds Numbers. J. Fluid Mech., vol. 6, pp. 357-389. 1959.

- ❑ CosmosFloWorks 2006. CosmosFloWorks Tutorial. SolidWorks. 2006.

- ❑ Dhawan S.. Direct Measurements of Skin Friction. NACA TN 2567. 1953.

- ❑ DXP. Design Capture, Simulation and Layout – An Introduction. Tutorial Design Explorer ver. 7.2.85, Altium. 2002.

- ❑ East L. F.. Measurement of Skin Friction at Low Subsonic Speeds by the Razor-Blade Technique. Aeronaut. Res. Counc. London, R&M 3525. 1966.

- ❑ Fernholtz H. H., G. Janke, M. Schober, P. M. Wagner, and D. Warnack. New Developments and Applications of Skin-Friction Measuring Techniques. Meas. Sci. Technol., Vol. 7, pp. 1396-1409. 1996.

- ❑ Fingerson L. M.. Thermal Anemometry, Current State, and Future Directions. Rev. Sci. Instrum., vol. 65, pp. 285-300. 1994.
- ❑ Fluent 6.3. 2006. Fluent Tutorial. Fluent Inc.
- ❑ Freymuth P.. Frequency Response and Electronic Testing for Constant Temperature Hot-Wire Anemometers. J. Phys. E: Sci. Instrum., vol. 10, pp. 705-710. 1977.
- ❑ Gambit. Gambit Tutorial. 2006. Fluent Inc.
- ❑ Gibson A. N., V. G. Chernoray, L. Löfdahl, S. Haasl y G. Stemme. Time-Resolved Wall Shear Stress Measurements Using MEMS. XXI ICTAM, pp. 15-21, Warsaw, Poland. 2004.
- ❑ Goldstein R. J.. Fluid Mechanics Measurements. 2nd edition, Taylor & Francis, Washington DC. 1996.
- ❑ Grobe S., W. Schröder. Dynamic Wall-Shear Stress Measurements in Turbulent Pipe Flow Using the Micro-Pillar Sensor MPS. Int. J. Heat and Fluid Flow, vol. 29, pp. 830-840. 2008.
- ❑ Guellouz, M. S. y S. Tavoularis. The Structure of Turbulent Flow in a Rectangular Channel Containing a Cylindrical Rod - Part 1: Reynolds-Averaged Measurements. Exp. Therm. Fluid Sci., vol. 23, pp. 59-73. 2000a.
- ❑ Guellouz, M. S. y S. Tavoularis. The Structure of Turbulent Flow in a Rectangular Channel Containing a Cylindrical Rod - Part 2: Phase-Averaged Measurements. Exp. Therm. Fluid Sci., vol. 23, pp. 75-91. 2000b.
- ❑ Haritonidis J. H.. The Measurements of Wall Shear Stress. In Advanced Fluid Mechanics Measurements. New York: Springer-Verlag, pp. 229-261. 1989.

- ❑ Ho C. M. y Y. C. Tai. Review: MEMS and its Applications for Flow Control. Trans. ASME - J. Fluids Eng., vol. 118, pp. 437-447. 1996.
- ❑ Huang J. B., C. M. Ho, S. Tung, C. Liu, y Y. C. Tai. Micro Thermal Shear Stress Sensor with and without Cavity Underneath. I. & Meas. Tech. Conf., IEEE, pp. 171-174. 1995.
- ❑ Isomoto K. y S. Honami. The Effect of Inlet Turbulence Intensity on the Reattachment Process Over a Backward-Facing Step. Trans. ASME J. Fluids Eng., vol. 111, pp. 87-93. 1989.
- ❑ Itsweire E. C. y K. N. Helland. A High-Performance Low-Cost Constant-Temperature Hot-Wire Anemometer. J. Phys. E: Sci. Instrum., vol. 16, pp. 549-553. 1983.
- ❑ Kempf G.. Neue Ergebnisse der Widerstandforschung. Werft Reederei Hafen, vol. 11, pp. 234-249. 1929.
- ❑ Khoo B. C., Y. T. Chew y G. L. Li. A New Method by Which to Determine the Dynamic Response of Marginally Elevated Hot-Wire Anemometer Probes for Near-Wall Velocity and Wall Shear Stress Measurements. Meas. Sci. Technol., vol. 6, pp. 1399-1406. 1995.
- ❑ Khoo B. C., Y. T. Chew, C. P. Lim y C. J. Teo. Dynamic Response of a Hot-Wire Anemometer. Part I: A Marginally Elevated Hot-Wire Probe for Near-Wall Velocity Measurements. Meas. Sci. Technol., vol. 9, pp. 751-763. 1998a.
- ❑ Khoo B. C., Y. T. Chew y C. P. Lim. The Flow Between a Rotating and a Stationary Disc: Application to Near-Wall Hot-Wire Calibration. Meas. Sci. Technol., vol. 9, pp. 650-658. 1998b.
- ❑ Kimura M., S. Tung, J. Lew, C. M. Ho, F. Jiang, y Y. C. Tai. Measurements of Wall Shear Stress of a Turbulent Boundary Layer Using a Microshear-Stress Imaging Chip. Fluid Dynam. Res., vol. 24, pp. 329-342. 1999.

- ❑ King L. V.. 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-Wires Anemometry. Proc. R. Soc. London, vol. 90, pp. 563-570. 1914.

- ❑ Konstantinov N. I. y G. L. Dragnysh. The Measurement of Friction Stress on a Surface. Energomashinostroenie, vol. 176, pp. 191-200. 1955. (DSIR Translation RTS 1500, 1960)

- ❑ Konstantinov N. I.. Comparative Investigation of the Friction Stress on the Surface of a Body. Energomashinostroenie, vol. 176, pp. 201-213. 1955. (DSIR Translation RTS 1500, 1961)

- ❑ Krauss T. y L. Meyer. Characteristics of Turbulent Velocity and Temperature in a Wall Channel of a Heated Rod Bundle. Exp. Therm. Fluid Sci., vol. 12, pp. 75-86. 1996.

- ❑ Kreider, J. F.. A Simple Stable Constant-Temperature Hot-Wire Anemometer. IEEE Trans. Inst. Meas., vol. 22, pp. 190-191. 1973.

- ❑ Ligrani P. M.. Subminiature Hot-Wire Sensor Construction. Report NPS69-84-010. Naval Post-graduate School, Monterey, CA. 1984.

- ❑ Ligrani P. M., R. V. Westphal y F. R. Lemos. Fabrication and Testing of Subminiature Multi-Sensor Hot-Wire Probes. J. Phys. E: Sci. Instrum., vol. 22, pp. 262-268. 1989.

- ❑ Ligrani, P. M. y P. Bradshaw. Subminiature Hot-Wire Sensors: Development and Use. J. Phys. E: Sci. Instrum., vol. 20, pp. 323-332. 1987.

- ❑ Lin Q., Y. Xu, F. Jiang, Y. C. Tai, y C. M. Ho. A Parametrized Three-Dimensional Model for MEMS Thermal Shear-Stress Sensors. J. Microelectromech. Syst., vol. 14, pp. 625-633. 2005.

- ❑ Löfdahl L. y M. Gad-el-Hak. MEMS-Based Pressure and Shear Stress Sensors for Turbulent Flows. *Meas. Sci. Technol.* vol. 10, pp. 665-686. 1999.
- ❑ Ludwig H.. Ein Gerat zur messung der Wandschubspannung turbulenter Reibungsschichten. *Ing. Arch.*, vol. 17, pp. 207-218. 1940. (Instrument for Measuring the Wall Shearing Stress of Turbulent Boundary Layers. NACA TM 1284, 1950)
- ❑ Mabey D. G. y L. Gaudet. Performance of Small Skin Friction Balances at Supersonic Speeds. *J. Aircraft*, vol. 12, pp. 819-825. 1975.
- ❑ Maluf N. y K. Williams. *An Introduction to Microelectromechanical Systems Engineering*. Second Edition. Artech House, Inc. Boston. 2004.
- ❑ MatLab. *The Language of Technical Computing*. Help, The MathWorks, Inc. ver. 7.0.0. 2004.
- ❑ Mellor G. L., P. J. Chapp y V. K. Stokes. On the Flow Between a Rotating and a Stationary Disk. *J. Fluid Mech.*, vol. 31, pp. 95-112. 1968.
- ❑ Miyara J.. Measuring Air Flow Using a Self-Balancing Bridge. *Analogue Dialogue, Circuits Specialists*, vol. 5, pp. 13. 1971.
- ❑ Möller S. V.. On phenomena of turbulent flow through rod bundles. *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 4, pp. 25-35. 1991.
- ❑ Möller S. V.. Single-Phase Turbulent Mixing in Rod Bundles. *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 5, pp. 26-33. 1992.
- ❑ Naughton J. y M. Sheplak. Modern Developments in Shear-Stress Measurement. *Prog. Aero. Sci.*, vol. 38, pp. 515-570. 2002.
- ❑ NE555C. Timer. Philips Semiconductor, Integrated Circuits. 2003.

- ❑ Newman J. S.. Electrochemical Systems. Pp. 1-25, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N. J.. 1973.
- ❑ Norris S. R. y S. P. Schneider. Bruhn 6 - Constant Temperature Anemometer Notes. Report ex-tract of College of Engineering of Purdue University: <<http://cobweb.ecn.purdue.edu/~aae520/bruhn6-manual.pdf>>. 1996.
- ❑ OP37. Low Noise, Precision, High Speed Operational Amplifier. Analog Devices, Inc.. 2002.
- ❑ Osorio O. D., N. Silin y J. Converte. Fabrication of Hot-Wire Probes and Electronics for Constant Temperature Anemometers. Latin American Applied Research (Paper aceptado para publicación). 2010.
- ❑ Preston J. H.. The Determination of Turbulent Skin Friction by Means of Pitot Tubes. J. R. Aeronaut. Soc., vol. 58, pp. 109-121. 1953.
- ❑ Rehme K.. The Structure of Turbulence in Rod Bundles and the Implications on Natural Mixing Between the Subchannels. Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 35, pp. 567-581. 1992.
- ❑ Reiss L. P. y T. J. Hanratty. An Experimental Study of the Unsteady Nature of the Viscous Sublayer. AIChE J., vol. 9, pp. 154-160. 1963.
- ❑ Reiss L. P. y T. J. Hanratty. Measurement of Instantaneous Rates of Mass Transfer to a Small Sink on a Wall. AIChE J., vol. 8, pp. 245-247. 1962.
- ❑ Sheplak M., L. Cattafesta, T. Nishida y C. B. McGinley. MEMS Shear Stress Sensors: Promise and Progress. 24th AIAA Aerodynamic Meas. Tech. and Ground Test. Conf. AIAA 2004, Portland, OR. 2004.

- ❑ Shu C., B. C. Khoo y K. S. Yeo. Numerical Solution of Incompressible Navier–Stokes Equation by Generalized Differential Quadrature. *J. Finite Element Anal. Des.*, vol. 18, pp. 83-97. 1994.
- ❑ Sosa R. E.. Desarrollo de un Sistema de Balanceo para Turbinas de Baja Potencia. Proyecto Integrador de la carrera Ingeniería Mecánica. Instituto Balseiro, Universidad Nacional de Cuyo. 2006.
- ❑ Spence D. A. y G. L. Brown. Heat Transfer to a Quadratic Shear Profile. *J. Fluid Mech.*, vol. 33, pp. 753. 1968.
- ❑ Stanton T. E., D. Marshall y C. W. Bryant. On the Condition at the Boundary of a Fluid in Turbulent Motion. *Proc. R. Soc. London Ser. A.*, vol. 97, pp. 413-434, 1920.
- ❑ Stewartson K.. Flow Between Two Rotating Coaxial Discs. *Proc. Cambridge Phil. Soc.*, vol. 49, pp. 333-41. 1953.
- ❑ Tavoularis S.. *Measurement in Fluid Mechanics*. Cambridge University Press. 2005.
- ❑ Walker I. R. y C. J. Moss. Spot Welder for Making Small Electrical Contacts. *Rev. Sci. Instrum.*, vol. 69, pp. 2747-2756. 1998.
- ❑ Westphal R. V., P. M. Ligrani y F. R. Lemos. Development of Subminiature Multi-Sensor Hot-Wire Probes. NASA Technical Memorandum 100052. 1988.
- ❑ Winter K. G.. An Outline of the Techniques Available for the Measurement of Skin Friction in Turbulent Boundary Layers. *Progr. Aerospace Sci.*, vol. 18, pp. 1-57. 1977.
- ❑ Xu Y., Y. C. Tai, A. Huang y C. M. Ho. IC-Integrated Flexible Shear-Stress Sensor Skin. *Solid-State Sensor, Actuator and Microsystems Workshop Hilton Head Island, South Carolina*, pp. 354-357. 2002.

- ❑ Xu Y., Q. Lin, G. Lin, R. B. Katragadda, F. Jiang, S. Tung y Y. C. Tai. Micromachined Thermal Shear-Stress Sensor for Underwater Applications. J. Microelectromech. Syst., vol. 14, pp. 1023-1030. 2005.

AGRADECIMIENTOS

No me alcanzan las palabras, ni las páginas de este texto para brindar mi gratitud y reconocimiento por todo el apoyo incondicional que me han ofrecido. Pasó el tiempo y fueron muchas las personas, que a veces sin saberlo, estuvieron presentes para tenderme una mano. Por ello, es para mí un placer utilizar este espacio para ser justo y consecuente con ellas.

Quisiera expresar de manera especial y sincera mi agradecimiento a Nicolás Silin, quien además de aceptarme bajo su dirección me brindó su amistad. Por su tiempo, apoyo y confianza depositados en mí. Su capacidad para generar ideas ha sido un aporte invaluable, no solamente en el desarrollo de esta Tesis, sino también en mi formación como profesional. Sus aspiraciones, enmarcadas en su orientación y motivación, han sido la clave del buen trabajo que hemos realizado juntos. Éste no pudo haberse concebido sin su oportuna participación. Le agradezco también el haberme facilitado siempre los medios necesarios para llevar a cabo todas las actividades.

Quisiera agradecer enormemente a mis compañeros del “labo”, especialmente por todos aquellos momentos en que me hicieron sentir parte de una sola familia. Quiero expresar mi agradecimiento personal a Nico Sammarco, quien además de brindar su colaboración profesional en este proyecto desde el primer momento, me ha permitido considerarlo un amigo con el que, a pesar de las más álgidas discusiones científicas y personales, siempre se puede contar. Al Gato, en quien descubrí a una persona servicial, creativa y generosa como pocas, por ser un amigo paciente dispuesto a compartir sus conocimientos profesionales y experiencias de tipo personal que fueron de gran valor. A Vivi por su cálida amistad; su simpatía, su música y sus deliciosas comidas ayudan en todo momento a ver el lado positivo, desenchufarse un poco y tomar las cosas con más calma. A Sebas por su disponibilidad, porque ha mostrado ser un profesional de amplia

grandeza con sus conocimientos y experiencias. Su calidad personal no es inferior, tal que rápidamente te sientes frente a un viejo amigo.

A todos mis compañeros de Termohidráulica quisiera expresar la completa felicidad y gratitud que me brinda el haber sido colega de tan fabulosas personas. A Fede Chasseur, Diego Dalponte, Agus Coleff, Mario, Juan Carlos “JC” y Martín, por su aguante y su buen ánimo, porque han sido en parte mis maestros, compañeros de estudio y de otros tantos desafíos. A Cristian, Agus Rauschert y Mimi por ser personas pacientes y atentas en todo momento. A todos ellos... mil y mil gracias!

No quisiera dejar pasar la oportunidad para agradecer a mi amigo Fede Mezio que me dio una mano muy grande para poder acomodarme en este fastuoso lugar.

Quisiera agradecer por la fabricación de los sensores de tensión de corte a Nicolas La Forgia y Hernan Pastoriza.

A Ricky Gludovatz y Kike Aburto por su valiosa colaboración y disponibilidad cuando fue necesario.

A Fundación YPF, por haber financiado mis estudios de maestría otorgándome una beca a partir del año 2008. También agradezco a la comunidad del Centro Atómico Bariloche e Instituto Balseiro por brindarme el espacio físico, tanto como la calidad humana para poder llevar a cabo esta Tesis.

A mis padres... a quienes me han heredado el tesoro más valioso que puede dársele a un hijo: amor. A quienes sin escatimar esfuerzo alguno, han sacrificado gran parte de su vida para formarme y educarme. A quienes la ilusión de su vida ha sido convertirme en persona de provecho. A quienes nunca podré pagar todos sus desvelos ni aún con las riquezas más grandes del mundo.

Por esto y más... Gracias.

No quisiera dejar de nombrar al resto de la familia, quienes de una u otra manera, indudablemente fueron muy buenos motivadores durante mi formación, y en cierta

manera soy un reflejo de ellos, a mis abuelas Elva y Rita, a mis hermanas Maru, Pau, Ju y Sofí, y por supuesto a mis queridísimos sobrinitos Fran y Agus.

A Sabri, mi amor... por estar siempre a mi lado cuando más lo necesito. Por comprender mis locuras y aceptarme como soy. Porque con tu compañía todo se hace posible y la carga es más liviana. Porque guardas mis sueños y me ayudas a hacerlos realidad. Porque este logro también es tuyo. Con todo mi amor...

“Allí donde está tu tesoro, allí estará tu corazón” [Mt. 6, 19-23]