

INSTITUTO TECNOLÓGICO DE BUENOS AIRES – ITBA

ESCUELA DE (INGENIERÍA Y TECNOLOGÍA – INGENIERÍA Y GESTIÓN - POSTGRADO)

Caudalímetro de masa de aire de bajas

pérdidas

AUTOR/ES: Celasco, Facundo (Leg. N° 54094)

Celasco, Nicolás (Leg. N° 54096)

DOCENTE/S TITULAR/ES O TUTOR/ES: Pedreira, Patricio Hernán.

Zubiri, Juan Ignacio.

INSTITUTO TECNOLÓGICO DE BUENOS AIRES

Departamento de Ingeniería Mecánica

31.40 - Proyecto Mecánico

Caudalímetro de masa de aire de bajas pérdidas

Facundo Celasco 54094

Nicolás Celasco 54096

1 de Febrero de 2019

Resumen

En el presente trabajo se desarrollan los lineamientos teóricos para el diseño, dimensionamiento y construcción de un caudalímetro de masa de aire de bajas pérdidas tipo Venturi, destinado a la medición del flujo másico de aire que ingresa a un motor de combustión interna instalado en un dinamómetro. El foco del diseño está puesto en minimizar las pérdidas de carga a través del equipo y obtener una medición precisa de las variables termodinámicas relevantes. Para el dimensionamiento apropiado se tienen en cuenta los rangos de operación y el lay-out de los dos bancos dinamométricos instalados en el CIDIM. Se analiza la factibilidad de aplicación del caudalímetro para cada uno de ellos. Finalmente, se detalla la construcción de uno de estos dispositivos.

Índice

1. Lista de variables	4
2. Introducción	6
2.1. Motores y condiciones específicas de medición	6
3. Selección del tipo de caudalímetro y modelo teórico	6
3.1. Criterios de selección	6
3.2. Modelo del cálculo de caudal másico para un Venturi	8
3.2.1. Cálculo del caudal volumétrico y másico	8
3.2.2. Cálculo de la densidad	11
3.2.3. Combinación global de errores	14
3.2.4. Propagación del error en el cálculo de la densidad del aire	16
3.2.5. Propagación de error en el cálculo de caudal volumétrico y másico	23
4. Selección de sensores	24
4.1. Análisis de factibilidad para dos bancos del CIDIM	25
4.2. Tipos de sensores y características: error a fondo de escala, costo y salidas electrónicas	32
4.3. Análisis final del caudalímetro para Banco 1 de 150kW del CIDIM:	33
4.4. Diseño de damper hidráulico	36
5. Mecanizado y construcción	43
5.1. Diseño mecánico	43
5.2. Tecnologías de mecanizado	45
5.2.1. Pruebas de laminación	46
5.3. Proceso de mecanizado	52
5.3.1. Torno CNC	52
5.3.2. Proceso de laminado	56
5.3.3. Accesorios y conexiones	63
6. Electrónica	66
6.1. Sistema electrónico de adquisición de datos y conexiones	66
6.2. Método de calibración de sensores	67
7. Ensayos y calibración	69
7.1. Calibración en flujómetro	69
7.2. Ensayos con Motor de combustión interna	74
8. Conclusiones	75
9. Anexo de planos	76
10. Anexo de hojas de datos	76

Índice de figuras

1. Comparación de pérdidas de carga [1]	7
2. Sección del modelo de estudio	8
3. Pérdida de carga para un tubo tipo "Venturi" para distintos β para $3500 < Re_d < 2 \cdot 10^5$ [1].	26
4. Presión diferencial generada vs Caudal volumétrico - Banco 2	27
5. Error porcentual en caudal volumétrico en función del caudal volumétrico, para un sensor tipo con incertezas de 25 Pa.	28
6. Pérdida de carga vs caudal volumétrico válido para $4000 < Re_d < 10^5$ [2].	28
7. Presión diferencial generada vs Caudal volumétrico - Banco 1	29
8. Error porcentual en caudal volumétrico en función del caudal volumétrico, para un sensor tipo con incertezas de 25 Pa.	30
9. Pérdida de carga vs caudal volumétrico válido para $4000 < Re_d < 10^5$ [2].	30
10. Error total porcentual y curva de presión diferencial generada para las betas elegidos, para un sensor de presión diferencial con 1% de error a F.S = 2500 Pa.	34
11. Modelo de dámper hidráulico.	36
12. Circuito eléctrico análogo hidráulico. Programa de Simulink.	38
13. Datos de presión en la admisión del MCI RV 650.	41
14. Pulso de presión simulado a la entrada (Superior) y a la salida (Inferior).	42
15. Perfil ASME Venturi [3]	43
16. Diagrama general del diseño.	44
17. Ensayo en probeta	48
18. Negativo a Escala - Corte - Molde	49
19. Negativo a Escala - Corte - Terminación superficial	49
20. Negativo a Escala - Agujero	50
21. Negativo a Escala - Sección Brida	50
22. Render del CAD del Tubo Venturi	52
23. Recorte en sierra sinfin	53
24. Mecanizado previo a perfilado	54
25. Perfilado preliminar de una mitad del molde	55
26. Comparación entre ambas mitades luego del perfilado preliminar	55
27. Perfilado preliminar completo, previo al perfilado final.	56
28. Perfilado completo en torno para laminación.	58
29. Base de gelcoat.	59
30. Laminación en torno: Parte I.	59
31. Laminación en torno: Parte II.	60
32. Pieza retirada del torno.	61
33. Pieza desmoldada final.	62
34. Pieza desmoldada final. Terminación superficial	62
35. Venturi con tubo de entrada acoplado.	63
36. Agujereado de tomas de presión en torno CNC	64
37. Venturi con tomas de presión acopladas.	65
38. Esquema de conexiones electrónicas	66
39. Comparación con columna de agua.	68

40.	Caudalímetro montado en el flujómetro.	69
41.	Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido.	71
42.	Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido: Medición ascendente.	72
43.	Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido: Medición descendente.	72
44.	Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido.	73
45.	Prueba en banco con motor.	74

Índice de tablas

1.	Constantes para el cálculo del factor de fugacidad	12
2.	Constantes para el cálculo de la presión de saturación	12
3.	Coeficientes para el cálculo del factor de compresibilidad.	13
4.	Valores típicos de Z para el banco de pruebas del CIDIM.	14
5.	Tabla de incertidumbres teóricas en el coeficiente de descarga C y expansión E , extraída de [3]	24
6.	Preselección de sensores de presión diferencial.	32
7.	Características de los sensores elegidos para el proyecto.	33
8.	Medidas definitivas del caudalímetro de tipo Venturi.	44
9.	Resultados del ensayo en probeta con GelCoat y fibra de vidrio	47
10.	Características de los sensores elegidos para el proyecto.	70
11.	Incertezas del flujómetro El Flow, por rango de medición.	74

1. Lista de variables

A continuación se presenta una lista de las variables y constantes utilizadas en los desarrollos teóricos del presente trabajo:

$$A = \text{área}, L^2$$

$$C = \text{coeficiente de descarga}$$

$$D, d = \text{diámetro}, L$$

$$Ma = \text{número de Mach}$$

$$M = \text{masa molar}, \frac{M}{mol}$$

$$n = \text{número de moles}$$

$$P, p = \text{presión}, \frac{F}{L^2}$$

$$H, h = \text{humedad relativa, \%}$$

$$Q_m = \text{caudal másico}, \frac{M}{T}$$

$$Q_v = \text{caudal volumétrico}, \frac{L^3}{T}$$

$$R = \text{constante universal de los gases}, \frac{FL}{M}$$

$$R_e = \text{Número de Reynolds}$$

$$T = \text{temperatura,}$$

$$V_n, v = \text{velocidad}, \frac{L}{T}$$

$$c_n = \text{coeficiente de sensibilidad}$$

$$U_n, u = \text{incertidumbre expandida}$$

$$V = \text{volumen}, L^3$$

$$g = \text{gravedad}, \frac{L}{T^2}$$

$$Z = \text{factor de compresibilidad}$$

$$x = \text{fracción molar}$$

$$z = \text{elevación}, L$$

$\beta = \text{relación de diámetros, } \frac{d}{D}$ $\sigma = \text{desvío estándar}$ $E = \text{factor de expansión, corrección para fluidos compresibles}$ $\Delta = \text{diferencial, ej: } \Delta P$ $\kappa = \text{coeficiente isoentrópico}$ $\delta = \text{diferencial derivada}$ $\rho = \text{densidad, } ML^{-3}$ $1 = \text{ubicación aguas arriba}$ $\mu = \text{viscosidad absoluta, } ML^{-1}T^{-1}$ $2 = \text{ubicación aguas abajo}$

2. Introducción

El caudalímetro, cuyo proceso de diseño y construcción se desarrolla en las siguientes secciones, consiste en un tubo Venturi integrado con instrumentación electrónica abocadas a medir las variables termodinámicas que intervienen en la medición de caudal másico de aire. Para el dimensionamiento apropiado se tienen en cuenta los rangos de operación y el lay-out de los dos bancos dinamométricos instalados en el CIDIM. En este trabajo, también se analiza la factibilidad de aplicación del caudalímetro para cada uno de ellos.

2.1. Motores y condiciones específicas de medición

En el estudio del funcionamiento y performance de motores de combustión interna, es útil conocer con precisión el caudal másico de aire que ingresa al motor bajo prueba en todo momento. La correcta medición de este parámetro permite evaluar el desempeño del sistema de admisión de aire del motor, permitiendo diagnosticar problemas de funcionamiento, obtener datos para la validación de modelos computacionales.

La estructura de este trabajo se basa en la selección particular de un tipo de caudalímetro, entre una amplia gama de opciones existentes, seleccionando distintos sensores para la medición de variables asociadas al tipo de caudalímetro elegido. La selección del tipo de caudalímetro se basó en la posibilidad de sortear las principales dificultades que existen en el campo de la medición de caudal másico en un motor de combustión interna. Éstas consisten, principalmente, en acotar la pérdida de carga en el dispositivo dado que esto genera una restricción en la potencia máxima del motor, y lidiar con la aspiración de un caudal pulsante que puede distorsionar las mediciones. En cuanto a los sensores, se aplicaron criterios de selección como el costo del sensor y la precisión a fondo de escala, compatible con las premisas de diseño, enunciadas en la sección siguiente.

3. Selección del tipo de caudalímetro y modelo teórico

3.1. Criterios de selección

En el campo de la medición de caudales de fluidos en general, existe una amplia gama de diseños y configuraciones de caudalímetros con distintos principios de funcionamiento. Para este desarrollo en particular, se optó por elegir entre la gama de diseños de caudalímetros del tipo de **presión diferencial**, orientando la elección del diseño basándose en los siguientes criterios:

Baja o nula pérdida de carga Durante los ensayos se busca distorsionar lo menos posible la presión a la entrada de la admisión del motor de combustión interna, para que la *performance* del mismo no se vea afectada por la disposición del caudalímetro. Es por esto que el diseño a elegir debe presentar baja o nula pérdida de carga para todo el rango de funcionamiento del banco. Se decidió imponer que las **pérdidas de carga** producidas por el caudalímetro fuesen menores a **1000 Pa**, para no acotar la potencia del motor ensayado, y no producir una diferencia sistemática entre la presión disponible en la admisión, en el motor y la presión ambiente.

Bajo error de medición a fondo de escala Como segundo criterio básico, teniendo en cuenta que se busca desarrollar y construir una pieza clave en el proceso de medición de caudal másico, es indispensable contar con un diseño que, constructivamente, presente un bajo error de medición a fondo de escala (F.S). Se decidió mantener el error total en la determinación del caudal volumétrico a **1/4 de carga máxima**, por debajo del **5 por ciento**.

Factibilidad de mecanizado y construcción Por último es primordial considerar la factibilidad del mecanizado del caudalímetro, teniendo en cuenta las herramientas y procesos de fabricación disponibles en el CIDIM.

De entre los diferentes principios de funcionamiento aplicados a los caudalímetros, siendo los principales tipos: inerciales, térmicos (hilo caliente) y de presión diferencial, se optó por seleccionar el principio de funcionamiento de **"presión diferencial"**. Esta decisión se basa en que los caudalímetros que utilizan este principio de funcionamiento, son los de construcción y modelado más simple, teniendo en cuenta las limitaciones de tiempo y presupuesto asignados al proyecto.

Por otro lado, y entre los principales diseños de caudalímetros de presión diferencial existentes, tobera, placa orificio y Venturi, el caudalímetro **tipo "Venturi"** es el que mejor se adapta a los requerimientos del proyecto. Esta decisión se justifica si se comparan la pérdidas de carga de los dispositivos mencionados, graficadas en la **Figura 1**. Se observa que la pérdida de carga para un Venturi es de 4 a 8 veces menor que para otros caudalímetros de presión diferencial.

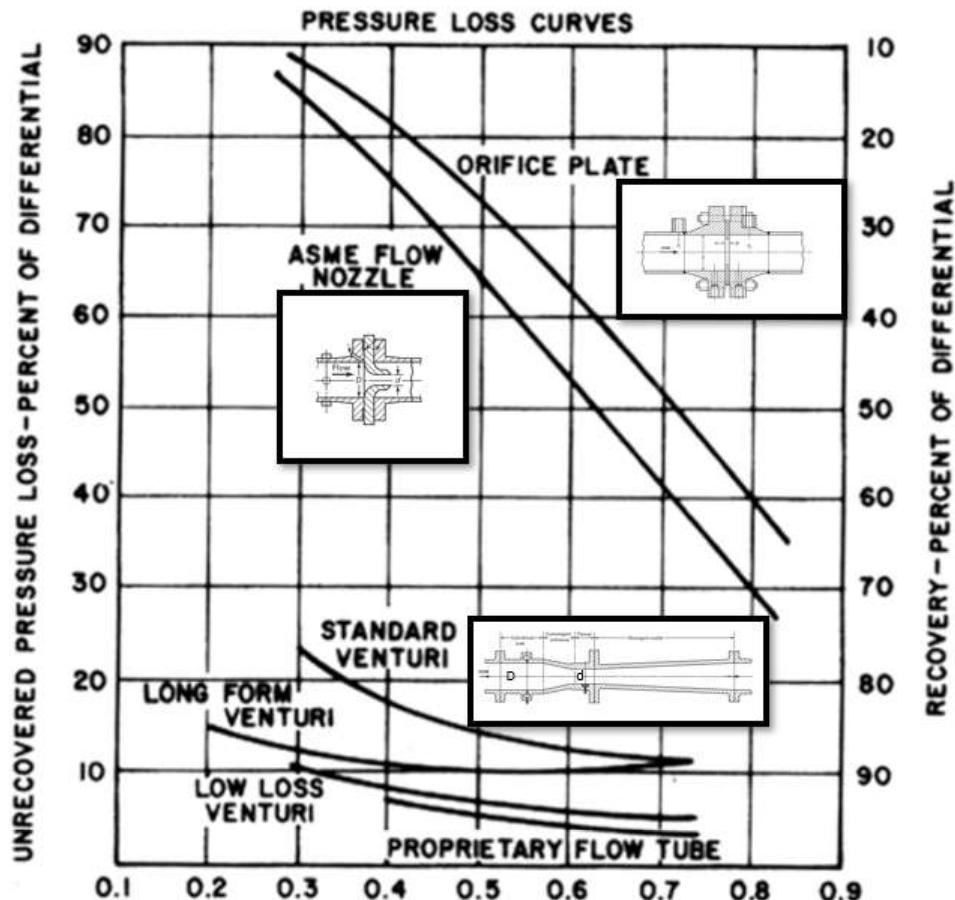


Figura 1: Comparación de pérdidas de carga [1]

En la sub sección siguiente se desarrollan los modelos teóricos de la determinación del caudal másico para este dispositivo, así como también de la propagación de error de todas las variables intervenientes en dicho cálculo.

3.2. Modelo del cálculo de caudal másico para un Venturi

3.2.1. Cálculo del caudal volumétrico y másico

Para poder obtener el caudal másico de un fluido que circula a través de un dispositivo de presión diferencial, hay que tener en cuenta que debe obtenerse, en primera instancia, el caudal volumétrico circulante. Para lograr esto se utiliza la **Ecuación de Bernoulli**, teniendo en cuenta las siguientes consideraciones:

Hipótesis simplificativas para el flujo:

- Régimen estacionario.
- Sin efectos de viscosidad.
- Fluido incompresible.
- No hay trabajo externo intercambiado entre el fluido y sus alrededores.
- No hay transferencia de calor entre el fluido y sus alrededores.
- La presión en una sección transversal al flujo es constante.

La ecuación de Bernoulli representa la transformación de energía entre dos puntos a lo largo del flujo del fluido, como puede verse en la **Figura 2**. El **Punto 1** registra alta presión, mientras que el **Punto 2** registra baja presión, debido a la transformación de energía del fluido (presión) a energía cinética (velocidad).

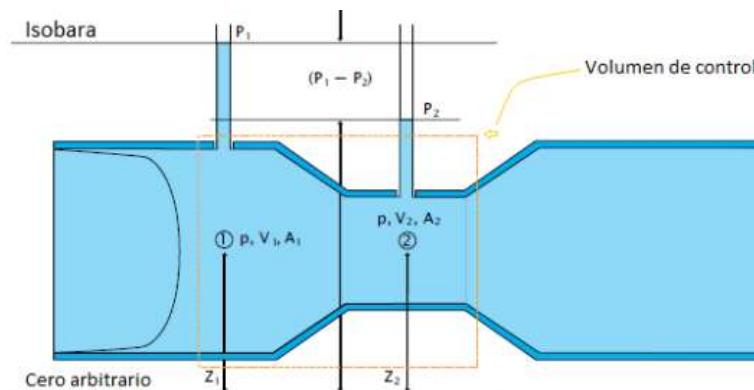


Figura 2: Sección del modelo de estudio

Aplicando la Ecuación de Bernoulli para estos dos puntos a lo largo de una misma línea se obtiene la ecuación (1):

$$\frac{p_1}{\rho} + \frac{1}{2}V_1^2 + gz_1 = \frac{p_2}{\rho} + \frac{1}{2}V_2^2 + gz_2 \quad (1)$$

Teniendo en cuenta que el fluido es un continuo y que no hay cambios apreciables de la densidad entre los puntos 1 y 2, la ecuación de continuidad puede expresarse en función de las velocidades y las áreas de sección transversal en dichos puntos **Figura 2**, como sigue:

$$V_1A_1 = V_2A_2 \quad (2)$$

Reescribiendo la ecuación (1) donde $z = h$ para altura, se obtiene:

$$P_1 + \frac{1}{2}\rho V_1^2 + \rho gh_1 = P_2 + \frac{1}{2}\rho V_2^2 + \rho gh_2 \quad (3)$$

Asumiendo que el fluido circula de forma horizontal, y que no hay cambio en la altura, ni en la densidad, los términos de energía potencial que contienen las alturas h son iguales y pueden eliminarse de la ecuación (3). De combinar (3) simplificada con la ecuación de continuidad (2), y despejando para la diferencia de presión entre los (**puntos 1 y 2**) se obtiene:

$$\Delta P = P_1 - P_2 = \frac{1}{2}\rho V_2^2 - \frac{1}{2}\rho V_1^2 \quad (4)$$

Si consideramos que el fluido circula por un tubo de sección variable, las áreas transversales en los **puntos 1 y 2**, pueden expresarse en función de los diámetros de dichas secciones como:

$$A_1 = \frac{1}{4}D^2 \quad (5)$$

$$A_2 = \frac{1}{4}d^2 \quad (6)$$

Donde:

D: Diámetro mayor del tubo Venturi.

d: Diámetro menor del tubo Venturi o garganta.

Reescribiendo la ecuación (2) y sustituyendo por las ecuaciones (5) y (6) se obtiene la relación de velocidades:

$$V_1 = V_2 \frac{A_1}{A_2} \longrightarrow V_1 = V_2 \frac{d^2}{D^2} \quad (7)$$

Tomando la ecuación (4), sustituyendo la ecuación (7) y multiplicando a ambos lados de la ecuación por el área del **punto 2** (área de la garganta), se obtiene el caudal volumétrico en función de la diferencia de presión generada entre los **puntos 1 y 2** como sigue:

$$Q_v = \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \quad (8)$$

Finalmente, el caudal másico se obtiene multiplicando el caudal volumétrico (8) por la densidad del fluido:

$$Q_m = \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \quad (9)$$

Las ecuaciones (8) y (9), son ecuaciones teóricas para el cálculo de flujo volumétrico y másico basadas en las hipótesis listadas al comienzo de este desarrollo. No son representativas de la interacción y el comportamiento real del fluido. Deben ser corregidas mediante el uso de factores de corrección como se indica en la norma ASME PTC 19.5, que trata sobre el dimensionamiento de caudalímetros de presión diferencial [3]. Estas correcciones se abordarán en el capítulo siguiente. Como puede verse en la ecuación (9), para poder calcular el caudal másico circulante, es necesario medir la diferencia de presión generada entre los dos puntos anteriormente mencionados, y calcular la densidad del fluido. La precisión con la cual se mida dicha diferencia de presión y se calcule la densidad, determinará con qué precisión se podrá obtener dicho caudal, haciendo que la elección de los sensores para dichos propósitos sea crítica.

A continuación se presenta la ecuación para el cálculo de caudal másico corregido como se indica en [3]:

$$Q_m = \frac{\pi}{4} d^2 CE \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \quad (10)$$

donde:

- d es el diámetro de la garganta definido por el diseño.
- C es el coeficiente de descarga del caudalímetro determinado por calibración.
- E es el factor de expansión que corrige por trabajar con un fluido compresible y se calcula a partir de las variables termodinámicas del flujo.
- ΔP es la presión diferencial generada que se medirá directamente.
- ρ es la densidad del fluido, que se calcula mediante la medición de la humedad relativa del aire, la temperatura a la que ingresa el mismo, y la presión absoluta.
- D es el diámetro mayor del Venturi definido por el diseño.

Por lo tanto, fuera de los parámetros geométricos, que permanecerán fijos para un dado diseño, es necesaria la medición de la densidad (de forma indirecta a través de las variables mencionadas) y de la presión diferencial.

Las ecuaciones generales obtenidas en el desarrollo anterior, solo son válidas si se cumplen ciertos parámetros de validación de diseño exigidos por [3]. Estos son:

- Número de Reynolds
- Número de Mach

Esto se abordará en detalle en la sección 3.2.6.

3.2.2. Cálculo de la densidad

En cuanto a la determinación de la densidad del fluido circulante, se tuvo en cuenta la siguiente corrección e hipótesis simplificativa:

- Comportamiento de gas ideal teniendo en cuenta un factor de corrección por compresibilidad del fluido

Se desarrollan a continuación las ecuaciones para la determinación y el cálculo de la densidad utilizando los lineamientos de referencia presentes en [4]. Si se designa por m la masa del aire húmedo y por M su masa molar, entonces la densidad del aire húmedo se puede expresar como:

$$\rho = \frac{m}{V} = \frac{nM}{V} \quad (11)$$

donde V es el volumen del gas, y n el número de moles. A continuación, reemplazando la ecuación de gases ideales (12) en la ecuación de la densidad (11), se obtiene la siguiente expresión para la densidad (13):

$$pV = nZRT \quad (12)$$

$$\rho = \frac{pM}{ZRT} \quad (13)$$

donde p es la presión absoluta del aire, $R = 8,314510(\pm 8,4 \cdot 10^{-6}) \text{ J/mol.K}$ es la constante universal de los gases ideales, Z es el factor de compresibilidad y T [$^{\circ}\text{K}$] es la temperatura absoluta del aire.

El flujo de trabajo está compuesto por aire y vapor de agua, cuyo valor varía ampliamente día a día. Por lo tanto, es necesario contemplar el efecto de la humedad en la medición del caudal de aire.

El aire húmedo está compuesto por una fracción molar de vapor de agua x_v y una fracción molar de aire seco igual a $(1 - x_v)$. La fracción molar no es medida directamente, sino que se determina indirectamente a partir de la humedad relativa h medida por un higrómetro, la cual se define como la razón entre la fracción molar del vapor de agua en aire húmedo x_v y la fracción molar del vapor de agua en aire húmedo saturado x_{sv} a la misma temperatura y presión. Luego, la humedad relativa se expresa como:

$$h = \frac{x_v}{x_{sv}} \quad (14)$$

y despejando x_v de la ecuación se obtiene la expresión para la fracción molar del vapor de agua en aire húmedo:

$$x_v = hx_{sv} \quad (15)$$

Tabla 1: Constantes para el cálculo del factor de fugacidad

Constante	Valor [Unidades]
α	1,00062
β	$3,14 \cdot 10^{-8}$ [1/Pa]
γ	$5,6 \cdot 10^{-7}$ [1/°K] ²
p	La presión del aire en [Pa]
t	Temperatura del aire en [°C]

Tabla 2: Constantes para el cálculo de la presión de saturación

Constante	Valor [Unidades]
A	$1,2378847 \cdot 10^{-5}$ [1/°K] ²
B	$-1,9121316 \cdot 10^{-2}$ [1/°K]
C	33,93711047 [Dimless]
D	$-6,3431645 \cdot 10^3$ [°K]

A su vez, x_{sv} es función de la presión de saturación P_{sv} a la misma temperatura t . Es necesario añadir a la ecuación un factor de corrección f llamado “**factor de fugacidad**”, el cual es función de la temperatura y la presión. Se expresa entonces:

$$x_{sv} = f(p, t)p_{sv}(t)p^{-1} \quad (16)$$

y luego sustituyendo en la ecuación (15) se obtiene:

$$x_v = hf(p, t)p_{sv} \frac{p_{sv}(t)}{p} \quad (17)$$

El factor de fugacidad se obtiene de la siguiente expresión:

$$f = \alpha + \beta p + \gamma t^2 \quad (18)$$

donde de [4] se obtienen los valores de las constantes de cálculo detalladas en la **Tabla 1**.

La presión de saturación del vapor de agua a una dada temperatura se obtiene mediante la siguiente expresión:

$$P_{sv} = 1[\text{Pa}] e^{(AT^2 + BT + C + \frac{D}{T})} \quad (19)$$

donde de [4] se obtienen los valores de las constantes de cálculo detalladas en la **Tabla 2**.

La humedad relativa se define como el porcentaje de vapor de agua presente en la mezcla de aire y vapor de agua. Por lo tanto la masa molar del aire húmedo se expresa como:

$$M = M_a \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \quad (20)$$

donde M_a es la masa molar del aire seco $M_a = 0,028963512440 \text{ kg/mol}$, y M_v es la masa molar del agua $M_v = 0,018015 \text{ kg/mol}$. De esta forma, sustituyendo esta expresión de masa molar M en la ecuación (13) se obtiene la ecuación (21) como sigue:

$$\rho = \frac{p M_a}{ZRT} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \quad (21)$$

Esta expresión es la que se utiliza para **calcular la densidad del aire húmedo**, la cual tiene una incertidumbre relativa de 0,01 % según [4].

El factor de compresibilidad se obtiene de la siguiente expresión:

$$Z = 1 - \frac{p}{t + 273,15} [a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + (b_0 + b_1 t)x_v + (c_0 + c_1 t)x_v^2] + \frac{p^2}{(t + 273,15)^2} (d + e x_v^2) \quad (22)$$

donde: t es la temperatura del aire en °C, y siendo las constantes con sus respectivos valores y unidades las que se presentan en la **Tabla 3**.

Tabla 3: Coeficientes para el cálculo del factor de compresibilidad.

Coeficiente	Valor [Unidad]
a_0	$1,58132 \cdot 10^{-6} \text{ [}^\circ\text{K/Pa]}$
a_1	$-2,9331 \cdot 10^{-8} \text{ [1/Pa]}$
a_2	$1,1043 \cdot 10^{-10} \text{ [1/Pa}^\circ\text{K]}$
b_0	$5,70 \times 10^{-6} \text{ [}^\circ\text{K/Pa]}$
b_1	$-2,051 \cdot 10^{-8} \text{ [1/Pa]}$
c_0	$1,9898 \cdot 10^{-4} \text{ [}^\circ\text{K/Pa]}$
c_1	$-2,376 \cdot 10^{-6} \text{ [1/Pa]}$
d	$1,83 \cdot 10^{-11} \text{ [}^\circ\text{K/Pa}]^2$
e	$-0,765 \cdot 10^{-8} \text{ [}^\circ\text{K/Pa}]^2$

La incertidumbre global del cálculo de densidad del aire es del 1,2515 % para un valor de densidad medido de $1,1614 \text{ kg/m}^3$, un error de $\pm 0,0145 \text{ kg/m}^3$ y una confianza del 95,45 % según [4].

En la **Tabla 4**, se listan los valores de Z para condiciones típicas de operación del banco de pruebas del CIDIM.

Por otro lado, es de interés el cálculo de la densidad del aire seco. Para ello se parte de la ecuación (13) aplicada al aire seco:

$$\rho_a = \frac{p_a M_a}{ZRT} \quad (23)$$

Tabla 4: Valores típicos de Z para el banco de pruebas del CIDIM.

t [°C]	HR [%]	p [Pa]	Z
10	50	101325	0.99952
20	50	101325	0.99961
30	50	101325	0.99968
20	0	101325	0.99964
20	50	101325	0.99961
20	100	101325	0.99957
20	50	81060	0.99968
20	50	101325	0.99961
20	50	121590	0.99951

Sabiendo que la presión parcial del aire seco se expresa como:

$$p_a = (1 - x_v)p \quad (24)$$

se obtiene que la expresión para calcular la densidad del aire seco es:

$$\rho_a = (1 - x_v) \frac{p_a M_a}{ZRT} \quad (25)$$

En la sección siguiente se abordará la propagación del error en el cálculo de la densidad del aire, donde se desarrollarán las expresiones para el cálculo del error del caudal másico, analizando la dependencia y la importancia de cada variable en el cálculo preciso de la misma.

3.2.3. Combinación global de errores

Sumando la incertidumbre de cada parámetro de la ecuación (10) se obtiene la siguiente expresión que combina la propagación de error de todas las variables intervenientes en el cálculo del caudal másico:

$$\Delta Q_m = \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial \rho} \right\| + \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial \Delta P} \right\| + \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial d} \right\| + \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial D} \right\| + \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial C} \right\| + \left\| \frac{\partial Q_m}{\partial E} \right\| \quad (26)$$

donde:

- $\frac{\partial Q_m}{\partial \rho}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto de la densidad del fluido ρ
- $\frac{\partial Q_m}{\partial \Delta P}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto de la diferencia de presión ΔP
- $\frac{\partial Q_m}{\partial d}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto del diámetro de la garganta d del tubo
- $\frac{\partial Q_m}{\partial D}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto del diámetro de entrada D del tubo
- $\frac{\partial Q_m}{\partial C}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto del coeficiente de descarga C del tubo
- $\frac{\partial Q_m}{\partial E}$: derivada parcial del caudal másico Q_m respecto del coeficiente de expansión E del flujo

De la expansión de cada término de la ecuación (26), resulta la siguiente ecuación expandida de incertidumbre:

$$\Delta Q_m = \frac{\pi}{8} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \Delta\rho + a \frac{1}{2} \epsilon s (\Delta P)^{-0,5} \Delta(\Delta P) + \frac{\pi}{2} d \sqrt{2\Delta P \rho} \left[\frac{1 + \beta^4 \sqrt{1 - \beta^4}}{(1 - \beta^4)^2} \right] \Delta d - \frac{\pi}{2} \frac{d^2}{D} \beta^4 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1 - \beta^4)^3}} \Delta D \quad (27)$$

donde se tiene que los símbolos de las incertidumbres de las variables constructivas y de medición presentes en (27) son, respectivamente:

- **Incertidumbre de variables constructivas:**

- Δd : Tolerancia dimensional del diámetro d , determinada por el proceso de fabricación del caudalímetro
- ΔD : Tolerancia dimensional del diámetro D , determinada por el proceso de fabricación del caudalímetro

- **Incertidumbre de variables principales de medición:**

- $\Delta\rho$: incertidumbre en la medición de la densidad del flujo de aire entrante, dada por la precisión combinada de los sensores utilizados para la medición de la densidad [4].
- $\Delta(\Delta P)$: incertidumbre en la medición de la diferencia de presión generada por el tubo Venturi, dada por la precisión a F.S del sensor de presión diferencial.

Finalmente, si se le suman a la ecuación (27) las incertidumbres de los factores C y E , dadas por [3], se llega a la expresión de la incertidumbre total en la determinación del caudal másico siguiente:

$$\Delta Q_m = \frac{\pi}{8} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \Delta\rho + a \frac{1}{2} \epsilon s (\Delta P)^{-0,5} \Delta(\Delta P) + \frac{\pi}{2} d \sqrt{2\Delta P \rho} \left[\frac{1 + \beta^4 \sqrt{1 - \beta^4}}{(1 - \beta^4)^2} \right] \Delta d - \frac{\pi}{2} \frac{d^2}{D} \beta^4 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1 - \beta^4)^3}} \Delta D + Q_m \Delta C + Q_m \Delta E \quad (28)$$

donde las incertidumbres de los factores C y E dadas por [3] son respectivamente para un caudalímetro de tipo Venturi:

- ΔC : Constante menor o igual a 0,7% para un tubo Venturi operando en un rango de $Re_d < 500000$ en la garganta y para una relación de diámetros β de $0,3 < \beta < 0,7$ [3] (Ver Tabla 5).
- $\Delta E = \frac{(4+100\beta^8)\Delta P}{P_1}$, donde P_1 es la presión medida a la entrada del dispositivo, como se menciona en [3] (Ver Tabla 5).

Si se divide la ecuación (28) por el caudal másico Q_m y se multiplica por 100, se obtiene finalmente el error % total relativo en la medición del caudal másico como sigue:

$$\text{Error \%} = \frac{\Delta Q_m}{Q_m} 100 \quad (29)$$

En las secciones siguientes se aborda un análisis de la selección de los sensores para la medición de las variables interviniéntes en el cálculo del caudal másico. Para dicho proceso se tiene en cuenta la ecuación (28), donde se explora la incidencia de todas la variables de medición en dicha expresión.

3.2.4. Propagación del error en el cálculo de la densidad del aire

El hecho de calcular la incertidumbre en la medición de la **densidad del aire** deriva de la necesidad de conocer la incertidumbre final que se obtiene en el cálculo del caudal másico. La influencia de la incertidumbre de la densidad en la incertidumbre del **caudal másico** se observa, entonces, partiendo de la ecuación (10), al derivar dicha expresión respecto de la densidad ρ . Se obtiene entonces la siguiente expresión:

$$\frac{\partial Q_m}{\partial \rho} = \frac{\pi}{8} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \Delta \rho \quad (30)$$

donde $\Delta \rho$ es la incertidumbre expandida (U_ρ) de la densidad del aire (ver final de esta sección).

Con este fin entonces, se busca calcular la contribución de cada variable a la incertidumbre en la determinación de la densidad del aire.

La propagación del error del cálculo de la densidad del aire parte de suponer que las variables de las cuales depende (presión, temperatura y humedad relativa) son independientes, y que estas varían con el régimen del flujo de servicio. A continuación se listan y describen los conceptos utilizados en el desarrollo del error en el cálculo de la densidad del aire:

- **Incertidumbre estándar u_{ij} :** Es la incertidumbre del resultado de una medición expresado como una desviación estándar.
- **Incertidumbre estándar combinada uc_i :** es la incertidumbre estándar del resultado de una medición cuando el resultado se obtiene de los valores de otras cantidades, y es igual a la raíz cuadrada positiva de una suma de términos, los cuales son las varianzas o covarianzas de estas otras cantidades ponderadas de acuerdo a cómo el resultado de la medición varía con cambios en estas cantidades.
- **Incertidumbre expandida U_i :** es una cantidad que define un intervalo alrededor del resultado de una medición, y que se espera abarque una fracción grande de la distribución de valores que se podrían atribuir razonablemente al mensurando.
- **Factor de cobertura k :** es un factor numérico utilizado como un multiplicador de la incertidumbre estándar combinada para obtener la incertidumbre expandida.

- **Coeficiente de sensibilidad** c_i : indica que tanto varía la magnitud mensurada respecto al cambio de una variable de entrada de la cual depende. Se define como la derivada parcial de la magnitud mensurada respecto de la variable de la cual depende.

La **incertidumbre estándar combinada de la densidad del aire** uc_ρ es una combinación de las incertidumbres individuales de las variables de las cuales depende, y se obtiene entonces mediante la suma cuadrática de la contribución individual de cada variable:

$$uc_\rho = \sqrt{\sum_i [c_i uc_i]^2} \quad (31)$$

donde la contribución de cada fuente de incertidumbre se obtiene multiplicando su respectivo **coeficiente de sensibilidad**, el cual cuantifica el impacto que tiene la variación de esa variable en el valor final de densidad, con su **incertidumbre estándar combinada**, la cual caracteriza la dispersión de los valores obtenidos en la medición de la variable, asociados a diferentes aspectos de la medición. La expresión resulta entonces:

$$u_i(y) = c_i uc_i \quad (32)$$

donde $u_i(y)$ es la contribución de la variable i ; c_i es el coeficiente de sensibilidad de la variable i ; u_i es la incertidumbre estándar combinada de la variable i .

A continuación se desarrolla la obtención de la contribución de incertidumbre de la humedad relativa, temperatura, presión absoluta y constantes de cálculo, en la determinación de la densidad del aire, presentando los coeficientes y errores de medición que se tienen en cuenta para su cálculo. Dicho desarrollo se tomó como está presentado en [4].

Humedad relativa

Coeficiente de sensibilidad c_h

El coeficiente de sensibilidad de la humedad relativa c_h , desarrollado en la referencia [4], se obtiene al derivar la ecuación de la densidad del aire de forma parcial respecto de la humedad relativa h :

$$c_h = \frac{\partial \rho_a}{\partial h} = \frac{\partial}{\partial h} \left(\frac{p M_a}{ZRT} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \right) \quad (33)$$

y aplicando la regla de la cadena se obtiene la siguiente expresión:

$$c_h = \left[\left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial h} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial h} \right) \right] \quad (34)$$

Incertidumbre estándar combinada uc_h

Por otro lado, la incertidumbre combinada de la humedad relativa del aire se estima a partir de las incertidumbres estándar que surgen de considerar distintos aspectos de la medición que se describen a continuación, como se presenta en [4]:

i. Calibración del sensor de humedad

La incertidumbre estándar u_{h1} que surge de la calibración del sensor, se obtiene al dividir la incertidumbre expandida U_h , que es igual al error a fondo de escala del sensor, por el factor de cobertura $k = 2$ para un nivel de confianza del 95,45 % asumiendo una distribución normal:

$$u_{h1} = \frac{U_h}{k} \quad (35)$$

ii. Resolución del sensor de humedad

La incertidumbre estándar u_{h2} debida a la resolución del sensor se obtiene asumiendo la resolución como un intervalo con una distribución de probabilidad rectangular. De esta manera se multiplica la división de la escala d_h del sensor por el desvío estándar para una distribución rectangular de probabilidad ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{12}}$):

$$u_{h2} = d_h \sigma \quad (36)$$

iii. Variación de la humedad relativa del aire durante el período de interés

La incertidumbre estándar debida a la variación de la humedad relativa se estima asumiendo que ésta varía linealmente durante el período en el cual se lleva a cabo la medición; esto es el período de tiempo entre cada muestreo que hace el sensor. Por lo tanto se asume una distribución triangular de probabilidad. Finalmente se obtiene multiplicando la variación de la misma por el desvío estándar para probabilidad triangular ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{24}}$):

$$u_{h3} = (h_f - h_i) \sigma \quad (37)$$

Luego, la incertidumbre estándar combinada debida a la humedad relativa del aire será:

$$uc_h = \sqrt{u_{h1}^2 + u_{h2}^2 + u_{h3}^2} \quad (38)$$

Finalmente, la contribución de incertidumbre de la humedad relativa en el cálculo de la densidad del aire será:

$$u(h) = c_h uc_h \quad (39)$$

Temperatura

Coeficiente de sensibilidad c_t

Continuando con lo desarrollado en [4], se deriva la ecuación de la densidad del aire de forma parcial respecto de la temperatura t :

$$c_t = \frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{p M_a}{ZRT} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \right) \quad (40)$$

y aplicando la regla de la cadena se obtiene la siguiente expresión:

$$c_t = \left[\left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial f} \frac{\partial f}{\partial t} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial P_{sv}} \frac{\partial P_{sv}}{\partial t} \right) \right. \\ \left. + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial f} \frac{\partial f}{\partial t} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial f} \frac{\partial f}{\partial t} \right) \right] \quad (41)$$

Incertidumbre estándar combinada uc_t

Por otro lado, del mismo modo que para la humedad relativa, la incertidumbre combinada de la temperatura del aire se estima a partir de las incertidumbres estándar que surgen de considerar los mismos aspectos de la medición:

i. Calibración del sensor de temperatura

La incertidumbre estándar u_{t1} que surge de la calibración del sensor, se obtiene al dividir la incertidumbre expandida U_t , que es igual al error a fondo de escala del sensor, por el factor de cobertura $k = 2$ para un nivel de confianza del 95,45 % asumiendo una distribución normal:

$$u_{t1} = \frac{U_t}{k} \quad (42)$$

ii. Resolución del sensor de temperatura

La incertidumbre estándar u_{t2} debida a la resolución finita del sensor, se obtiene asumiendo la resolución como un intervalo con una distribución de probabilidad rectangular. De esta manera se multiplica la división de la escala d_t del sensor por el desvío estándar para una distribución rectangular de probabilidad ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{12}}$):

$$u_{t2} = d_t \sigma \quad (43)$$

iii Variación de la temperatura del aire durante el período de interés

La incertidumbre estándar debida a la variación de la temperatura, se estima asumiendo que ésta varía linealmente durante el período en el cual se lleva a cabo la medición, por lo tanto se asume una distribución triangular de probabilidad. Finalmente se obtiene multiplicando la variación de la misma por el desvío estándar para probabilidad triangular ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{24}}$):

$$u_{t3} = (t_f - t_i) \sigma \quad (44)$$

Luego, la incertidumbre estándar combinada debida a la temperatura del aire será:

$$uc_t = \sqrt{u_{t1}^2 + u_{t2}^2 + u_{t3}^2} \quad (45)$$

Finalmente, la contribución de incertidumbre de la temperatura en el cálculo de la densidad del aire será:

$$u(t) = c_t u c_t \quad (46)$$

Presión absoluta

Coeficiente de sensibilidad c_p

Continuando con el procedimiento anterior, se deriva la ecuación de la densidad del aire de forma parcial respecto de la presión absoluta p :

$$c_p = \frac{\partial \rho_a}{\partial p} = \frac{\partial}{\partial p} \left(\frac{p M_a}{ZRT} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \right) \quad (47)$$

y aplicando la regla de la cadena se obtiene la siguiente expresión:

$$c_p = \left[\frac{\partial \rho_a}{\partial p} + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial p} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial f} \frac{\partial f}{\partial p} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial Z} \frac{\partial Z}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial p} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial f} \frac{\partial f}{\partial p} \right) + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial X_v} \frac{\partial X_v}{\partial p} \right) \right] \quad (48)$$

Incertidumbre estándar combinada uc_p

Por otro lado, y continuando con el mismo procedimiento, la incertidumbre combinada de la presión absoluta del aire se estima a partir de las incertidumbres estándar que surgen de considerar los mismos aspectos de la medición:

i. Calibración del sensor de presión

La incertidumbre estándar u_{p1} que surge de la calibración del sensor, se obtiene al dividir la incertidumbre expandida U_p , que es igual al error a fondo de escala del sensor, por el factor de cobertura $k = 2$ para un nivel de confianza del 95,45 % asumiendo una distribución normal:

$$u_{p1} = \frac{U_p}{k} \quad (49)$$

ii. Resolución del sensor de presión absoluta

La incertidumbre estándar u_{p2} debida a la resolución finita del sensor, se obtiene asumiendo la resolución como un intervalo con una distribución de probabilidad rectangular. De esta manera se

multiplica la división de la escala dp del sensor por el desvío estándar para una distribución rectangular de probabilidad ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{12}}$):

$$u_{p2} = d_p \sigma \quad (50)$$

iii. Variación de la presión absoluta del aire durante el período de interés

La incertidumbre estándar debida a la variación de la presión absoluta, se estima asumiendo que ésta varía linealmente durante el período en el cual se lleva a cabo la medición, por lo tanto se asume una distribución triangular de probabilidad. Finalmente se obtiene multiplicando la variación de la misma por el desvío estándar para probabilidad triangular ($\sigma = \frac{1}{\sqrt{24}}$):

$$u_{p3} = (p_f - p_i) \sigma \quad (51)$$

Luego, la incertidumbre estándar combinada debida a la presión absoluta del aire será:

$$uc_p = \sqrt{u_{p1}^2 + u_{p2}^2 + u_{p3}^2} \quad (52)$$

Finalmente, la contribución de incertidumbre de la presión absoluta en el cálculo de la densidad del aire será:

$$u(p) = c_p uc_p \quad (53)$$

Constante universal de los gases R

Coeficiente de sensibilidad c_R

De la misma forma que antes, el coeficiente de sensibilidad de la constante universal de los gases c_R , desarrollado en la referencia [4], se obtiene, derivando la ecuación de la densidad del aire de forma parcial respecto de R :

$$c_R = \frac{\partial \rho_a}{\partial R} = \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{p M_a}{ZRT} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \right) \quad (54)$$

Se obtiene entonces la siguiente expresión:

$$c_R = \frac{-p M_a}{Z R^2 T} \left[1 - x_v \left(1 - \frac{M_v}{M_a} \right) \right] \quad (55)$$

Incertidumbre estándar u_R

La incertidumbre de la constante universal de los gases u_R se obtiene de tabla: $u_R = 84 \cdot 10^{-7}$ según [4]. En este caso, continuando con la notación, $uc_R = u_R$.

Finalmente, la contribución de incertidumbre de la constante universal de los gases R en el cálculo de la densidad del aire será:

$$u(R) = c_R uc_R \quad (56)$$

Ecuación de la densidad del aire

Coeficiente de sensibilidad c_{ec}

El coeficiente de sensibilidad de la ecuación de la densidad del aire desarrollado en la referencia [4] se expresa como:

$$c_{ec} = 1 \quad (57)$$

Incertidumbre estándar u_{ec}

La incertidumbre de la ecuación de la densidad del aire se asume como una incertidumbre estándar expresada como incertidumbre relativa para una confiabilidad del 95,45 % según [4]:

$$u_{ec} = 0,9545 \cdot 10^{-4} \quad (58)$$

Nuevamente, continuando con la notación, $uc_{ec} = u_{ec}$. Luego la contribución de incertidumbre de la ecuación de la densidad del aire al cálculo global de la misma será:

$$u(ec) = c_{ec} uc_{ec} \quad (59)$$

Finalmente, la **incertidumbre de la densidad del aire** $\Delta\rho$ se obtiene al multiplicar la incertidumbre estándar combinada uc_ρ por el factor de cobertura $k = 2$ para un nivel de confianza del 95,45 %:

$$\Delta\rho = uc_\rho k \quad (60)$$

donde $uc_\rho = \sqrt{u(h)^2 + u(t)^2 + u(p)^2 + u(R)^2 + u(ec)^2}$

3.2.5. Propagación de error en el cálculo de caudal volumétrico y másico

En lo presentado a continuación se aborda la propagación de error y la incidencia de las variables de medición que se tienen en cuenta para el cálculo del caudal volumétrico del dispositivo.

Presión diferencial:

En este título se aborda la propagación de error para la variable de medición de presión diferencial. Dicha propagación se desarrolló en base a la derivada parcial de la ecuación (9) para caudal másico teórico, en función de la diferencia de presión generada en el Venturi. Se repite aquí por comodidad:

$$Q_m = \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \quad (61)$$

Al tomar la derivada parcial de (61) en función de la diferencia de presión se obtiene:

$$\frac{\partial Q_m}{\partial \Delta P} = a \frac{1}{2} \epsilon s (\Delta P)^{-0.5} \Delta(\Delta P) \quad (62)$$

donde ϵ es la presición del sensor a F.S y,

$$a = \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{\frac{2\rho}{(1 - \beta^4)}} \quad (63)$$

$$\beta = \frac{d}{D} \quad (64)$$

Como puede verse en la ecuación (62), la incertidumbre en el cálculo del caudal másico es fuertemente dependiente del valor de diferencia de presión que se esté midiendo, así como también de la precisión del sensor que se esté utilizando para dicho propósito, y el diámetro de la garganta del Venturi que se determine por diseño.

Tolerancias dimensionales:

Partiendo de la ecuación (9) para caudal másico y derivando respecto del diámetro de la garganta d y respecto del diámetro mayor D respectivamente se obtienen las siguientes expresiones:

Incertidumbre en el caudal másico debido al diámetro de la garganta:

$$\frac{\partial Q_m}{\partial d} = \frac{\pi}{2} d \sqrt{2\Delta P \rho} \left[\frac{1 + \beta^4 \sqrt{1 - \beta^4}}{(1 - \beta^4)^2} \right] \Delta d \quad (65)$$

Incertidumbre en el caudal másico debido al diámetro mayor del Venturi:

$$\frac{\partial Q_m}{\partial D} = -\frac{\pi d^2}{2 D} \beta^4 \sqrt{\frac{2\Delta P \rho}{(1-\beta^4)^3}} \Delta D \quad (66)$$

Propagación de error debido al coeficiente de descarga, y coeficiente de expansión:

Según los lineamientos seguidos por [3], para un rango de β entre $0,3 < \beta < 0,75$ y un número de Reynolds en la garganta superior a 700.000 para un tubo tipo Venturi, el error agregado por estos dos coeficientes es el que se muestra en la **Tabla 5**, extraída de [3], donde se muestran las incertidumbres en dichos coeficientes para distintos diseños de caudalímetros de presión diferencial, válidos para los rangos mencionados anteriormente.

Tabla 5: Tabla de incertidumbres teóricas en el coeficiente de descarga C y expansión E , extraída de [3]

Diseño	Incert. en C	Incert. en E %
Placa Orificio	0,6 %	$\frac{4\Delta P}{P_1}$
Venturi	0,7 %	$\frac{(4+100\beta^8)\Delta P}{P_1}$
Tobera ASME (T.P)	1,0 %	$\frac{2\Delta P}{P_1}$
Tobera ASME (G.P)	de calib.	$\frac{2\Delta P}{P_1*}$

*P1 es la presión a la entrada del caudalímetro

Las incertidumbres listadas anteriormente, corresponden al error cometido en la aplicación de la formulación teórica para el cálculo del coeficiente de descarga C y el factor de expansión E , en la determinación teórica del caudal másico como se indica en [3]. El valor real de estas incertidumbres, será relevado durante el proceso de calibración.

4. Selección de sensores

En esta sección se realiza el análisis de factibilidad de implementación del caudalímetro másico tipo Venturi para la medición del flujo de aire en los dinamómetros del CIDIM, a partir de las características típicas de los sensores disponibles en el mercado. Como se detalló en secciones anteriores, los sensores requeridos para la medición son:

1. Humedad relativa.
2. Temperatura del flujo de aire entrante.
3. Presión absoluta.
4. Presión Diferencial.

En particular, los requisitos para el sensor de presión diferencial están fuertemente vinculados a las características constructivas y al flujo que circula a través del Venturi. Por ello, en esta sección se le da relevancia a este aspecto de la selección de sensores.

En la sección siguiente se aborda un análisis de factibilidad de construcción de un caudalímetro, partiendo de los requisitos de funcionamiento definidos por las prestaciones que debe ofrecer este caudalímetro y los rangos de caudales másicos a medir, a la hora de realizar ensayos de motores de combustión interna.

4.1. Análisis de factibilidad para dos bancos del CIDIM

A modo de dar pie a la comparación y al análisis de factibilidad de aplicación del dispositivo para ambos bancos de prueba en el CIDIM, se presentan los rangos de caudales volumétricos de trabajo típicos al cual se va a someter al dispositivo durante los períodos de prueba de motores:

- **Qv2** = $[1 \cdot 10^{-3}, 6 \cdot 10^{-3}] \left[\frac{m^3}{s} \right]$ que corresponde al rango de trabajo de caudal volumétrico del **banco de pruebas N°2**, hasta 17 kW de potencia.
- **Qv1** = $[1 \cdot 10^{-2}, 0,11] \left[\frac{m^3}{s} \right]$ que corresponde al rango de trabajo de caudal volumétrico del **banco de pruebas N°1**, hasta 150 kW de potencia.

El caudal de aire en operación habitual es próximo al valor de $\frac{1}{4}$ de carga máxima (dato provisto por el usuario) para ambos bancos. Dados los valores reales de caudal volumétrico de ambos bancos, y utilizando los modelos desarrollados en las secciones anteriores, por medio de la utilización del programa de cálculo **MATLAB R2018a**, se buscó minimizar el error de la medición del caudal volumétrico variando la relación de diámetros β del Venturi y calculando los siguientes parámetros:

- Presión diferencial generada entre la entrada y la garganta del Venturi para todo el rango de operación.
- Error % del caudal volumétrico debido a la precisión del sensor de presión diferencial.
- Pérdida de carga en la garganta.
- Error % total combinado en función del caudal másico para los β óptimos.

Para el cálculo del caudal másico se tomó como referencia una atmósfera a 101,3 kPa, 25 °C y 50 % de humedad relativa. La estimación de las incertezas de medición de caudal volumétrico y caudal másico se realizó teniendo en cuenta la información provista por los fabricantes en las hojas de datos de cada sensor. Las figuras de esta sección se graficaron aplicando una incerteza de 25 Pa para la presión diferencial, 2,5 % para la humedad relativa, 0,5 °C para la temperatura y 0,01 bar para la presión absoluta. Estos valores son representativos de la precisión de los sensores disponibles en el mercado, que se listan en la sección siguiente.

Dado que en la norma de referencia no propone modelos para el cálculo de las pérdidas de carga para la sección convergente y la garganta del Venturi, se utiliza el modelo de fricción de Darcy y la correlaciones propuestas en [2] para la estimación de pérdidas de carga.

Para estimar las pérdidas de carga en la sección divergente, se recurrió a los resultados encontrados por [1], donde muestra un gráfico con la distribución de pérdidas de carga en % de la diferencia de

presión generada, en función del ángulo del cono divergente, como se muestra en la **Figura 3**. Estas pérdidas serán determinadas con exactitud durante la calibración del sistema en un flujómetro.

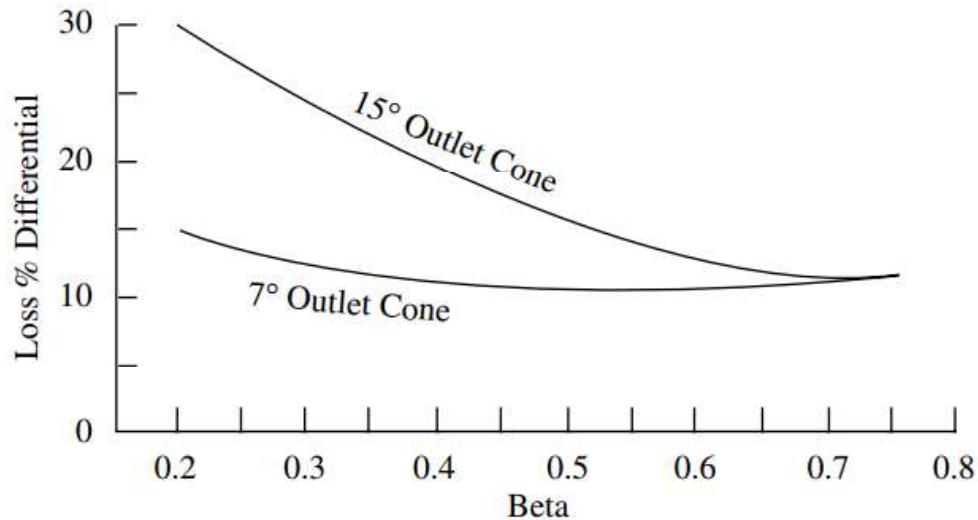


Figura 3: Pérdida de carga para un tubo tipo "Venturi" para distintos β para $3500 < Re_d < 2 \cdot 10^5$ [1].

Para todo el análisis, se verificó que los rangos de operación del dispositivo estuvieran dentro de los rangos previstos por la norma [3] y los trabajos de referencia. Esta verificación se realizó mediante el cálculo de los números adimensionales de **Mach** y **Reynolds**:

El **número de Reynolds** debe ser calculado para el rango de caudal másico de funcionamiento del equipo, para el flujo dentro de la garganta, como se muestra en la ecuación (67):

$$Re_d = \frac{Q_m d}{\mu A_d} \quad (67)$$

donde:

- Q_m : es el caudal másico de diseño en [kg/s], calculado con ρ según [4].
- μ : es la viscosidad dinámica en condiciones de Presión y Temperatura de ensayo.
- A_d : es el área de la sección de la garganta del Venturi.

El **número de Mach** debe ser calculado para el rango de caudal másico de funcionamiento del equipo, para el flujo dentro de la garganta, como se muestra en la ecuación (68):

$$M = \frac{V}{V_s} \quad (68)$$

donde:

- V : es la velocidad del flujo en la garganta [m/s].

- V_s : es la velocidad del sonido en aire en [m/s].

que pueden calcularse como:

$$V = \frac{4Q_m}{\rho\pi d^2} \quad (69)$$

donde nuevamente:

- Q_m : es el caudal mísico de diseño en [kg/s], calculado con ρ según [4].
- d : es el diámetro de la garganta del Venturi.

y:

$$V_s = \sqrt{k \left(\frac{p_{garganta}}{\rho} \right)} \quad (70)$$

donde:

- k : es el coeficiente isoentrópico para el aire a CNPT.
- $p_{garganta}$: es la presión en la garganta (P2).
- ρ : es la densidad del aire calculada según [4]

Resultados del Banco 2 (17 kW)

En las siguientes figuras se muestran los resultados obtenidos para el Banco 2. Los cálculos se realizaron tomando como referencia el diámetro del circuito de admisión existente, de 1,5 in.

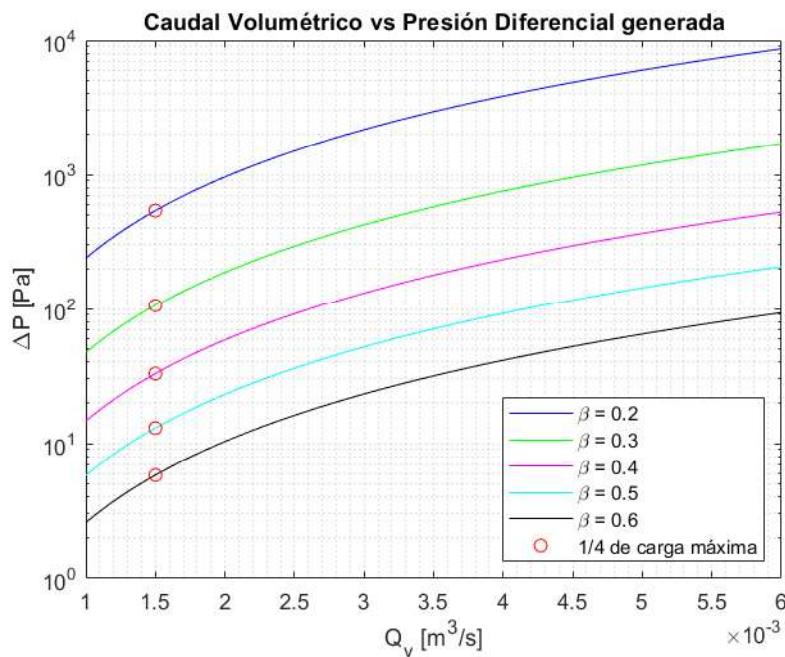


Figura 4: Presión diferencial generada vs Caudal volumétrico - Banco 2

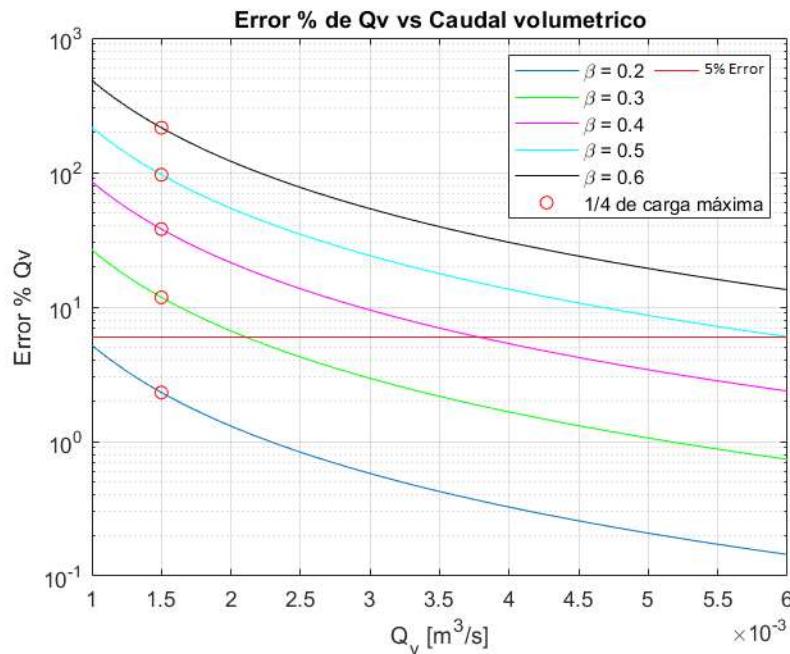


Figura 5: Error porcentual en caudal volumétrico en función del caudal volumétrico, para un sensor tipo con incertezas de 25 Pa.

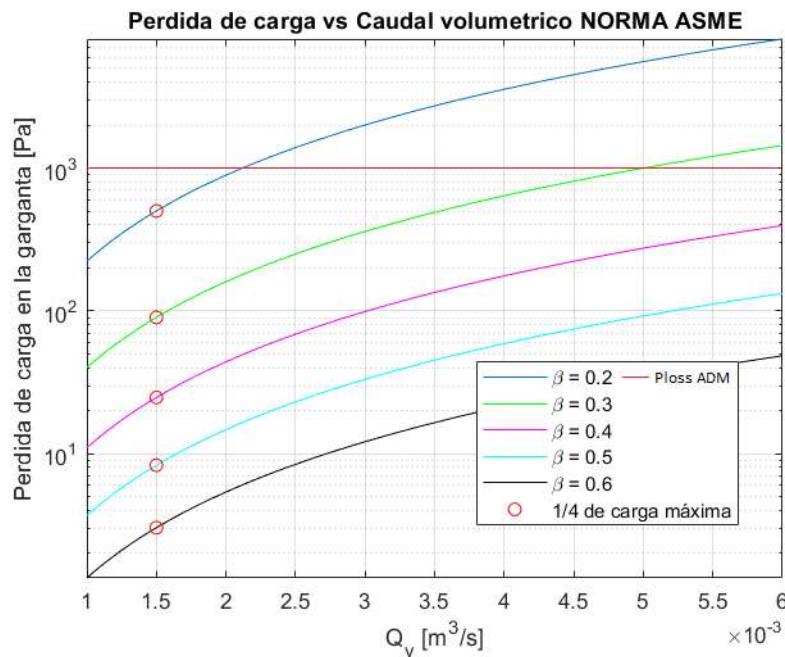


Figura 6: Pérdida de carga vs caudal volumétrico valido para $4000 < Re_d < 10^5$ [2].

Los círculos rojos en todos los gráficos representan el punto de trabajo más usual para este banco, aproximadamente $\frac{1}{4}$ de carga máxima, es decir, $\frac{1}{4}$ del caudal volumétrico máximo. La línea roja en el gráfico anterior indica el valor de Pérdida de carga máxima admisible. En la **Figura 5** se muestra en rojo el error admisible del 5%.

En la **Figura 4** se observa la relación entre el caudal volumétrico y la diferencia de presión generada en el Venturi, graficada en escala logarítmica, para distintos β . A medida que el valor de β disminuye, se observa un incremento de un orden de magnitud en la diferencia de presión producida, para un caudal dado. Esto impacta favorablemente en el error de medición, como se observa en la **Figura 5**. Sin embargo, solo para $\beta = 0,2$ se logran valores satisfactorios de incertidumbre en todo el rango de medición. No obstante, este valor de β está asociado a elevadas pérdidas de carga en el dispositivo, como muestra la **Figura 6**. Para el valor máximo de caudal del dinamómetro, las pérdidas de carga exceden en un orden de magnitud el valor límite admisible.

Resultados del Banco 1 (150 kW)

En las siguientes figuras se muestran los resultados obtenidos para el Banco 1. Los cálculos se realizaron tomando como referencia el diámetro del circuito de admisión existente, de 3 in. El valor de β utilizado varía de 0,2 a 0,6 con paso de 0,1. Se utilizaron los valores de Q_v de trabajo habituales para este banco.

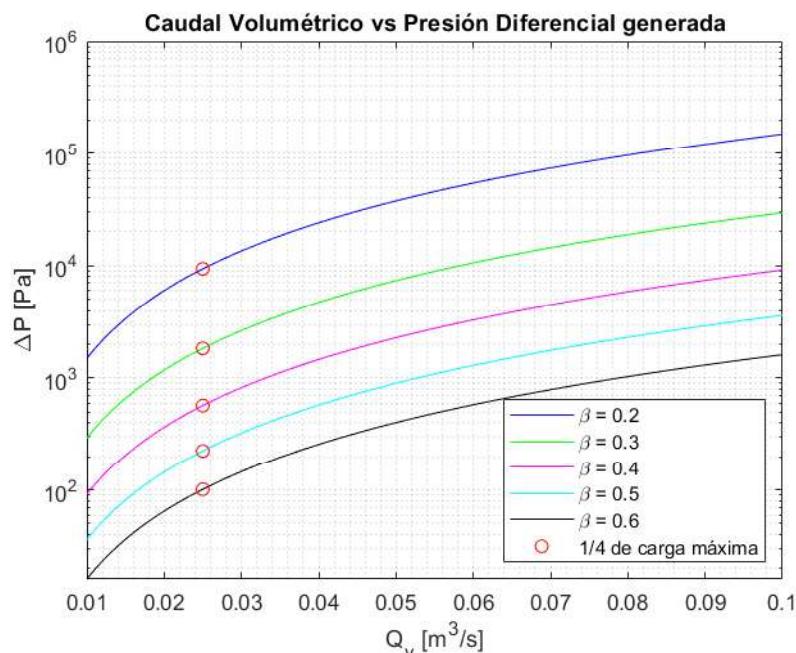


Figura 7: Presión diferencial generada vs Caudal volumétrico - Banco 1

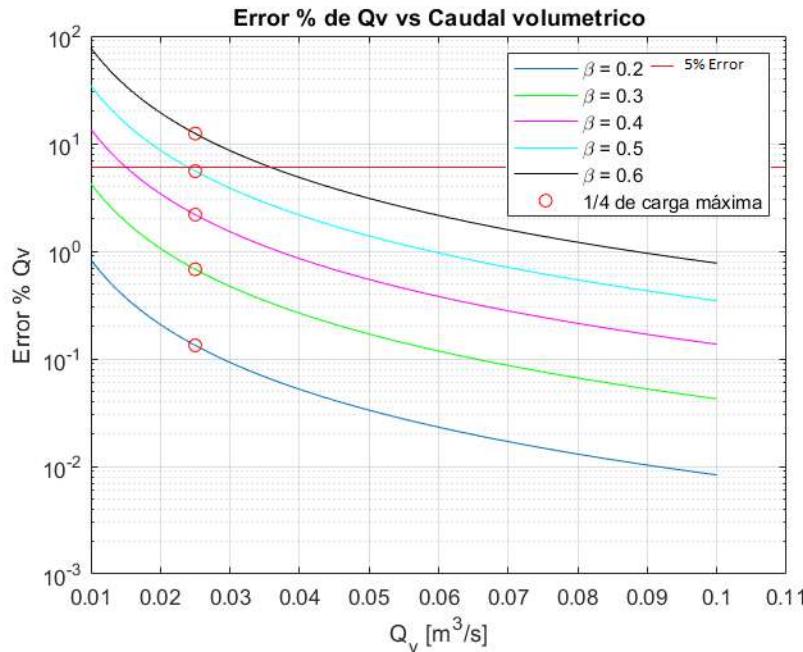


Figura 8: Error porcentual en caudal volumétrico en función del caudal volumétrico, para un sensor tipo con incertezas de 25 Pa.

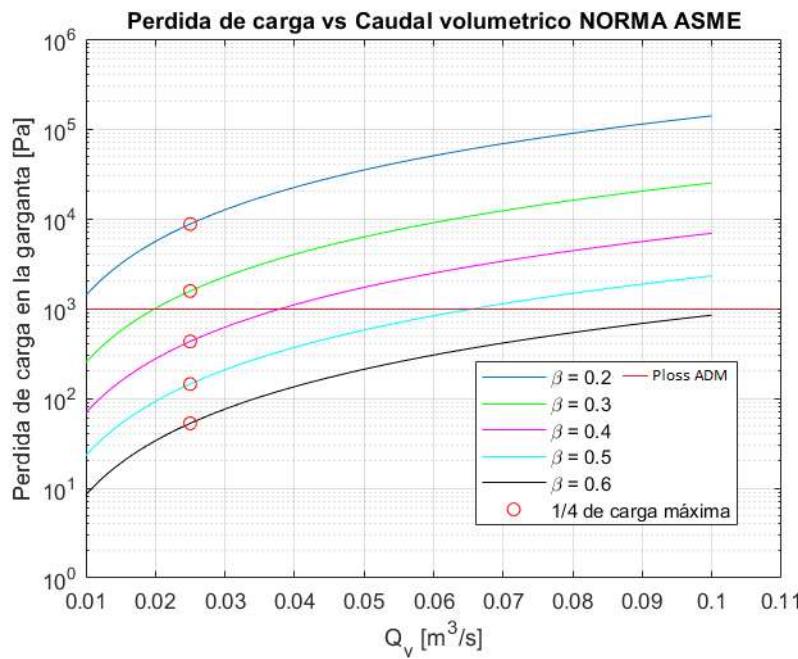


Figura 9: Pérdida de carga vs caudal volumétrico válido para $4000 < Re_d < 10^5$ [2].

Como se mencionó en el caso anterior, los círculos de color rojo en todos los gráficos representan el punto correspondiente a $\frac{1}{4}$ de carga máxima. La línea roja en el gráfico de error %, representa el error máximo admisible. Como puede verse en la Figura 7 a medida que la relación de diámetros β se hace más chica, la curva de diferencia de presión se vuelve más pronunciada, evidenciándose

una generación de diferencia de presión más favorable de ser captada por el sensor. Por otro lado, analizando la **Figura 8**, el error cometido en el cálculo de Q_v disminuye a medida que β disminuye. El valor para $\beta = 0,4$, tanto en las **Figuras 7 y 8**, genera una caída de presión fácilmente mensurable, abarcando un rango de trabajo relativamente amplio, con un error menor al 2,5% a $\frac{1}{4}$ del caudal volumétrico máximo. Por último, si se analiza la **Figura 9**, se puede ver que para $\beta = 0,4$, se llega a una buena relación de compromiso entre la caída de presión generada, el error cometido, y la pérdida de carga, siendo esta última inferior a 450 **Pa** a $\frac{1}{4}$ del caudal volumétrico máximo.

Análisis y discusión

Los resultados obtenidos muestran que existe una relación de compromiso entre la diferencia de presión generada por el dispositivo (necesaria para determinar el caudal con precisión) y las pérdidas de carga, dado que ambas aumentan en conjunto. Para el caso del Banco 2, la poca presión dinámica disponible en la garganta (ver ecuación (4)), debido a la reducida velocidad del flujo, resulta en valores muy pequeños de β , resultado de la necesidad de determinar con bajo error, que implican elevadas pérdidas de carga. El análisis se repitió para diámetros de entrada más pequeños y se encontró que para un diámetro de **6,25 mm** el error y pérdida de carga del dispositivo eran aceptables. Sin embargo, la complejidad de fabricar un caudalímetro Venturi tan pequeño y, de diseñar y fabricar piezas de acople de baja pérdida para instalar en el banco, llevaron a descartar esta posibilidad. A su vez, es necesario aclarar que si bien la incertezza del sensor de presión diferencial utilizado en el análisis tiene un impacto directo en el error de medición del caudal volumétrico para un valor de *beta* razonable, atacar esta variable no hubiese sido viable. Esto se debe a que no se encuentran sensores en el mercado que sean más económicos que un sensor de caudal integrado (como un sensor de hilo caliente) y que logren determinar la presión diferencial con la precisión necesaria para un *beta* razonable.

Por otro lado y en relación al análisis efectuado para el Banco 1, los resultados obtenidos muestran que existe una relación de compromiso entre la diferencia de presión generada por el dispositivo y las pérdidas de carga, dado que ambas aumentan en conjunto, tal como se mencionó anteriormente. Sin embargo, para este banco, no se presenta el problema de baja presión dinámica, dado que los caudales de operación de este son más elevados. Esto da como resultado que el error y pérdida de carga del dispositivo, para un $\beta = 0,4$ y un diámetro de entrada $D = 3 \text{ in}$ fueran aceptables.

Teniendo en cuenta las curvas de resultados del caudalímetro para ambos bancos, y la necesidad de producir una diferencia de presión mensurable a un error inferior al 5% para la obtención del caudal volumétrico, se puede concluir que la configuración con un $\beta = 0,4$, es muy favorable para el caudalímetro sometido al análisis del Banco 1 de **150 kW**.

Finalmente se puede concluir de este análisis que la relevancia de la presión dinámica disponible en la garganta, la relación entre la pérdida de carga generada y el valor de β , y la relación entre de medición y % Error - β , determinan que la fabricación del caudalímetro para el Banco 1, es la más viable de las dos opciones.

4.2. Tipos de sensores y características: error a fondo de escala, costo y salidas electrónicas

La selección de sensores resultó en un proceso iterativo junto con el diseño del Venturi, es decir, dado un diseño preliminar del mismo se estudiaron las distintas opciones de sensores disponibles, analizando error a fondo de escala y costo. De esta forma se calculó el error en la determinación del caudal mísico junto con la diferencia de presión generada en el rango de funcionamiento del caudalímetro. Luego se comprobó si los sensores eran compatibles con el máximo error esperado y con la máxima diferencia de presión que se podía medir en el mayor rango posible. En el caso de superarse la cota de error admisible y/o de obtener un estrecho rango de medición de diferencia de presión, se seleccionaron nuevos sensores y se modificó el diseño del Venturi, repitiéndose el proceso de cálculo y de rediseño hasta obtener un resultado satisfactorio.

En primer lugar, para obtener tanto el valor de la **humedad relativa** como el de **temperatura** del flujo de aire se decidió utilizar un sensor integrado de humedad relativa y de temperatura. Se decidió utilizar este sensor debido a la relación precisión/precio, que se ajusta acorde al presupuesto y necesidades del proyecto, teniendo la ventaja de poder medir dos variables con el mismo sensor, con un error menor al 5 %. Dicho sensor tiene una salida digital para ambas variables compatibles con el sistema **ARDUINO**.

En 2do lugar, el valor de la **presión absoluta** se obtiene mediante la utilización de un transductor de presión absoluta. Dicho sensor tiene una salida analógica en corriente.

Por último, el valor de la caída de presión en la garganta del Venturi se obtiene mediante la utilización de un sensor de **presión diferencial**. La selección de este sensor se hizo en base a una preselección de sensores de este tipo disponibles en el mercado. El listado de estos, junto con sus rangos de medición, error a fondo de escala, y precio, se muestran en la siguiente tabla:

Tabla 6: Preselección de sensores de presión diferencial.

Sensor	Variable	Fabricante	Precio	Rango	Precisión	Salida
Testo 5126	Presión Dif.	Testo	US\$ 824	[0, 200] Pa	0,5 %	Dig.
Testo 5129	Presión Dif.	Testo	US\$ 850	[0, 2000] Pa	0,5 %	Dig.
Testo 6340	Presión Dif.	Testo	US\$ 740	[0, 200] KPa	1,2 %	Dig.
Testo 6351	Presión Dif.	Testo	US\$ 1442	[0, 50] KPa	0,8 %	Dig.
DP-M seri.	Presión Dif.	ECFA	US\$ 794	[0, 2000] Pa	0,9 %	Analog.
DPT2500R8D	Presión Dif.	HK Inst.	US\$ 250	[0, 2500] Pa	1 %	Analog.
KIMO-CP101	Presión Dif.	AirQLTY	US\$ 940	[-500, 1000] Pa	1,5 %	Analog.
CP-111	Presión Dif.	Kimo Inst.	US\$ 640	[-1000, 1000] Pa	1,5 %	Dig.
TecsisP3317	Presión Dif.	Tecsis	US\$ 1000	[-500, 1000] Pa	1 %	Dig.
MPX5010	Presión Dif.	NXP	US\$ 600	[-1000, 1000] Pa	1,5 %	Dig.

Luego de realizada esta preselección, el sensor que se decidió utilizar es un transmisor de presión diferencial **DPT 2500-R8** de HK Instruments. Es un sensor que permite ajustar el rango de caída de presión que se busque medir, conforme lo discutido en las secciones anteriores. En este caso, la máxima diferencia de presión medible es de 2500 **Pa**. Las respectivas datasheets pueden encontrarse en el anexo disponible al final de este trabajo. El listado de características de cada sensor se puede ver en la **Tabla 7**:

Tabla 7: Características de los sensores elegidos para el proyecto.

Sensor	Variable	Fabricante	Precio	Rango	Precisión	Salida
DHT22(t)	Temperatura	AOSONG	AR\$100	[-20, 90]°C	0,5 %	Dig.
DHT22(h)	Humedad Relat.	AOSONG	-	[10, 90] %	2,5 %	-
MPM489	Presión Absolut.	Microsensor	USD\$87	[0, 2,5]bar	0,5 %	Analog.
DPT2500R8D	Presión Dif.	HK Inst.	USD\$250	[0, 2500]Pa	1 %	Analog.

Es importante subrayar que una medición precisa de las variables listadas anteriormente produce un cálculo preciso del caudal másico. Para poder determinar la exactitud del cálculo es necesario conocer la propagación de error de las variables a medir listadas anteriormente.

En la sección siguiente se aborda un análisis final de factibilidad de construcción del caudalímetro para el banco de 150 **kW**, dotado de los sensores elegidos anteriormente, partiendo de requisitos de funcionamiento definidos por las prestaciones que debe ofrecer y los rangos de caudal másico a medir, a la hora de realizar ensayos en motores de combustión interna.

Como comentario final, es necesario resaltar el hecho de que no es factible realizar un caudalímetro para el Banco 2. Como se vio en la sección de resultados de dicho banco, lograr una solución de compromiso entre pérdida de carga generada y error porcentual en la medición de caudal volumétrico resulta en un rango de operación extremadamente acotado.

4.3. Análisis final del caudalímetro para Banco 1 de 150kW del CIDIM:

En la presente sección, se detalla el resultado final del diseño del caudalímetro para el Banco 1, y se explican las decisiones de compromiso que se tomaron para alcanzar dicho resultado. Esto se desprende de la sección 4.1, en la que se concluyó que la fabricación del caudalímetro de tipo Venturi es más factible para el banco de mayor potencia.

Los modelos matemáticos de propagación de error que aquí se utilizan, son los mismos que se desarrollaron en las secciones anteriores.

Criterios de diseño.

En primer lugar dada la imposibilidad de poder realizar mediciones precisas a lo largo de todo el rango de funcionamiento original del banco (desde 0 m^3/s a 0,1 m^3/s), producto de las limitaciones de los sensores de presión diferencial comerciales de costo intermedio disponibles en el mercado [5], se decidió acotar el rango del caudal volumétrico de funcionamiento del mismo, estableciéndose a valores desde 0 m^3/s a 0,067 m^3/s , el cual corresponde a una cota de potencia máxima, para un

motor de combustión interna, de 150 **kW** de potencia.

Asimismo, y como segundo criterio de diseño, se decidió imponer que las pérdidas de carga producidas por el caudalímetro fuesen menores a **1000 Pa**. Seguidamente, y para asegurar que el diseño se encuentre dentro de los parámetros de condición de flujo enunciados en [3] y [5], se analizaron tanto el número de Reynolds (Re_d), como el número de Mach (M), en la garganta del Venturi. Se tuvo especial cuidado en lograr un Reynolds entre $100.000 < Re_d < 500.000$ [3], y no superar el valor de $0,7M$ para el flujo dentro de la garganta [3], y para el rango de caudal másico acordado. Esta última limitación se debe a que los lineamientos detallados a continuación siguen el modelo desarrollado por [3], que es válido para flujos sub sónicos compresibles. Por último, se restringió la medida del diámetro de entrada del tubo Venturi a 3 in(76,2 mm) para compatibilizar el dispositivo con la línea de admisión instalada en el banco.

A continuación se muestran los resultados obtenidos de los estudios finales mencionados anteriormente.

Resultados del análisis de los parámetros de diseño.

A continuación se muestran los resultados del estudio de los parámetros de diseño aplicados exclusivamente al Banco 1. Los resultados se obtuvieron mediante el mismo método de análisis y cálculo que para las secciones anteriores.

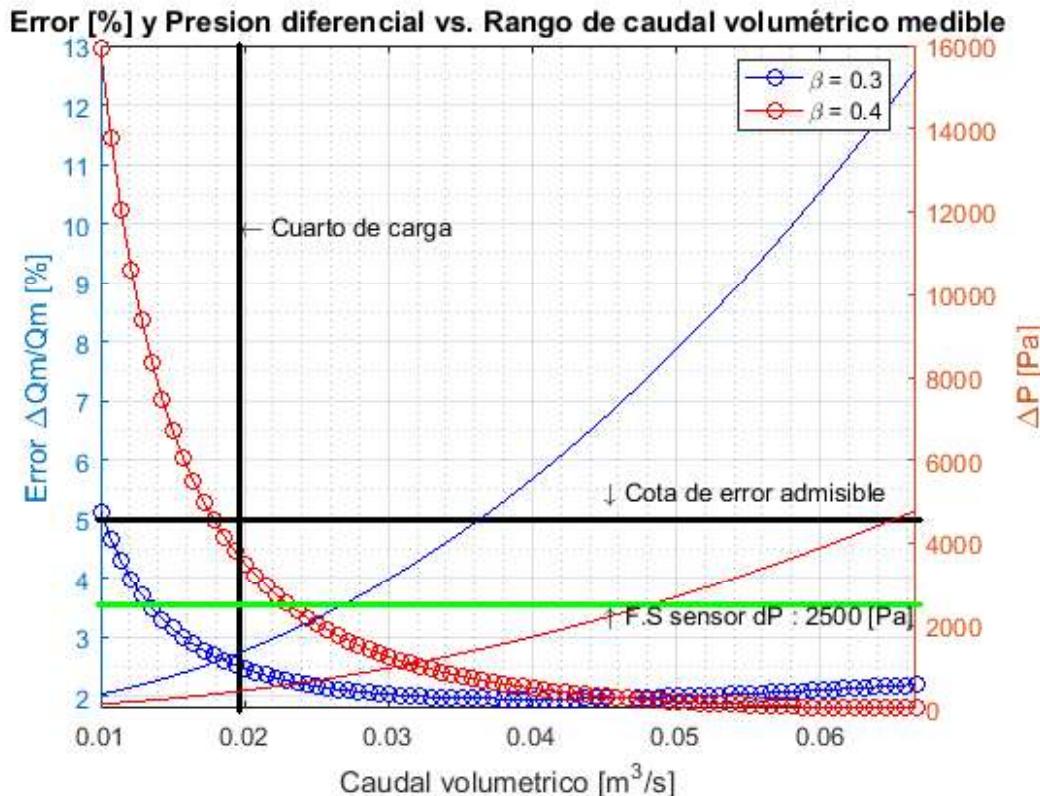


Figura 10: Error total porcentual y curva de presión diferencial generada para las betas elegidos, para un sensor de presión diferencial con 1% de error a F.S = 2500 Pa.

En la **Figura 10** se muestran las curvas de error relativo porcentual total y las curvas de presión diferencial generada para $\beta = 0,3$ y $\beta = 0,4$. Las curvas con marcadores circulares corresponden al eje Y izquierdo (Error %) de la figura, mientras que las curvas de trazo liso corresponden al eje Y de la derecha de la figura (ΔP). En la misma se puede observar que para ambas configuraciones de β , el error porcentual se mantiene por debajo de 5% a un cuarto de carga (línea negra: Cuarto de carga). Por otro lado, se puede observar que para $\beta = 0,4$, la diferencia de presión generada a lo largo del rango de caudal volumétrico alcanza un valor máximo considerablemente menor que en el caso de $\beta = 0,3$. Esto es una consecuencia lógica, dado que, al fijarse el diámetro de entrada D , a menor relación de diámetros β , se produce una caída de presión más pronunciada. Este es un punto de análisis importante, dado que el error a F.S del sensor que mide esta variable tiene una incidencia considerable en el resultado del error porcentual total como puede verse en la ecuación (28). En otras palabras: a medida que se incrementa el rango a F.S del sensor, se incrementa el error absoluto en la medición de esta variable. Las características del sensor que satisfacen la cota para el error máximo son las que se presentan en la Figura 10. Al utilizar dicho sensor se tiene el rango de medición limitado hasta $0,049 \text{ m}^3/\text{s}$, pudiéndose medir hasta el 74 % del rango.

Por otro lado, como ya se mencionó oportunamente, es necesario estudiar tanto el número de Reynolds, como el número de Mach, para dar validez a las ecuaciones desarrolladas por [3], presentadas en las secciones anteriores. Se realizaron los cálculos de los respectivos números adimensionales, dando un valor máximo de $M = 0,48$ para la relación de β menor (0,3). En consecuencia, ambos β cumplen con los requisitos planteados anteriormente para M. En el caso de Re_d se alcanza el valor límite propuesto por [5] a partir de $0,03 \text{ m}^3/\text{s}$ (se cubre 66 % del rango), para ambos β (se asegura un error menor al 2 % para este valor de Re_d). No hay estudios que reporten un significativo aumento en el error porcentual para Re_d menores que 125.000. Esto se determinará por calibración.

A modo de conclusión, se puede decir que la relación de diámetros $\beta = 0,4$ es satisfactoria en cuanto a la curva de presión diferencial generada, dado que se alcanza una cota máxima de presión medible con equipos de buena precisión a F.S, y que se ajustan a las posibilidades del presupuesto. Por todo lo anterior, esta configuración de **relación de diámetros** es la que se utilizará para realizar el diseño final del caudalímetro destinado al banco de pruebas 1. En la siguiente sección se aborda el diseño mecánico del dispositivo atenuador de ondas de presión, problema recurrente que se presenta a la hora de medir el caudal en sistemas de flujos pulsantes.

4.4. Diseño de damper hidráulico

Las características propias del funcionamiento del motor de combustión interna resultan en que el flujo de aire que ingresa en la admisión del mismo sea de carácter pulsante, resultando en que las señales de presión medidas por el sensor de presión absoluta y el sensor de presión diferencial sean también pulsantes, invalidando la hipótesis de flujo estacionario utilizada para la obtención de la ecuación 8.

En esta sección se presentan los lineamientos generales seguidos para la determinación del diseño, y dimensionamiento general de un dámper o pulmón hidráulico, destinado al banco de ensayo de motores N°1 de 150 kW, del CIDIM. Este diseño responde a la necesidad de mitigar los efectos dinámicos del MCI sobre el Venturi.

A continuación se presentan los criterios de diseño adoptados para este dispositivo.

En primer lugar, y como primer criterio de diseño, se decidió obtener una disminución en la amplitud de la onda de presión absoluta relevada, dado que se dispone de un pulso de presión constante producto del giro propio del MCI sometido a prueba. Para cubrir ese requerimiento se dispuso a modelar el pulmón como un circuito RC paralelo, haciendo uso del análogo hidráulico-eléctrico presentado en [6], simulando los diferentes parámetros mediante la utilización del paquete de simulación Simulink de MatLab2016b. El modelo hidráulico se presenta a continuación:

Modelo hidráulico.

Siguiendo los lineamientos presentados en [6], se diseñó el dámper como se presenta en la **Figura 11** a continuación:

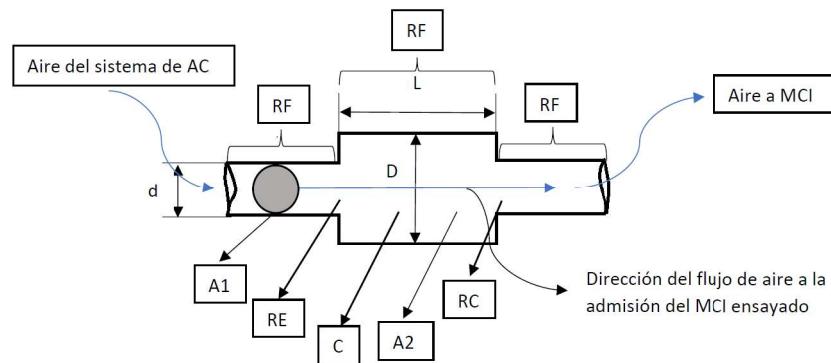


Figura 11: Modelo de dámper hidráulico.

donde:

- **RF:** Resistencia por fricción viscosa dentro del tubo.
- **RE:** Resistencia por expansión abrupta del tubo.
- **RC:** Resistencia por contracción abrupta del tubo.

- **C:** Capacitancia del tubo en función del volumen del pulmón.
- **A₁:** Área transversal de la sección de entrada y salida (*d*).
- **A₂:** Área transversal del pulmón (*D*).
- **L:** Largo total del dámpar. [m]

Este diseño se basa en la construcción de un tubo con variación de diámetros, con una apertura abrupta pasando del diámetro *d* de 3' [in], a un diámetro de diseño *D*, seguido de una reducción al diámetro original, como puede verse en la **Figura 11**. El objetivo es hacer uso de la pérdida de energía mecánica que ocurre cuando el flujo se expande de *d* a *D*, y su posterior contracción diámetro *d* original, producto de la creación de flujos muertos linderos a la expansión y contracción respectivamente. Así mismo, se incluye la pérdida de energía producto de la fricción viscosa entre el tubo y el fluido. Dichas pérdidas contribuyen en que la amplitud de la onda de presión cíclica generada por el propio funcionamiento del MCI en prueba sea reducida. Los parámetros hidráulicos se calcularon en función de las características geométricas del tubo, siguiendo los cálculos presentados en [6] para las resistencias y parámetros de flujo volumétrico para un régimen de flujo volumétrico compatible con 1/2 carga del rango de *Q_{vc}* conocido del banco. Dichos cálculos, extraídos de [6], se presentan a continuación con sus unidades:

$$RF = 0,082f\gamma \frac{L}{D^2} \left[\frac{Pa}{sm^3} \right] \quad (71)$$

$$RE = \frac{\rho}{2A_1^2} \left(1 - \frac{A_1}{A_2} \right)^2 Qvc \left[\frac{Pa}{sm^3} \right] \quad (72)$$

$$RE = \frac{\rho}{2A_1^2} \left(\frac{1}{a} - 1 \right)^2 Qvc \left[\frac{Pa}{sm^3} \right] \quad (73)$$

$$a = 1,5288 \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^{-4} - 2,1781 \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^{-3} + 1,1037 \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^{-2} - 0,0577 \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^{-1} + 0,6026 \quad (74)$$

$$C = \frac{A_2 L}{\rho} \left[\frac{m^3}{Pa} \right] \quad (75)$$

$$A_1 = \frac{\pi d^2}{4} [m^2] \quad (76)$$

$$A_2 = \frac{\pi D^2}{4} [m^2] \quad (77)$$

donde:

- *f*: Factor de fricción de Darcy en función del número de Reynolds, obtenido usando una rugosidad de plástico estándar obtenida de [2] y para régimen de flujo volumétrico compatible con 1/2 carga del rango de *Q_{vc}* conocido del banco.
- *ρ*: Densidad del flujo de aire ingresante a 25 °C y 1 bar de presión, con 50 % de HR.

- Q_{vc} : Régimen de flujo volumétrico compatible con 1/2 carga del rango de Q_{vc} conocido del banco.
- γ : Peso específico del aire ingresante a 25 °C y 1 bar de presión, con 50% de HR.

Modelo eléctrico.

Como se mencionó anteriormente, se decidió modelar el pulmón como un circuito RC paralelo, haciendo uso del análogo hidráulico-eléctrico estacionario presentado en [6]. Los parámetros de resistencia son los que se enunciaron en la sección anterior. El modelo eléctrico se presenta a continuación, en la **Figura 12**:

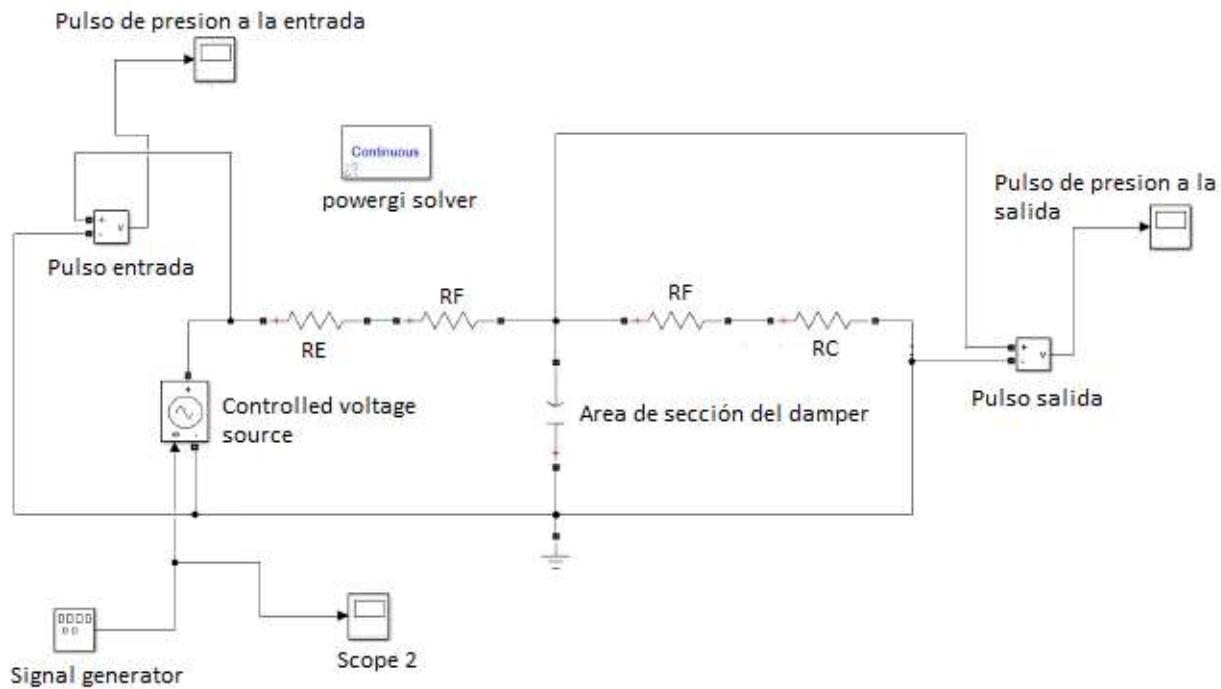


Figura 12: Circuito eléctrico análogo hidráulico. Programa de Simulink.

El mismo cuenta con un generador de señal “**Signal generator**”, que permite adaptar la señal de pulsos de presión a cualquier tipo de onda, para conocer la respuesta en frecuencia del modelo. Hay que tener en cuenta que la fuente de voltaje “**Voltage source**” representa la onda de presión generada por el funcionamiento del MCI. Así mismo se releva la forma de la onda de presión a la entrada y a la salida del circuito, para calcular el coeficiente de atenuación en amplitud de la onda ingresante respecto de la saliente, calculado de la siguiente manera:

$$\vartheta^A = \frac{A_{ENT} - A_{SAL}}{A_{ENT}} 100 \quad (78)$$

Este permite conocer el porcentaje de atenuación entre la onda de presión ingresante al sistema, y la onda que egresa del mismo.

Por otro lado, se dispuso a correr la simulación del modelo con datos de presión obtenidos de la admisión del motor mono cilíndrico modelo RV 650 instalado en el banco de pruebas N°2 del CIDIM. Se utilizaron estos datos a falta de otros datos sobre el perfil de presión de admisión de los motores multicilíndricos a ensayar. Así mismo, es necesario aclarar que es válido usar los datos correspondientes del banco N°2 en el análisis aplicado al banco N°1. Esto se debe a que, al ser un motor monocilíndrico (banco N°2), los pulsos de presión generados por este son de mayor variación que en un motor de cuatro cilindros, en donde las ondas de presión de los distintos cilindros se compensan entre sí, provocando una disminución en la variación total de la presión en el múltiple de admisión. En otras palabras, se utilizaron los datos más conservadores posibles para el modelo, aplicando condiciones de mayor severidad que las que habría en la aplicación real. De esta forma, se consideró que, de lograr atenuar la onda de presión a la salida dentro de los parámetros propuestos con los datos de un motor monocilíndrico robusto, se daría por seguro el poder hacer lo mismo con un motor multicilíndrico cuyo perfil de presión es mas atenuado que uno monocilíndrico. Así mismo se definen los coeficientes y parámetros necesarios para realizar el estudio de respuesta en frecuencia del modelo, y en función de los cuales se obtuvieron los datos experimentales del ensayo, mencionados anteriormente:

- n : Número de RPM (Revoluciones por Minuto) del MCI ensayado.
- ω : Velocidad de giro del motor, que se calcula de la siguiente forma:

$$\omega = \frac{\pi n}{30} \left[\frac{rad}{s} \right] \quad (79)$$

Los datos de la curva de presión en función del tiempo fueron obtenidos en **régimen estacionario**, con el motor girando a **$n = 1500 \text{ rpm}$** , con mariposa totalmente cerrada. Esto favorece la creación de ondas estacionarias de presión dentro del circuito de admisión, produciendo picos de presión que se buscan atenuar con la utilización de dicho dámpfer. Dichos datos se utilizaron para aproximar la forma de la onda ingresada en la fuente de voltaje variable del circuito.

Por último, se calculó la capacitancia mínima necesaria para filtrar un rango de frecuencias dadas por un rango de giro del motor con n entre **500 rpm** y hasta **6000 rpm**, con una atenuación en la amplitud inicial de un 30 % de la amplitud entrante, y en función de la frecuencia de corte f del sistema, cuyos límites los determinan los límites de giro del motor en frecuencia, detallados anteriormente. Dicha capacitancia mínima se calcula como lo estipulado en la expresión (75). La frecuencia de corte se calcula en función del tiempo característico del sistema, o **período** τ , como se detalla a continuación:

$$f = \frac{2n\pi}{60} \left[\frac{1}{s} \right] \quad (80)$$

$$\tau = \frac{1}{f} [s] \quad (81)$$

Combinando la ecuación (80) con el valor de RF y RC de las ecuaciones (71) y (73) respectivamente, se obtiene que la capacitancia mínima del sistema para filtrar las frecuencias dadas por el intervalo de velocidades propuesto es:

$$C_{min} = \frac{\tau}{(0,5RF + RC)} \left[\frac{m^3}{Pa} \right] \quad (82)$$

Por último, es necesario mencionar que el coeficiente 0,5 que multiplica a RF es debido a un criterio de asignación del valor de la resistencia por fricción entre el tubo y el fluido, aplicándosele la mitad para cada parte del circuito.

A continuación se presentan los resultados obtenidos de la simulación:

En primer lugar es necesario discutir como se aproximan los datos de presión obtenidos del ensayo del motor **RV 650** en el banco de pruebas N°2 del CIDIM. La curva de presión en función del tiempo obtenida del ensayo es la que se muestra en la **Figura 13**, y corresponde, como se menciona en la sección anterior, a **1500 rpm** con mariposa totalmente cerrada, impulsado con gasolina.

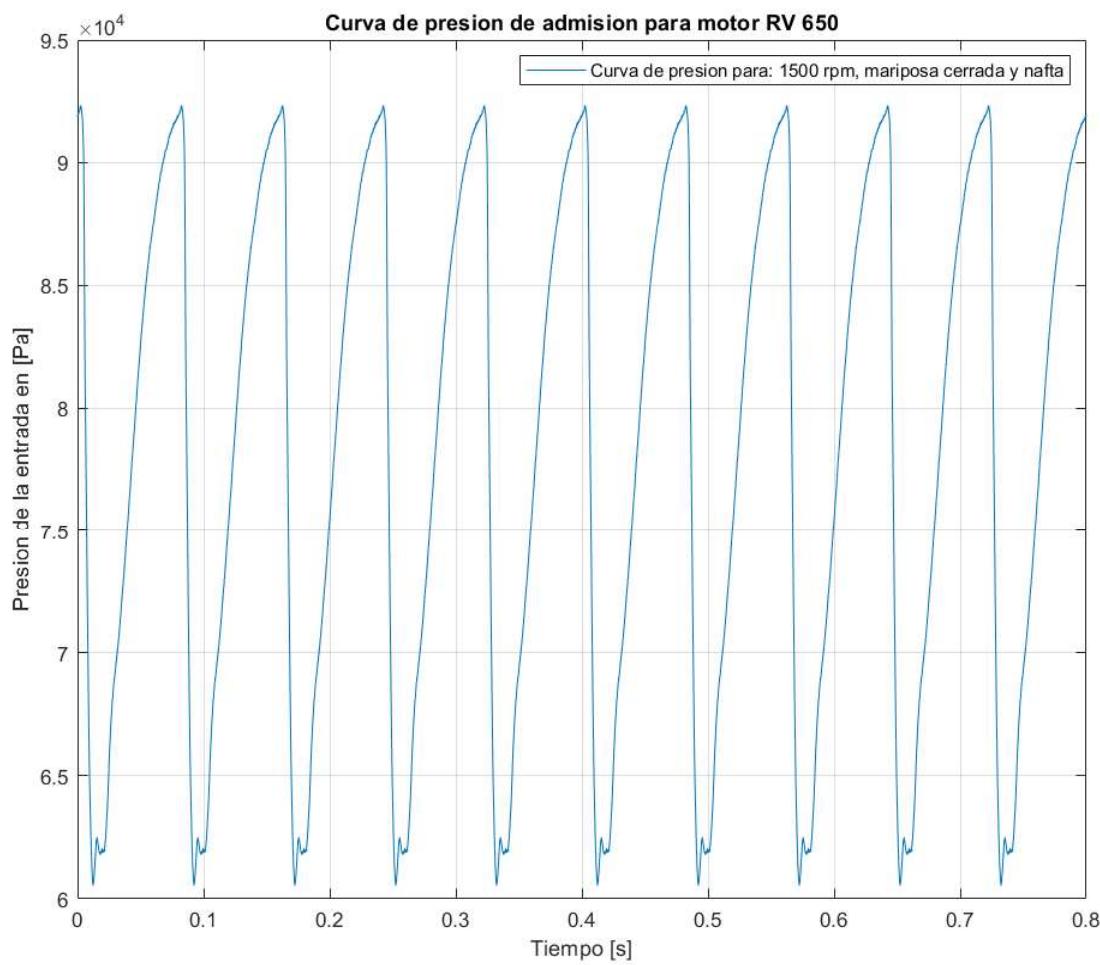


Figura 13: Datos de presión en la admisión del MCI RV 650.

Como puede verse de la **Figura 13**, la curva de presión de la admisión en función del tiempo puede aproximarse mediante una función del tipo **"sierra"**, centrada en el entorno de **0 Pa**, y con una amplitud de **35 kPa** (ver eje vertical en la **Figura 14**), con una frecuencia compatible con **1500 rpm**. Se utilizó un paso temporal de **0,01 s**, corriendose la simulación hasta **0,55 s** (eje horizontal de la **Figura 14**). Se utilizó el solver **continuous**, del paquete Simscape del módulo de Simulink, para correr la simulación.

De lo anterior, la función que se construyó a partir de los datos mencionados anteriormente se muestra en el primer grafico de la **Figura 14** a continuación:

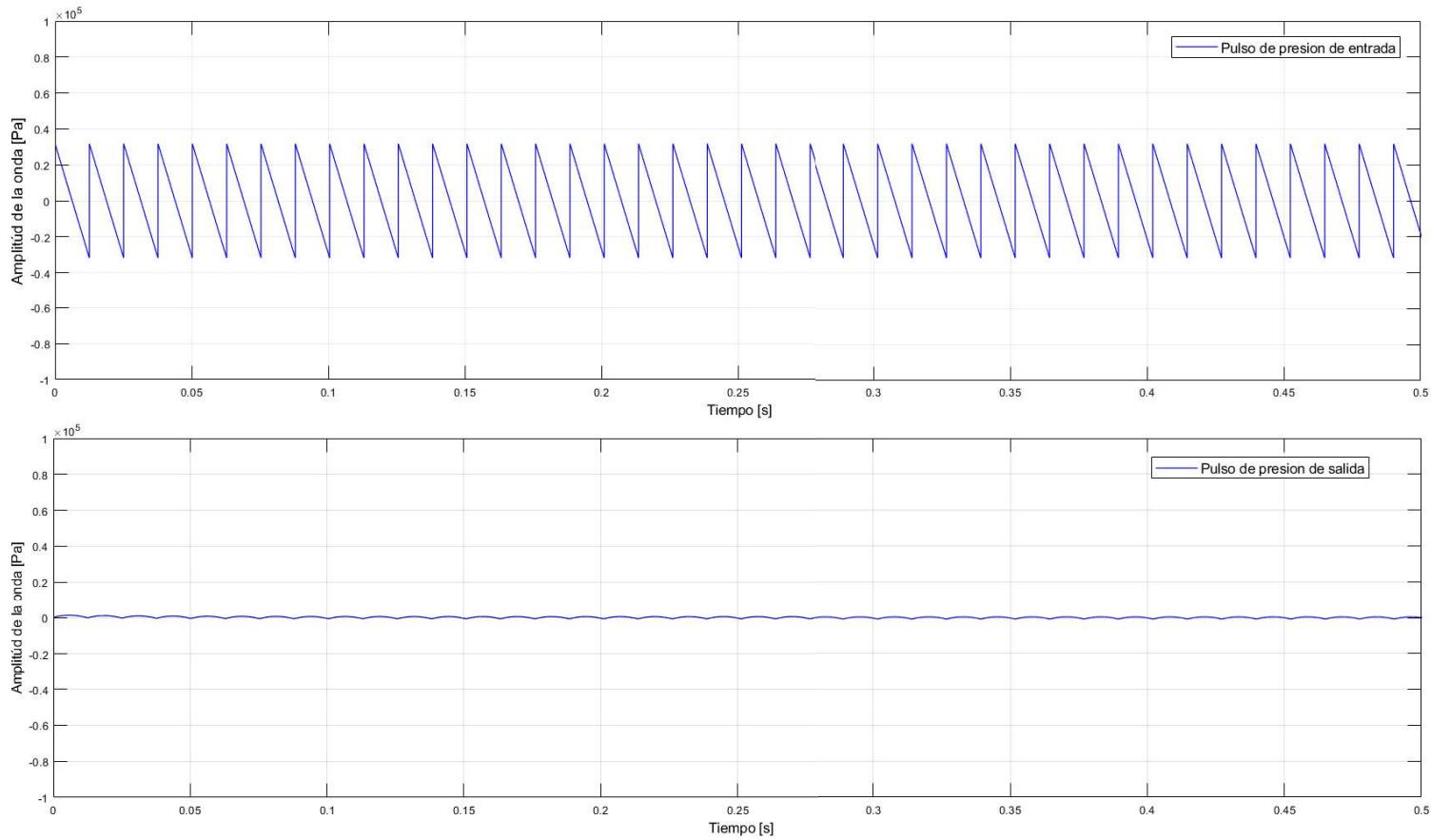


Figura 14: Pulso de presión simulado a la entrada (Superior) y a la salida (Inferior).

Luego de determinar la C_{min} para el sistema, se obtuvieron los parámetros geométricos óptimos y preliminares, de longitud L y diámetro D del dámpner, teniendo estos los siguientes valores:

- $L = 500 \text{ mm}$
- $D = 100 \text{ mm}$

En el grafico inferior de la **Figura 14** pueden verse los resultados de la función de salida.

Se observa que, con las medidas de largo y diámetro propuestas, una disminución en la amplitud de salida del circuito de un $\vartheta^A = 84\%$, valor que es altamente satisfactorio, teniendo en cuenta que se buscó originalmente.

Por otro lado, es necesario remarcar que los picos de presión registrados en este ensayo exceden ampliamente los valores de diferencia de presión calculados para el rango de Q_{vc} a medir con el caudalímetro. Esto se debe a que se utilizaron datos de un MCI mono cilíndrico. De todas formas, la disminución en la amplitud de la onda de presión es extrapolable a los motores a ensayar, dado que estos, al tener una mayor cantidad de cilindros desarrollan un perfil de máximos de presión en

la admisión de carácter más atenuado que el mono cilíndrico, como se discutió anteriormente.

Por último se puede concluir que el diseño y las medidas preliminares son satisfactorias, y no se prevén dificultades para la construcción del damper. Queda sujeto a decisión posterior al momento del montaje insitu como se dispondrá del damper en la instalación.

5. Mecanizado y construcción

En la presente sección se analizan las distintas alternativas para la fabricación del caudalímetro de masa de aire. Seguidamente, se profundiza en el análisis del método de fabricación seleccionado, que consiste en el mecanizado de un molde y en un posterior laminado en fibra de vidrio.

5.1. Diseño mecánico

Dado que se verifica que para $\beta = 0,4$ se llega a una buena relación de compromiso entre error relativo porcentual total producido a $\frac{1}{4}$ de carga y pérdidas de carga generadas, se eligió esta relación de diámetros para determinar las medidas constructivas preliminares del caudalímetro tipo Venturi. Dichas medidas constructivas se obtuvieron mediante el método sugerido en la **norma ASME** donde, a partir del diámetro de entrada D y la relación de diámetros β , indica los rangos válidos para los valores de las dimensiones internas del mismo, esquematizadas en la **figura 15**.

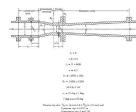


Tabla 8: Medidas definitivas del caudalímetro de tipo Venturi.

Símbolo	Denominación	Medida nominal [mm] o [°]
d	Diámetro de la garganta	30,48
D	Diámetro de entrada	76,2 (3")
δ_1	Diámetro de tomas de presión de entrada	6,5
δ_2	Diámetro de tomas de presión de garganta	4
L_1	Longitud de entrada	91,4
L_2	Longitud de cono convergente	104,4
L_t	Longitud de la garganta	76
L_{T1}	Longitud total del tubo Venturi	503,3
a_1	Ángulo de cono convergente	21
R_1	Radio interno de comienzo de cono convergente	100
R_2	Radio interno de finalización de cono convergente	110
z	Distancia de toma de presión de inicio	72,3
x	Distancia de toma de presión de garganta	16
L_{T2}	Longitud total de cono difusor	193,3
R_3	Radio interno de comienzo de cono difusor	300
a_2	Ángulo de cono de salida	15

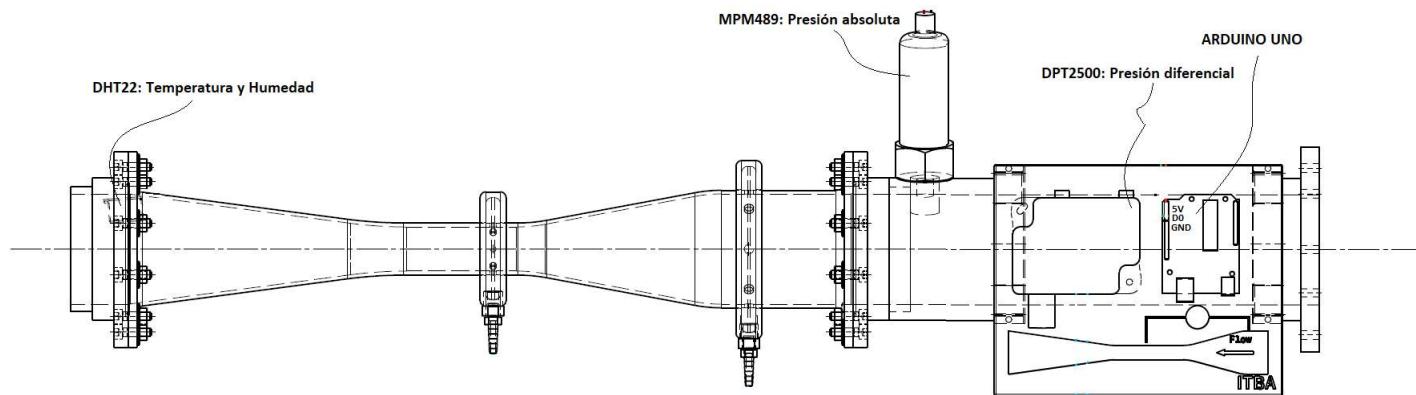


Figura 16: Diagrama general del diseño.

Como puede verse en la **Figura 16**, se muestra la disposición final de los sensores seleccionados en las secciones anteriores, y el equipo de adquisición de datos a utilizar. Puede verse también el perfil final y la forma del tubo, con sus respectivos pulmones de toma de presión, y los nipples de conexión con el sensor. El flujo de aire corre de derecha a izquierda, pasando previamente por un colimador de flujo instalado en la boca del tubo de entrada. En las secciones siguientes, se detallarán los criterios y procedimientos de fabricación del dispositivo.

5.2. Tecnologías de mecanizado

En lo que respecta a la fabricación del caudalímetro tipo tubo Venturi, se analizaron tres maneras posibles de realizarlo:

- A - Torneado interior en una sola pieza.
- B - Torneado interior en dos o más piezas.
- C - Torneado exterior de un molde y posterior laminado en fibra de vidrio.

a. Torneado interior en una sola pieza

Analizando la posibilidad de tornear el Venturi en una sola pieza se encontraron las siguientes ventajas y desventajas para dicho proceso:

- Ventajas

- Conjunto final simple por menor cantidad de piezas.
- Ensamblado y montaje simple.

- Desventajas

- Vibraciones indeseadas durante el mecanizado debidas a la esbeltez de la herramienta a utilizar.
- Herramental no disponible para el mecanizado debido a la longitud final de la pieza.

b. Torneado interior en dos o más piezas

Por otro lado se analizó la posibilidad de fabricar el Venturi en dos o más piezas mediante el proceso de torneado:

- Ventajas

- Herramental para el mecanizado disponible.
- Múltiples piezas de menor complejidad y más simples de mecanizar.

- Desventajas

- Vibraciones indeseadas durante el mecanizado debidas a la esbeltez de la herramienta a utilizar.
- Ensamble final del conjunto muy complejo dado la posibilidad de que exista excentricidad entre las diferentes secciones del Venturi, lo que provocaría turbulencia en el flujo.

c. Torneado exterior de un molde y posterior laminado en fibra de vidrio

Por último, se analizó la posibilidad de fabricar el tubo Venturi mediante laminado en fibra de vidrio de un molde torneado exteriormente:

- Ventajas

- Mecanizado del molde relativamente simple dado que consistiría en un torneado exterior.
- Herramental disponible para el mecanizado.

- Desventajas

- Total desconocimiento del proceso de laminado en fibra de vidrio.
- Proceso complejo.

5.2.1. Pruebas de laminación

Como se observa de la sección anterior, la sección del caudalímetro tipo Venturi es la de un cilindro de diámetro variable. La norma [3] recomienda un proceso de cilindrado interior en torno CNC para el mecanizado de las formas del diseño.

Dado que algunas medidas exceden las dimensiones del herramiental para cilindrado interior disponibles en el CIDIM, y son demasiado grandes como para garantizar un correcto mecanizado sin vibraciones y una terminación con buena tolerancia de cilindricidad como sugiere [3], se discute a continuación una alternativa de mecanizado y construcción utilizando fibra de vidrio.

Partiendo de un **negativo de sección circular** del Venturi de polipropileno, con las dimensiones de la cavidad representada en la **Figura 15**, puede generarse un modelo de fibra de vidrio (ver ANEXO de planos: Plano 2). El negativo puede hacerse en dos partes, unidas por un perno interno, para hacer más fácil el desmoldado, y ser torneado externamente en una sola operación en torno CNC para asegurar una buena tolerancia de concentricidad a lo largo de la pieza. A continuación se describe el proceso de estudio, diseño y construcción del Venturi.

Ensayo de laminado en probeta

Para estudiar la viabilidad de este proceso, se hizo una prueba de laboratorio en un taller especializado en moldeado de fibra de vidrio, **Taller Schlusselblum**, con una probeta de polipropileno de sección circular, cilindrada externamente y con una terminación con un ángulo a 7° para generar una sección cónica (ver ANEXO de planos: Plano 3). Dicha probeta se laminó en primer lugar con termoplástico **GelCoat**, para asegurar un acabado superficial de baja rugosidad y favorecer el desmoldeo. Luego se laminó con **fibra de vidrio** hasta darle un espesor de **3 mm** aproximadamente,

y se dejó fraguar durante **1 hora**.

Se tuvieron en cuenta los siguientes parámetros para calificar el ensayo:

- Desmoldabilidad de la pieza de fibra de vidrio.
- Terminación del interior del cilindro por inspección visual.
- Cilindricidad interior medida con calibre.
- Conicidad del cono de 7° medida con calibre.
- Mecanizabilidad de la pieza de fibra practicándosele un agujero de $8mm$ de diámetro con taladro de banco.

Se procedió de la siguiente manera:

Se limpió la probeta para **eliminar la suciedad y partículas de polvo**. Se le aplicó una rociada de desmoldante (**WD-40**), y se lo dejó secar por **30 minutos**. Pasado ese tiempo se procedió a aplicarle una capa de GelCoat de **0,5 mm** aproximadamente, activado con catalizador y acelerador al $2\% \frac{V}{V}$ cada uno, y luego se lo dejó fraguar por 5 horas. Pasado ese tiempo, se procedió a laminar la matriz en fibra de vidrio utilizando resina activada con catalizador y acelerador al $2\% \frac{V}{V}$, conforme lo especificado por los expertos de Schlusselblum. Finalmente se dejó fraguar por 24 horas.

Los resultados de dicha prueba se presentan en la tabla 9, a continuación:

Tabla 9: Resultados del ensayo en probeta con GelCoat y fibra de vidrio

Parámetro de ensayo	Calificación
Desmoldabilidad	Buena
Terminación superficial (Inspección visual)	Muy buena
Cilindricidad	Buena (Copia la del molde base)
Conicidad	Buena (Copia la del molde base)
Mecanizabilidad	Muy buena (Con mecha para madera)

Se presentan a continuación imágenes del resultado del ensayo:



Figura 17: Ensayo en probeta

Ensayo en negativo a escala

Continuando con el análisis de la viabilidad de este proceso de fabricación del tubo Venturi, se estudió el proceso de mecanizado del molde negativo y su posterior laminación en fibra de vidrio.

De esta manera, el molde se mecanizó en dos mitades separadas las cuales se unieron posteriormente con un perno de aluminio para laminarlo con fibra de vidrio. Esta configuración permitió desmoldar el tubo Venturi a escala resultante sin mayores complicaciones. El proceso de laminado en fibra de vidrio se llevó a cabo de la misma manera que se detalló en la sección anterior.

Una vez llevado a cabo el desmolde del Venturi a escala se procedió a ensayar el mecanizado de los agujeros de las bridas y de las tomas de presión.

Dicho proceso se llevó a cabo en un taladro de banco y utilizando mechas nuevas, haciendo girar el husillo de la máquina-herramienta a una velocidad de giro de 2750 **rpm**.

Se presentan a continuación imágenes del resultado del ensayo:



Figura 18: Negativo a Escala - Corte - Molde



Figura 19: Negativo a Escala - Corte - Terminación superficial



Figura 20: Negativo a Escala - Agujero



Figura 21: Negativo a Escala - Sección Brida

De este proceso se obtuvieron las siguientes conclusiones:

- Mediante el mecanizado del negativo a escala se comprobó la hipótesis planteada de la posible excentricidad entre ambas mitades del negativo. De esta manera, se concluyó la conveniencia de mecanizar el molde del Venturi con ambas partes unidas.
- Por otro lado, debido al mecanizado en dos partes, se pudo apreciar una notable diferencia en la terminación superficial de ambas mitades dado que una mitad, al ser más esbelta que la otra por tener menor diámetro, se flexionó en mayor medida durante el mecanizado resultando en vibraciones indeseadas que estropearon la terminación superficial de la pieza. Esto resaltó la conveniencia de mecanizar el molde uniendo ambas mitades.

- Se observó a su vez la formación de burbujas y bolsas de aire dentro del material durante el proceso de laminado, sobre todo en la capa de GelCoat. Resulta entonces fundamental evitar la formación de burbujas para lograr una estructura de fibra resistente y estanca.
- Otra observación respecto del laminado en fibra, fue que resultó imprescindible obtener un espesor considerable en la zona de las bridas y en las zonas de mayor diámetro del tubo, para lograr una mayor rigidez estructural en el tubo y así poder mecanizar los agujeros de las bridas y de las tomas de presión con precisión y sin riesgo de fracturar el material.
- Con respecto al mecanizado de los agujeros de las bridas y de las tomas de presión, se observó la importancia de utilizar una pieza de guía en el interior del tubo al momento de mecanizar para favorecer la rigidez del tubo y, a su vez, para evitar dañar la superficie interior del Venturi.
- Como última conclusión, se destacó la gran importancia de obtener una terminación superficial de buena calidad en el molde. De esta manera, se reduce la fricción entre el GelCoat y el molde, y se evita que la capa de GelCoat se dañe durante el proceso de desmolde del Venturi.

5.3. Proceso de mecanizado

En la presente sección se detalla el proceso de fabricación del Venturi, desde el mecanizado del molde hasta el laminado en fibra de vidrio y mecanizado de agujeros de bridadas y de tomas de presión.

A continuación se incluye una figura ilustrativa de un corte del dispositivo que se quiere lograr fabricar.

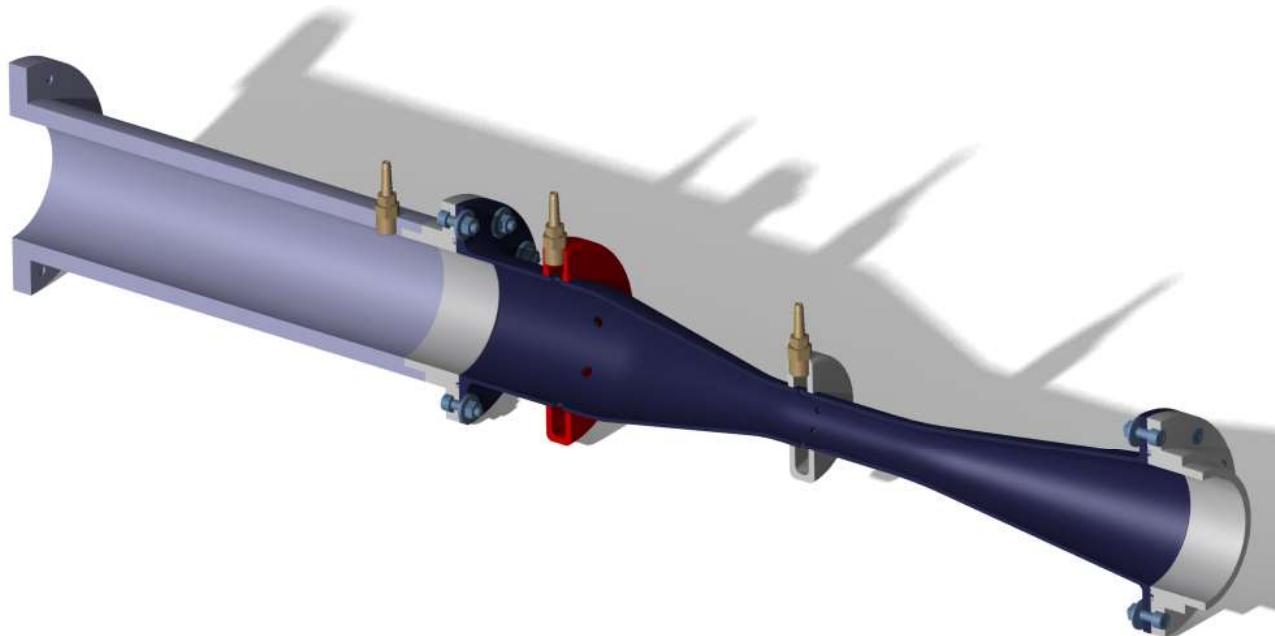


Figura 22: Render del CAD del Tubo Venturi

5.3.1. Torno CNC

Se partió de un redondo de polietileno de $\phi 150\text{ mm}$ y 700 mm de longitud. Se tomó dicho redondo y se le practicó un proceso de cilindrado exterior en torno manual para lograr una geometría cilíndrica de un diámetro uniforme a lo largo del redondo y, por otro lado, para reducir el peso del mismo y así facilitar su manipulación. Luego, con el fin de maximizar el uso del material disponible, se decidió recortar el redondo a una medida longitudinal más cercana a la del molde terminado mediante el uso de una sierra sinfin como puede verse en la figura 23. De esta manera se recortó en aproximadamente 100 mm . Dicho material sobrante se utilizó posteriormente para fabricar los acoplos bridados del Venturi.



Figura 23: Recorte en sierra sínfin

Una vez recortado el redondo y guardado el material sobrante para su posterior uso, se dividió en dos partes con el fin de comenzar el proceso de mecanizado de ambas mitades del molde de forma separada en torno manual.

De esta forma, en ambas mitades se practicó un agujero pasante longitudinal de 8 mm de diámetro, el cuál se utiliza posteriormente como guía para una varilla roscada. Seguidamente, se practicó un cilindrado de 20 mm de diámetro y de 50 mm de profundidad en un extremo de dicho agujero de tal forma que se pudiera insertar una llave de tubo y ajustar la varilla roscada. Dicho extremo corresponde al de la brida del molde. Una vez finalizado este proceso, se cilindró el redondo hasta definir la forma de las bridas del Venturi y su diámetro final de 136 mm . Finalmente, se desbastó la zona del perfil del Venturi hasta un diámetro ligeramente superior al diámetro mayor del Venturi de $76,2\text{ mm}$ ($3''$), con el fin de reducir el tiempo de perfilado preliminar del molde en torno CNC.

De esta forma se continuó el proceso de mecanizado en torno CNC, mecanizando un cono macho y un cono hembra en el extremo opuesto a la brida en cada mitad del molde respectivamente. El objetivo de dicho cono es el de centrar ambas mitades al momento de unirlas para realizar el perfilado final del molde. En la Figura 24 se puede observar el resultado de los procesos antedichos de una de las mitades del molde.

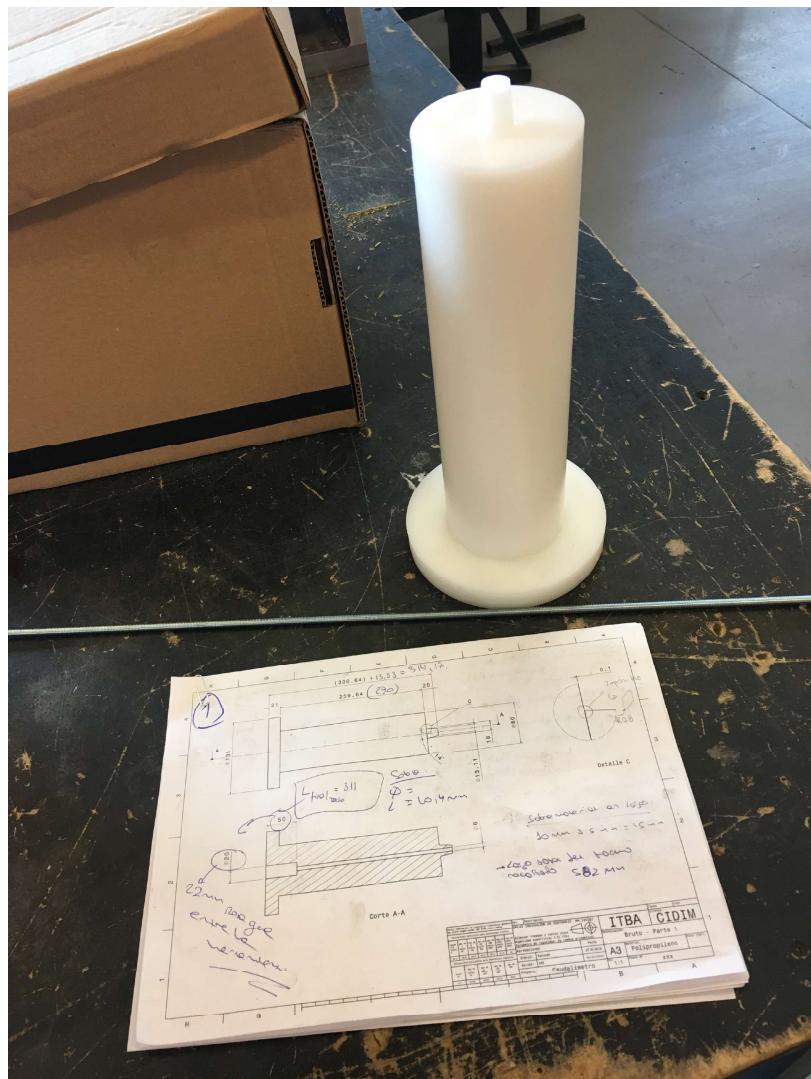


Figura 24: Mecanizado previo a perfilado

Seguidamente, se procedió a realizar un perfilado preliminar en cada mitad del molde, como puede verse en la figura 25, para reducir el tiempo de mecanizado en el perfilado final. Dicho proceso consistió en aproximar el perfil del Venturi a dimensiones ligeramente mayores que las finales, dejando un sobrematerial a lo largo de todo el perfil. En la Figura 26 se puede observar el resultado del proceso de perfilado preliminar de una mitad del molde, comparado con la otra mitad todavía sin perfilar.

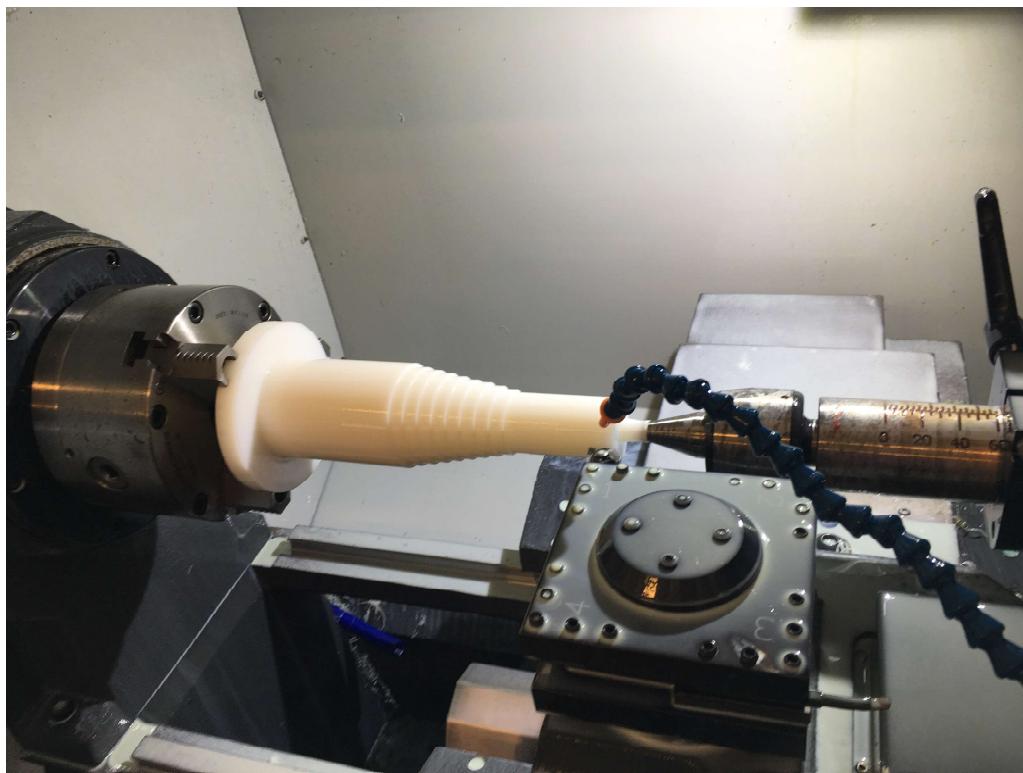


Figura 25: Perfilado preliminar de una mitad del molde

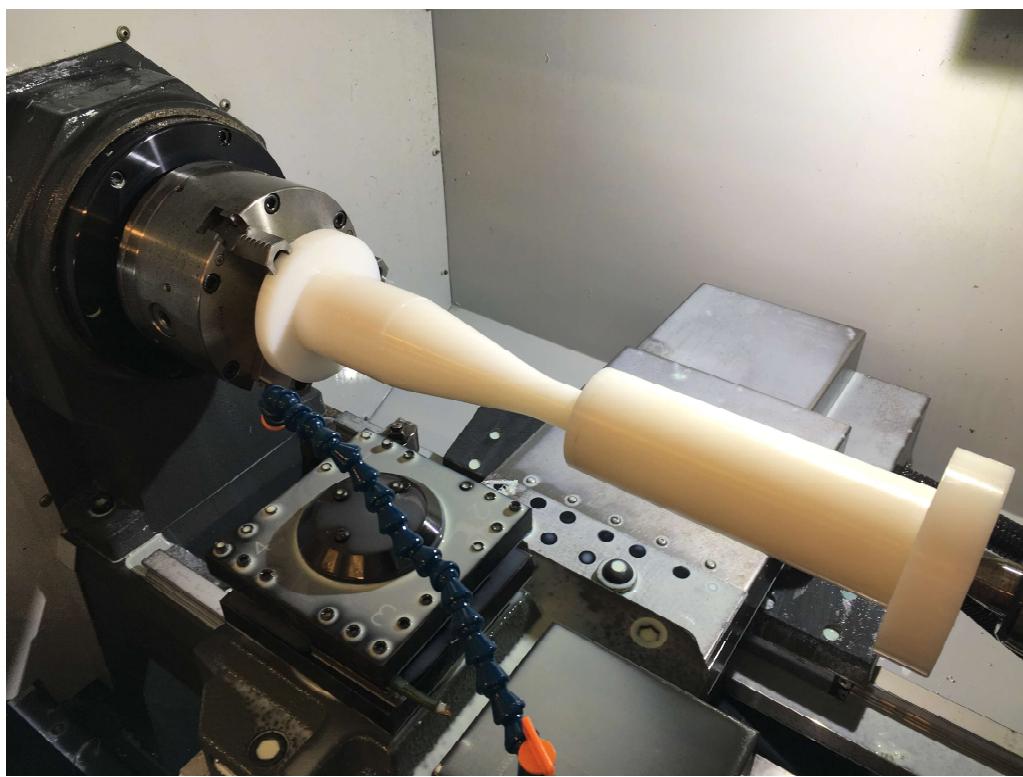


Figura 26: Comparación entre ambas mitades luego del perfilado preliminar

En la figura 27 se observa el resultado del proceso completo, previo al perfilado final.

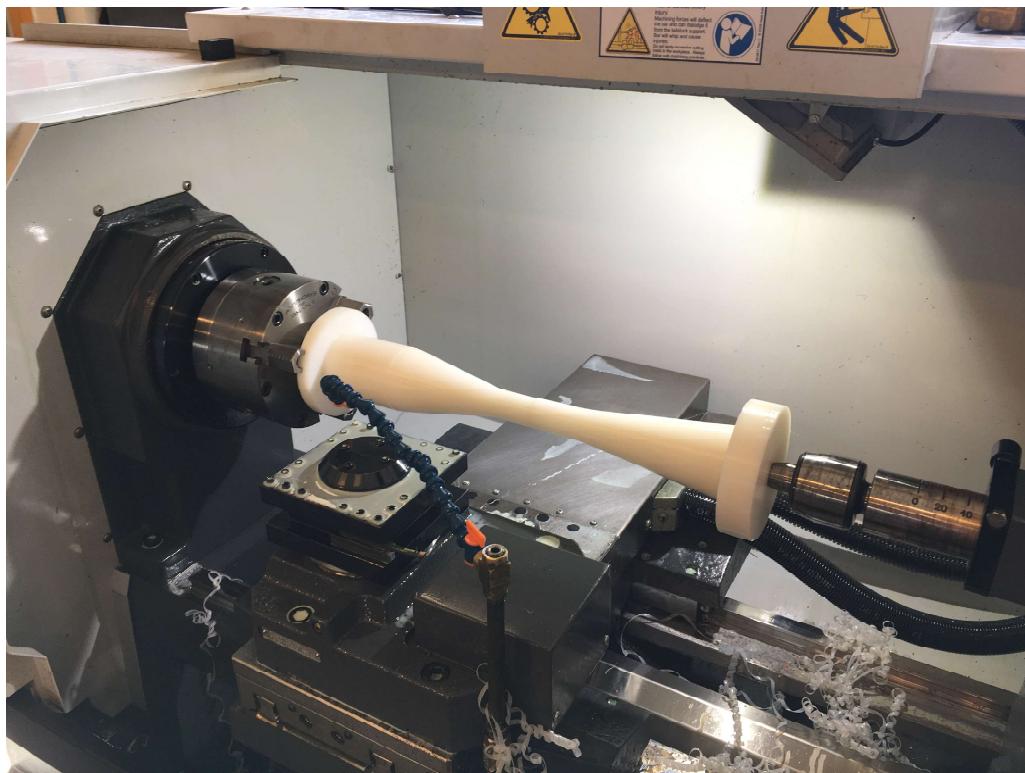


Figura 27: Perfilado preliminar completo, previo al perfilado final.

Finalmente, para realizar el perfilado final del molde, se unieron ambas mitades por medio del cono centrador, al cual se le aplicó una película de pegamento en su superficie. Luego se insertó una varilla roscada a través del agujero pasante y se ajustó el ensamblaje con tuercas desde ambos extremos.

De esta forma se aseguró la integridad del molde durante el mecanizado, evitando el movimiento relativo entre ambas mitades, lo cual estropearía por completo la pieza y la dejaría inutilizable, y por otro lado, sellando la luz que pudiera existir en la zona de unión, la cual pudiera perjudicar la terminación superficial del interior del Venturi al momento de desmoldarlo.

El resultado del proceso de perfilado final se observa en la Figura 28.

5.3.2. Proceso de laminado

En la presente subsección se detalla el proceso de laminado en fibra de vidrio y Gelcoat del Venturi, llevado a cabo una vez finalizado el proceso de mecanizado del molde de polipropileno.

Se utilizó, por un lado, resina náutica no pre acelerada y fibra de vidrio tipo matt/robin para el proceso de fibrado. Por otro lado se utilizó la resina Gelcoat pigmentada de color negro para realzar la base matriz previo al proceso de laminado en fibra. Además se cubrió el molde previo al recubrimiento de Gelcoat con cera desmoldante. Se catalizaron y aceleraron ambos productos con

catalizador **MEK** y acelerador CO al 0,6 %. Todo el proceso se realizó dentro del CIDIM con un ambiente a 20 °C, 54%HR y 1016 hPa. Las proporciones de las mezclas de reactivos, resinas y fibra a lo largo de todo el proceso de laminado son las que se muestran a continuación:

Se respetaron los siguientes porcentajes para el recubrimiento del molde con Gelcoat:

- Catalizador MEK: 2 %m/m
- Acelerador al 0,6 % CO: 1,5 %m/m
- Gelcoat: MTZ. (Color: Negro)

Así mismo se respetaron los siguientes porcentajes para el laminado en fibra: 60 % fibra, 40 % resina:

- Catalizador MEK: 2 m/m %
- Acelerador al 0,6 % CO: 1,5 m/m %
- Resina: Náutica no pre acelerada.

Los pasos seguidos durante el proceso fueron los siguientes:

En primer lugar y una vez desmontado el molde del torno CNC, se lo recubrió con cera desmoladante para laminado en fibra de vidrio para plásticos reforzados tipo **Pomada**. Se le dieron 4 capas en todo el molde: La primera en sentido transversal al eje de la pieza, la segunda en sentido oblicuo al eje a 45°, la tercera a 45° pero en sentido opuesto y la ultima en sentido longitudinal, paralelo al eje de la pieza.

En segundo lugar se coloco el molde encerado en el torno **WING Bed gap lathe** del CIDIM, sujetado con plato y contrapunta. Se lo hizo girar a 33 rpm en sentido horario. La disposición de dicho arreglo puede verse en la siguiente figura 28:



Figura 28: Perfilado completo en torno para laminación.

En tercer lugar, y con el molde girando, se le aplicó una base de gelcoat de 0,5 mm de espesor. Se esperó 30 min a que gelifique. Sobre la primer base de Gelcoat se aplicó otra del mismo material de 0,5 mm de espesor. Se espero 30 min a que gelifique (un estado de solidificación intermedio que tiene propiedades adherentes). El proceso puede verse en la figura 29:



Figura 29: Base de gelcoat.

En cuarto lugar, sobre la última base de gelcoat se aplicó una capa de fibra de vidrio tipo matt embebida en la resina previamente acelerada y catalizada, de aproximadamente 1 mm de espesor. Dicha aplicación se realizó por tramos, colocando la fibra previamente recortada con la forma de la sección a laminar. Se esperó 1 hora hasta que gelifique. El proceso puede verse en la Figura 30:



Figura 30: Laminación en torno: Parte I.

En quinto lugar se aplicó una base de robin de fibra de vidrio embebida en resina náutica catalizada y acelerada, en hélice en dos sentidos, partiendo desde el centro de la garganta y extendiéndose hasta la entrada y el cono de salida de 1 mm de espesor. Se esperó 1 hora hasta que gelifique la resina. El proceso puede verse en la Figura 31:



Figura 31: Laminación en torno: Parte II.

Por último, se repitió varias veces el proceso de laminado con robin para todo el tubo, logrando un espesor uniforme en toda la pieza de aproximadamente 5 mm. La duración total del proceso fue de aproximadamente 12 horas. Laminada la última capa de fibra con resina, se dejó fraguar la pieza sin quitar el molde por un período de 48 horas.

Etapa de desmolde

Luego de dejar fraguar la pieza, se procedió a reitrarla del torno para realizar el proceso de desmolde. La pieza retirada del torno puede verse en la Figura 32:



Figura 32: Pieza retirada del torno.

Para realizar el proceso de desmolde se siguieron los siguientes pasos:

- Se despegaron las bridas con espátula.
- Se torqueó el molde desde una punta, tomando la otra contra una morsa.

Realizando los pasos anteriores, y quitando la espiga roscada del centro, se pudieron separar con éxito ambas piezas dejando la pieza laminada terminada como puede verse en las Figuras 33 y 34:



Figura 33: Pieza desmoldada final.



Figura 34: Pieza desmoldada final. Terminación superficial

5.3.3. Accesorios y conexiones

En la presente subsección se presentan los accesorios y conexiones necesarios para garantizar el correcto funcionamiento del caudalímetro. Como puede verse en la Figura 15, un tubo Venturi debe estar dotado de, en primer lugar, un tubo de entrada lo suficientemente largo como para garantizar que el flujo ingrese desarrollado al dispositivo. Dicho tubo de entrada se mecanizó a partir de un acople ya fabricado, ajustando únicamente el diámetro de acople del suplemento bridado de entrada. Estos accesorios pueden verse ya instalados en la Figura 35.

Los suplementos bridados se fabricaron mediante un proceso de torneado a partir del sobrante del material que se utilizó para fabricar el molde. El proceso consistió en un perfilado exterior seguido de un cilindrado interior. Luego tanto los agujeros pasantes de las bridas como el refrenteado de los mismos se mecanizaron utilizando una fresadora CNC.



Figura 35: Venturi con tubo de entrada acoplado.

Posteriormente se mecanizaron los agujeros de las bridas del Venturi mediante un taladro manual, utilizando los agujeros de los suplementos bridados como guía. Los suplementos se unieron al Venturi mediante tornillos allen y ajustados con tuercas y arandelas. Se procuró alinear ambas piezas mediante un sistema de marcación unívoco, para poder armar y desarmar los acoples posteriormente si fuera necesario sin problemas.

Para garantizar la estanqueidad en la zona de los suplementos, se utilizó una junta tórica (*o-ring*) en cada extremo del tubo. Para ello se mecanizó un alojamiento en cada acople bridado mediante el uso de una fresadora CNC, lo que permitió ubicar el sello de forma correcta y asegurar el sellado

entre los acoplos y el Venturi.

Poteriormente se mecanizaron los agujeros de las tomas de presión para sensar la caída de presión en la garganta del Venturi. Para ello se dispuso de un taladro neumático, el cual se incorporó como un cuarto eje de movimiento al carro del torno CNC. Con el fin de asegurar un correcto mecanizado y evitar que la superficie interior del Venturi se estropeara a causa del proceso, se dispuso de dos insertos de polipropileno enebreados en una varilla roscada e insertados en el interior del Venturi, de tal forma que sirvieran como molde postizo en las zonas de agujereado. A su vez, se utilizó una mitad del molde original como apoyo para la contrapunta. De esta manera se pudo obtener una distribución circular de agujeros alrededor de la pared del Venturi, tanto en la garganta como en la sección de entrada, separados angularmente con precisión y sin dañar la superficie interna. Este proceso se esquematiza en la siguiente figura:



Figura 36: Agujereado de tomas de presión en torno CNC

Se finalizó la construcción de las tomas de presión mediante la impresión 3D de los pulmones toroidales. Dichos pulmones se imprimieron en dos mitades iguales y luego se adhirieron al Venturi mediante un adhesivo plástico, asegurando así un correcto sellado. Finalmente se colocaron conexiones para las mangas del sensor de presión diferencial. Lo descripto anteriormente puede verificarse en la siguiente figura:



Figura 37: Venturi con tomas de presión acopladas.

Finalmente, como puede verse en la figura 37, se instalaron niples de bronce para conectar las mangueras de los sensores de presión diferencial y absoluta. Posteriormente se verá que este último sensor se roscará directamente al tubo de entrada para garantizar la máxima estanqueidad.

Por otro lado, se diseño y construyó una base cuadrada de polipropileno como puede verse a la derecha en la Figura 37, con un orificio circular del mismo diámetro de entrada del tubo. Esta base se utilizará posteriormente para la instalación del caudalímetro en el flujómetro del CIDIM para sus pruebas y calibración. Dicha base sujeta por medio de 5 tornillos allen, un colimador de aluminio destinado a garantizar que el flujo se laminarize y desarrolle efectivamente en el tubo de entrada, y se sujeta a la base del flujómetro por otros 4 tornillos allen en la base.

6. Electrónica

En la siguiente sección se presentará el esquema de conexiones de los sensores descriptos en la **Sección 3**, y el sistema de adquisición de datos diseñado para relevar las señales de dichos sensores durante el proceso de pruebas y calibración, y de la utilización del caudalímetro insitu, en el cálculo del caudal mísico de aire.

6.1. Sistema electrónico de adquisición de datos y conexiones

En primer lugar es necesario describir el sistema de adquisición de datos que se intentó implementar para ser acoplado al caudalímetro, y así poder procesar las señales de los sensores. Se optó por utilizar una placa **ARDUINO UNO**, programada para la adquisición de datos analógico-digitales, donde la señal de cada sensor es tomada en un puerto analógico o digital de la placa, y, en el caso de las señales analógicas, convertida internamente a digital por el **ADC** integrado del ARDUINO. Con dichos valores digitales, y conociendo la escala de cada sensor, se intentó calcular el valor real de la variable medida por el mismo.

En segundo lugar, se esquematiza el arreglo de conexiones de los sensores que se efectuaron para la placa **ARDUINO UNO**:

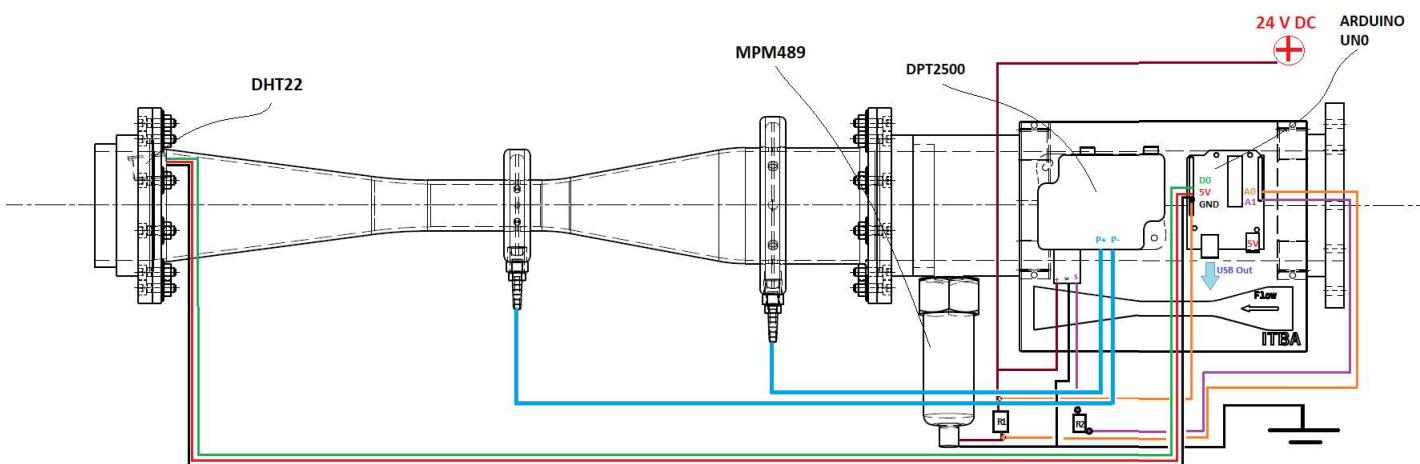


Figura 38: Esquema de conexiones electrónicas

A continuación se presenta una descripción detallada de las conexiones de cada sensor con la placa ARDUINO, y con el caudalímetro.

En primer lugar como puede verse en la figura 38 en la posición izquierda, se encuentra el sensor DHT22 de humedad y temperatura. Dicho sensor se conecta por su **cable negro** al pin de tierra (**GND**) del ARDUINO, alimentándose con el pin de **5V** mediante el **cable rojo**. La recolección de datos digitales de éste se efectúa a través del **cable verde** hasta el puerto digital **D0**. Ambos datos, tanto de temperatura como de humedad, se toman mediante este canal.

En segundo lugar, en la posición derecha al centro, se ubica el transductor de presión absoluta MPM489, que toma la presión absoluta a la entrada del tubo. El mismo, como se describió en la

Sección 3, cuenta con una salida analógica de 4-20mA. Se alimenta de una fuente de tensión externa de **24V DC**, mediante su **cable marrón**, conectado por el **cable negro** a la tierra común de la fuente de tensión. Para convertir su salida en corriente a tensión, se utiliza la resistencia al 5% calibrada, cuyo valor real es de $R1 = 472\Omega$ (próxima al sensor), tomando la caída de potencial entre los pines de dicha resistencia e ingresando los datos a la placa mediante el **cable naranja**, al pin analógico **A0**. La referencia a tierra se efectúa por la segunda extensión del **cable naranja**, hacia el pin de (**GND**) del ARDUINO.

En tercer lugar se tiene el transductor de presión diferencial DPT2500. El mismo cuenta con un display LCD integrado (no se muestra en el esquema). Se efectúan las conexiones neumáticas a las tomas de presión **P+** y **P-** respectivamente. Dado que este sensor tiene la misma salida analógica en corriente (4-20mA) que el transductor MPM489, se lo conectó a la resistencia calibrada **R2**, cuyo valor debe determinarse, y su obtención escapa de los alcances de este proyecto, tomando la caída de potencial entre los pines de dicha resistencia e ingresando los datos a la placa mediante el **cable violeta** al pin analógico **A1**. La tierra se conectó a la tierra común de la fuente (referenciada al pin de GND del ARDUINO), para mitigar efectos de ruido.

Por último se muestra en color **celeste**, la salida de datos **USB Out** de la placa. Esta salida puede utilizarse para extraer datos de cada sensor por separado durante los ensayos, como también obtener el resultado del caudal másico medido.

Desafortunadamente, se observó que los valores de las mediciones realizadas por este sistema estaban desfazadas. Analizando el problema en el Laboratorio de Mecatrónica de la sede de Madero del ITBA, se llegó a la conclusión de que la impedancia del ADC de la placa ARDUINO seleccionada no contaba con el valor necesario para poder realizar la conversión adecuadamente. Dado que el problema escapaba al conocimiento del equipo, dado que ninguno de sus integrantes es estudiante de la focalización de Mecatrónica, no se siguió con el trabajo sobre el ARDUINO. Finalmente, se optó por utilizar multímetros para la obtención de los datos de los sensores.

Al no utilizar la placa ARDUINO, se decidió dejar el equipo listo para su conexión a un adquisidor comercial National Instruments de 2Ms/s. La placa de conversión corriente-tensión se montó en el equipo, pero puede cambiarse de lugar fácilmente.

6.2. Método de calibración de sensores

En esta subsección se describe el método de calibración de los sensores mencionados anteriormente. Se describirá para cada sensor el procedimiento utilizado para tal fin.

Sensor DHT22: Humedad y Temperatura.

En primer lugar, y recorriendo nuevamente la figura 38 de izquierda a derecha, se efectuó la calibración del sensor **DHT22** de AOSONG. Para ello, se conectó el sensor a una protoboard conectada al ARDUINO mediante sus pines **D0**, **5V** y **GND** (como en la Figura 38), para recolectar los datos. Por otro lado se utilizó una termocupla con un multímetro **Fluke** y un sensor de humedad relativa **Luft**, para comparar los datos obtenidos, y así calibrar el **DHT22** con valores conocidos. Se enfrentó

el arreglo de sensores (DHT22, termocupla y Luft de %HR) a una corriente de aire constante, dentro del establecimiento del CIDIM, a **20°C**. Se dejó estabilizar el sensor DHT22 durante **20min**. Pasado ese período se compararon los datos obtenidos, con los de los sensores de referencia. No fué necesario realizar ninguna modificación al sensor DHT22, dado que los valores medidos fueron exactos a los de los sensores de referencia.

Sensor DPT2500: Presión diferencial.

En segundo lugar, se compararon las mediciones de diferencia de presión entre las terminales **P+** y **P-** de las tomas del caudalímetro obtenidas de un primer ensayo en el flujómetro comercial **Superflow SF-600E**, mediante columna de agua, con las mismas obtenidas del sensor DPT2500 realizando dicho ensayo. Esto puede verse en la figura siguiente:



Figura 39: Comparación con columna de agua.

Las mediciones obtenidas fueron satisfactorias. No fué necesario efectuar ningún cambio en la calibración de fábrica del sensor.

Sensor MPM489: Presión absoluta.

Por último, para efectuar la calibración de este sensor se utilizó el mismo arreglo que el descripto en la Figura 38. En ese caso se energizó el sensor con la fuente de tensión de **24V**, midiendo la caída de tensión entre los bornes de la resistencia calibrada **R1** mediante un multímetro. Se expuso el sensor a presión ambiente, comparando su valor con el valor obtenido del **SMN** (Servicio Meteorológico Nacional), para ese día. La comparación fué satisfactoria. No fué necesario realizar ninguna acción correctiva de calibración.

7. Ensayos y calibración

En la siguiente sección se describe el procedimiento de calibración del Venturi, realizado con un flujómetro. A su vez se muestran y discuten los resultados obtenidos del ensayo con motor de combustión interna.

7.1. Calibración en flujómetro

El proceso de calibrado del Venturi se llevó a cabo mediante el uso de un flujómetro comercial Superflow SF-600E. Para ello se dispuso del Venturi en posición vertical como se puede observar en la Figura 40.



Figura 40: Caudalímetro montado en el flujómetro.

Una vez posicionado el Venturi, se alimentaron los sensores de presión absoluta y diferencial con una fuente regulable, mientras que el sensor de humedad y temperatura se alimentó a través de uno de los pines de 5V de la placa Arduino. Luego se conectaron las mangueras flexibles a las terminales de presión del sensor diferencial y a los niples de los pulmones del Venturi.

Las variables que se registraron durante la calibración fueron:

- Presión diferencial [Pa]
- Temperatura [°C]
- Humedad relativa [%]
- Presión absoluta del flujo [Pa]
- Caudal volumétrico del flujómetro [m^3/h]

Es necesario aclarar que la medición de la presión absoluta del flujo se llevó a cabo de manera indirecta, es decir, se midió la tensión sobre la resistencia calibrada R1 como se puede observar en la Figura 38.

Las mediciones se llevaron a cabo de forma tanto ascendente como descendente, es decir, comenzando la medición a valores bajos de caudal y aumentando sucesivamente el mismo, y luego partiendo de valores altos de caudal y disminuyéndolo sucesivamente.

Una vez llevadas a cabo las mediciones, se calculó la densidad con las valores medidos de temperatura, humedad relativa y presión según [4], y luego se calculó el caudal volumétrico con la presión diferencial medida y la densidad calculada según la ecuación 8. Finalmente se graficaron tanto los valores de caudal volumétrico obtenidos directamente del flujómetro como los valores de caudal volumétrico calculados en función de la presión diferencial.

Luego se analizó la discrepancia entre los valores calculados de caudal volumétrico y los valores obtenidos directamente del flujómetro. Mediante un análisis de regresión por cuadrados mínimos y un análisis de mínima desviación absoluta según [7], se obtuvieron dos valores de coeficiente de descarga del Venturi presentados en la tabla 10. Dichos valores representan la mínima discrepancia entre los valores calculados y los valores directamente obtenidos del flujómetro para cada análisis.

Tabla 10: Características de los sensores elegidos para el proyecto.

C_d cuadrados mínimos	C_d mínima desviación absoluta
0,9810	0,9878

Con el fin de seleccionar un valor de coeficiente de descarga, se calculó la diferencia porcentual entre los valores medidos y los calculados de caudal volumétrico para cada coeficiente de descarga obtenido respectivamente, como se puede observar en la Figura 41.

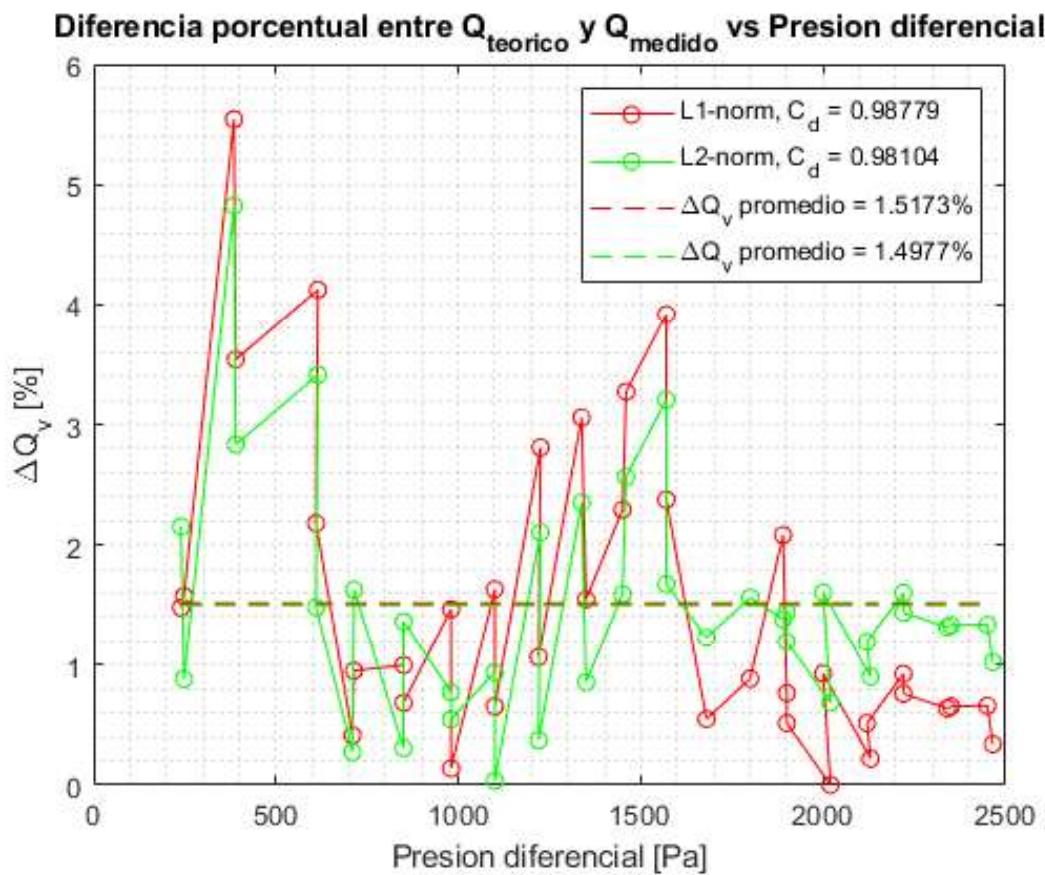


Figura 41: Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido.

A continuación se muestran dos gráficos con las diferencias porcentuales de las mediciones realizadas de forma ascendente y descendente respectivamente:

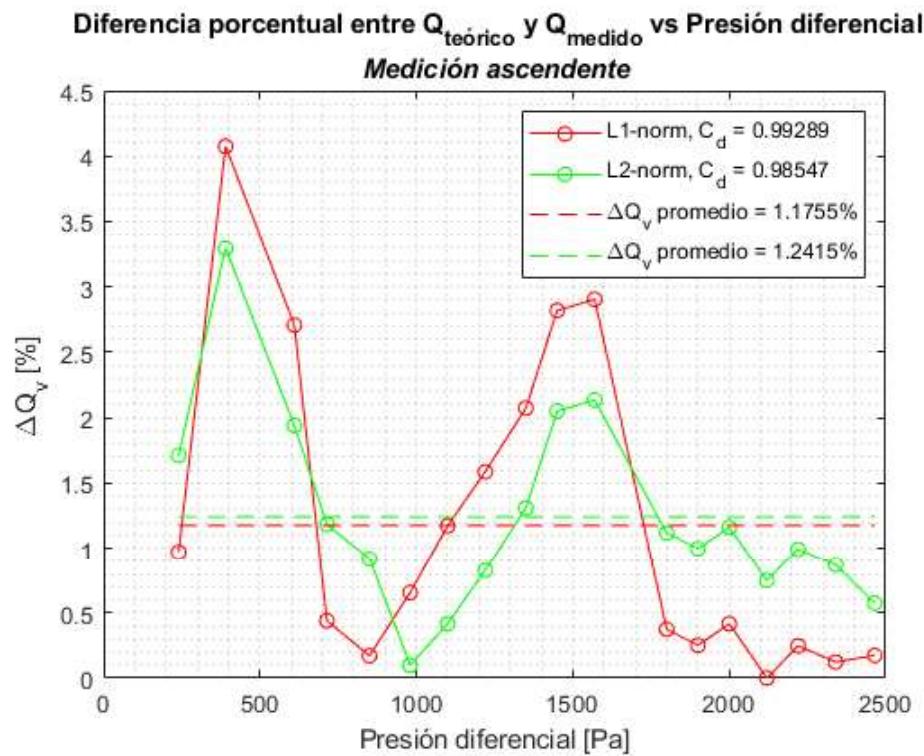


Figura 42: Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido: Medición ascendente.

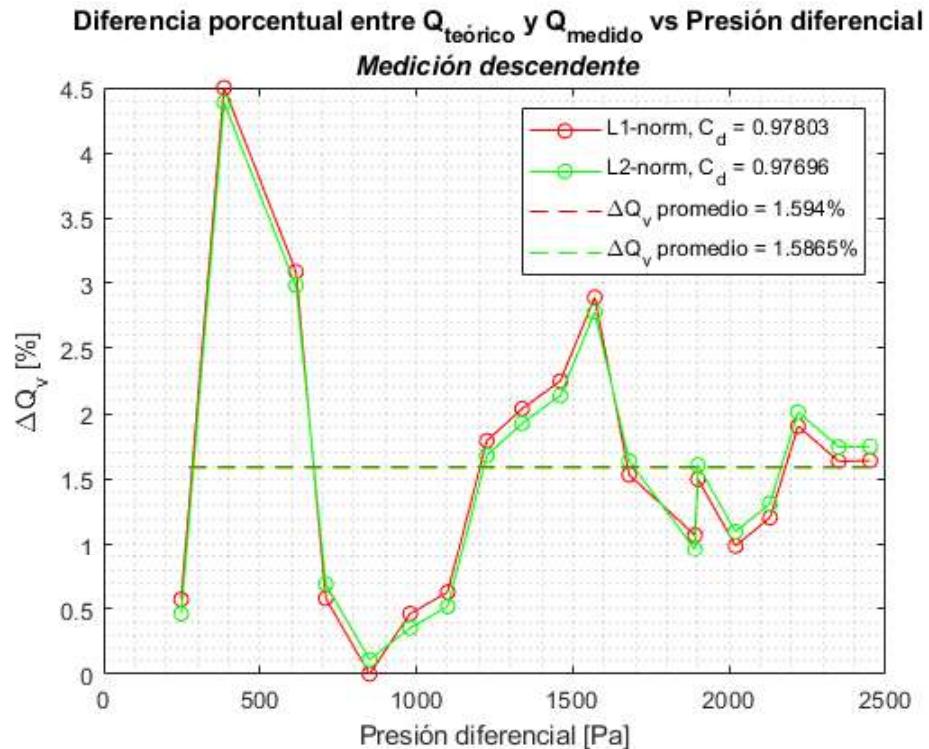


Figura 43: Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido: Medición descendente.

Se tomó el valor del coeficiente de descarga correspondiente al análisis por cuadrados mínimos, $C_d = 0,9810$. Dicho valor es tal que se obtiene la menor discrepancia entre los valores de caudal volumétrico calculados y los valores obtenidos directamente del flujómetro. En la Figura 44 se observan las curvas de caudal volumétrico obtenidas:

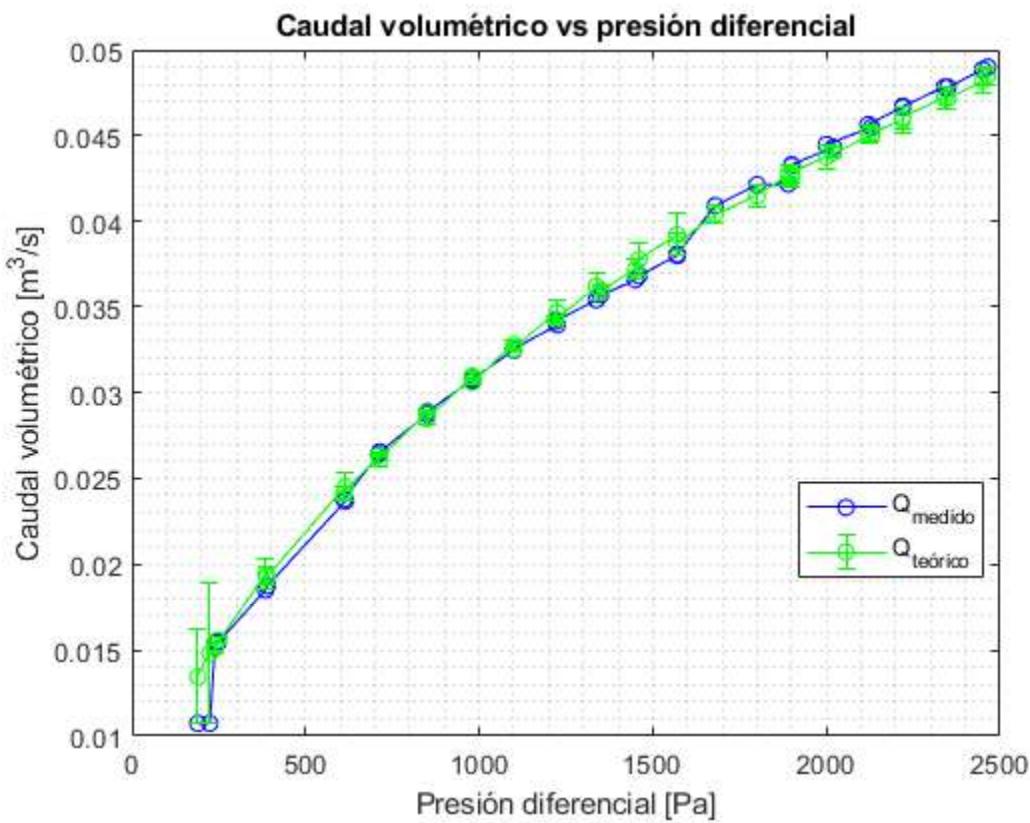


Figura 44: Comparación entre caudal volumétrico calculado y medido.

En la Figura 44, Q_{medido} corresponde a los valores de caudal volumétrico tomados directamente del flujómetro, mientras que $Q_{teórico}$ corresponde a los valores de caudal volumétrico calculados con los valores de las variables sensadas tanto directa como indirectamente. Se incluye a continuación la fórmula para el cálculo del caudal volumétrico.

$$Q_v = \frac{\pi}{4} d^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho(1 - \frac{d^4}{D^4})}} \quad (83)$$

Por último, y como complemento para el estudio del error en la medición del caudal volumétrico medido por el caudalímetro tipo Venturi, se incluye la siguiente tabla con los errores a fondo de escala por rango, del flujómetro comercial El Flow, del CIDIM. El objetivo es el de cuantificar el error asignado a la medición del caudal en el flujómetro, el cual se obtiene como el 5 % del rango de medición seleccionado.

Tabla 11: Incertezas del flujómetro El Flow, por rango de medición.

NºRango	Caudal [cfm]	Incerteza [cfm] .
1	5,6	0,28
2	7,4	0,37
3	11	0,55
4	19,5	0,97
5	27,6	1,38
6	24,1	1,2

7.2. Ensayos con Motor de combustión interna

Una vez realizados los trabajos de ensayo y calibración del caudalímetro, se dispuso a realizar una serie de ensayos en el banco de pruebas N°2 (hasta 17 kW). Es importante recordar que el caudalímetro fué diseñado para ser utilizado en el banco N°1, y por lo tanto, el objetivo de estos ensayos fué el de constatar la necesidad de instalar el dámpner presentado en la **Sección 4.4**. Se midieron las oscilaciones en la señal de salida del sensor de presión diferencial, ya que es esta la variable determinante en la medición precisa del caudal mísico.

Se utilizó el motor **RV650** monocilíndrico. Se conectó el caudalímetro a la admisión del motor mediante una manguera flexible corrugada de aproximadamente 3,5 in de diámetro, por 2 m de largo, acomodando el caudalímetro de forma horizontal. Este arreglo puede verse en la siguiente imagen:

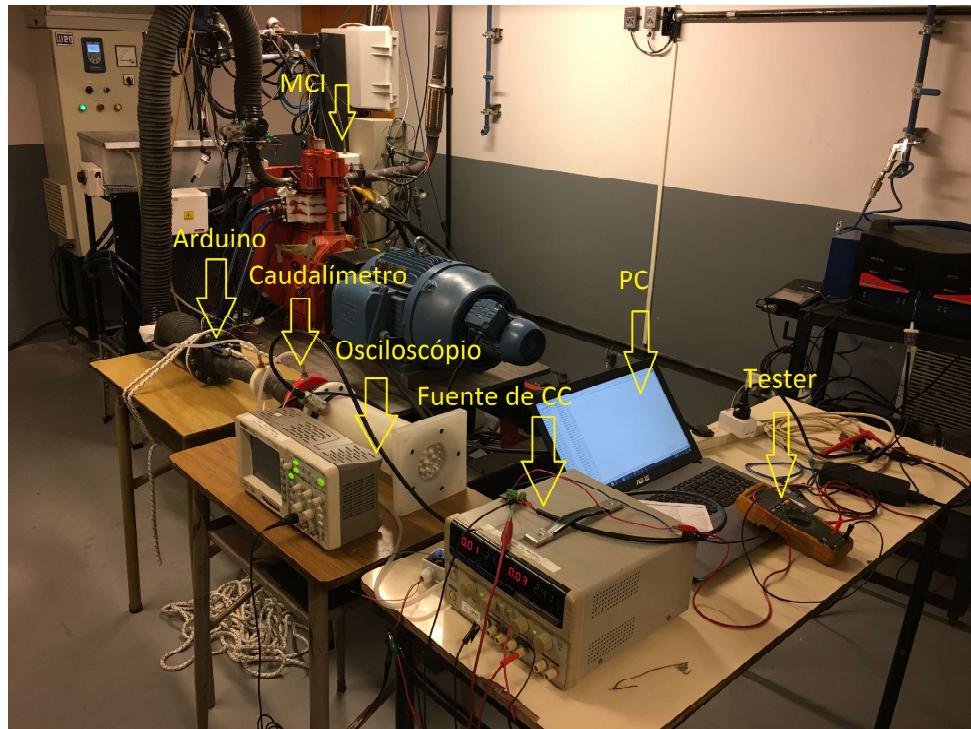


Figura 45: Prueba en banco con motor.

Seguidamente se conectaron todos los sensores al caudalímetro. El sensor DHT22 se conectó directamente a la placa ARDUINO para relevar sus señales de salida, mientras que la señal del sensor MPM489 se relevó con un multímetro. Por último se instrumentó el sensor de presión diferencial DPT2500 mediante un osciloscopio, visible en la Figura 45.

De este ensayo se pudo determinar que, la oscilación en el relevamiento de la presión diferencial generada en el caudalímetro es prácticamente imperceptible. Se puede concluir entonces que la manguera de conexión misma actúa como atenuador de las ondas de presión generadas por el movimiento alternativo del pistón, siendo innecesario la instalación de un dámpar hidráulico, en estas condiciones de operación.

8. Conclusiones

Del presente trabajo se pueden concluir los siguientes puntos:

Dede el punto de vista constructivo:

- La relación de diámetros $\beta = 0,4$ es satisfactoria en cuanto a la curva de presión diferencial generada, dado que se alcanza una cota máxima de presión medible con equipos con buena precisión a F.S, y que se ajustan a las posibilidades del presupuesto.
- La construcción a partir de un molde en dos partes de polipropileno con el negativo del Venturi, y el posterior laminado en fibra de vidrio, es una solución viable para la fabricación de caudalímetro.

Dede el punto de vista operativo:

- La limitación en la medición a lo largo de todo el rango de caudal volumétrico (26 % del rango no medible) producto de la utilización de un sensor de presión diferencial estándar (DPT 2500-R8) podría superarse utilizando otro sensor en tandem con el anterior con un rango de medición a F.S hasta de 7000 Pa con la misma precisión a F.S. Con esto se garantizaría una medición con un error menor al 5 % a 1/4 de carga, en todo el rango, como lo sugiere [5].
- La placa **ARDUINO UNO** no es una buena opción para ser utilizada como adquisidor de datos, dadas sus limitaciones en el conversor ADC. Es necesario re plantear el diseño del adquisidor.
- La oscilación en el relevamiento de la presión diferencial generada en el caudalímetro es prácticamente imperceptible en las condiciones ensayadas. La utilización del dámpar hidráulico no es necesaria para este diseño de caudalímetro.
- En función a la comparación realizada entre los bancos de prueba 1 y 2, podemos decir que la baja presión dinámica del banco 2 hace imposible el uso de este tipo de sistemas sin generar altas caídas de presión o tener que instalar sensores de precisión extrema.

9. Anexo de planos

Ver al final de este trabajo.

10. Anexo de hojas de datos

Ver al final de este trabajo.

Referencias

- [1] W. H. Howe, *Venturi Tubes, Flow Tubes, and Flow Nozzles*. USA: Paper, 1982.
- [2] F. M. White, *Mecanica de fluidos, 5ed.* USA: McGraw Hill, 2003.
- [3] ASME.PTC.19.5, *Flow Measurement*. U.S.A: ASME, 2004 ed., 2005.
- [4] M. E. G. G. Luis Omar Becerra Santiago, *Estimación de la incertidumbre en la determinación de la densidad del aire*. Mejico: CENAM, 2001.
- [5] B. Briggs, *The Factors That Impact Venturi Meter Accuracy*. USA: Primary Flow Signal Inc, 1992.
- [6] C. Rodriguez, “Análisis de circuitos hidráulicos en el entorno del simusol.” INENCO - UNCa, Argentina, 2002.
- [7] Y. Dodge, *The concise encyclopedia of statistics*.

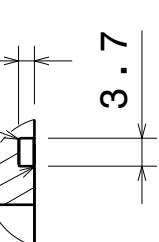
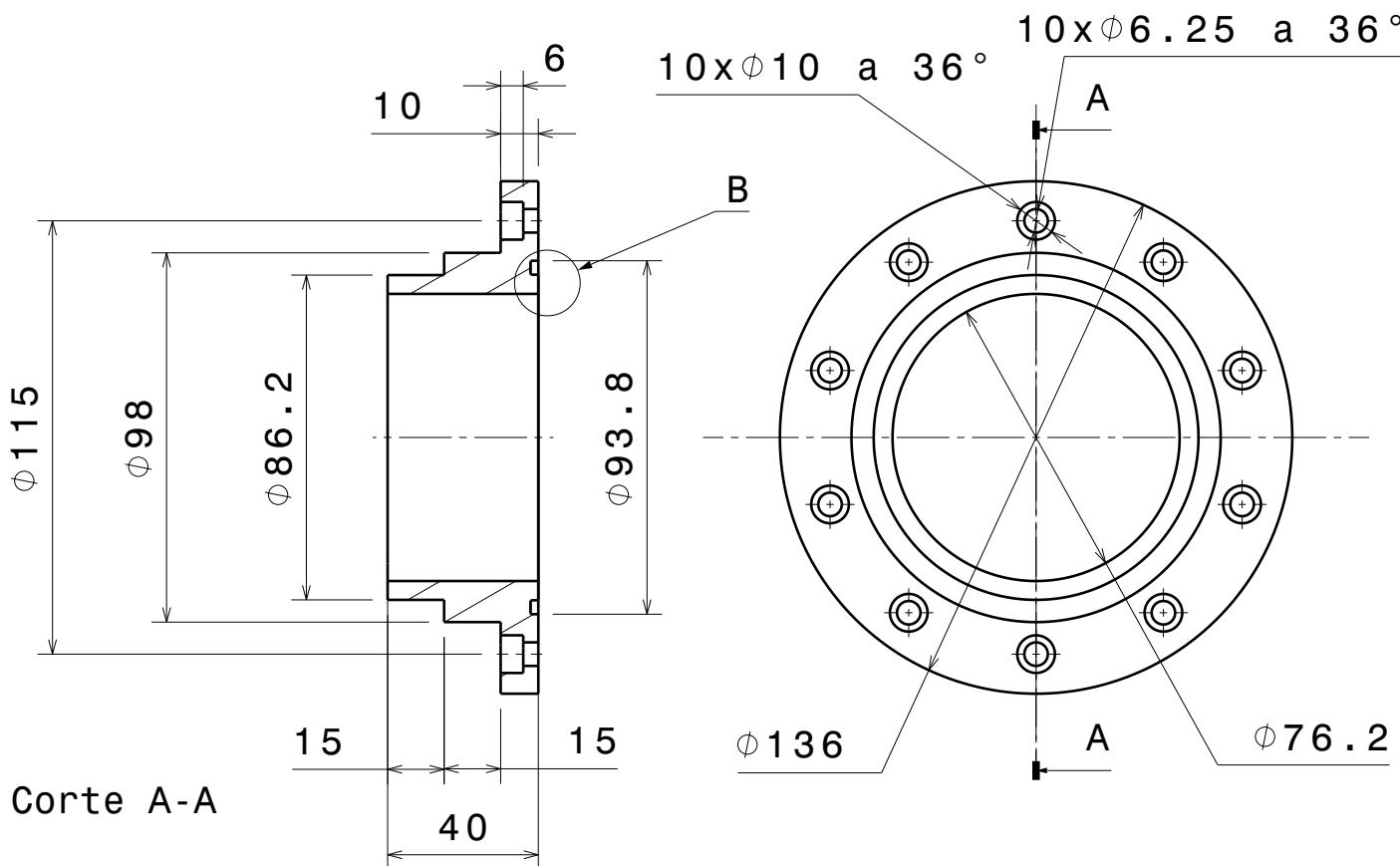
D

C

B

A

4



Detalle B

Salvo indicación en contrario tolerancia general de plano según norma ISO 2768 clase media

Rev. Descripción

Fecha VºBº

SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]

ITBA

Energía

Denominación

Acople bridado

Desviaciones permisibles para dimensiones lineales

desde más de más de más de más de más de más de más de

0,5 hasta 6 hasta 30 hasta 120 hasta 400 hasta 1000 hasta 2000 hasta 4000

=0,1 =0,2 =0,3 =0,5 =0,8 =1,2 =2

Desviaciones permisibles para dimensiones angulares

hasta más de más de más de más de más de

6 hasta 10 hasta 50 hasta 120 hasta 400

=±1° =±0°30' =±0°20' =±0°10' =±0°5'

Eliminar rebabas y cantos vivos



Rugosidad superficial 3.2 [.125]

Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)

Aprobaciones

Fecha

Dibujó: Nicolás Celasco 25/05/2018

Aprobó: . / /

Proyecto: Caudalímetro

Esc. 1:1

Plano N° 1

A4

Material Polietileno

Peso [kg] 0.2

D

A

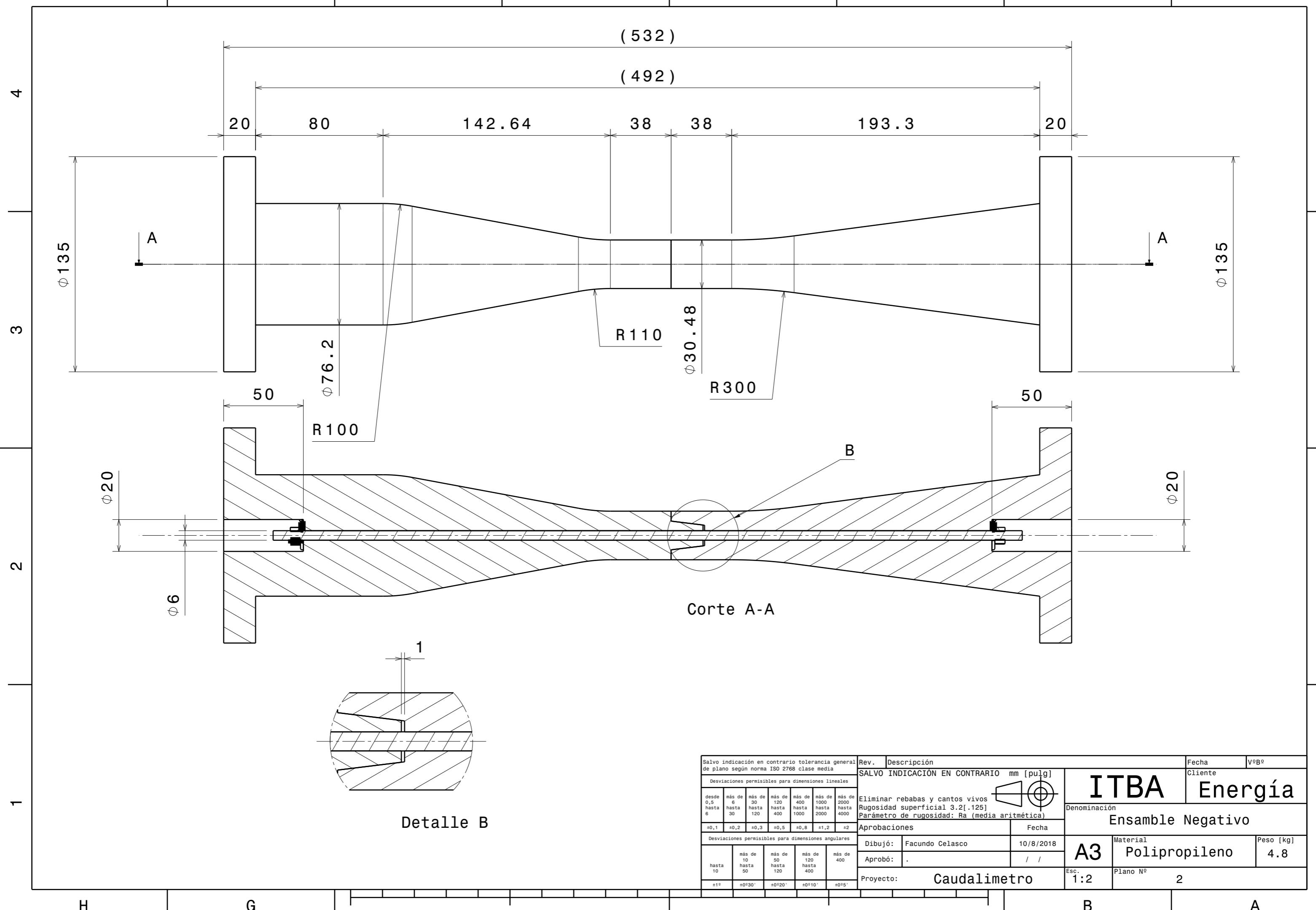
4

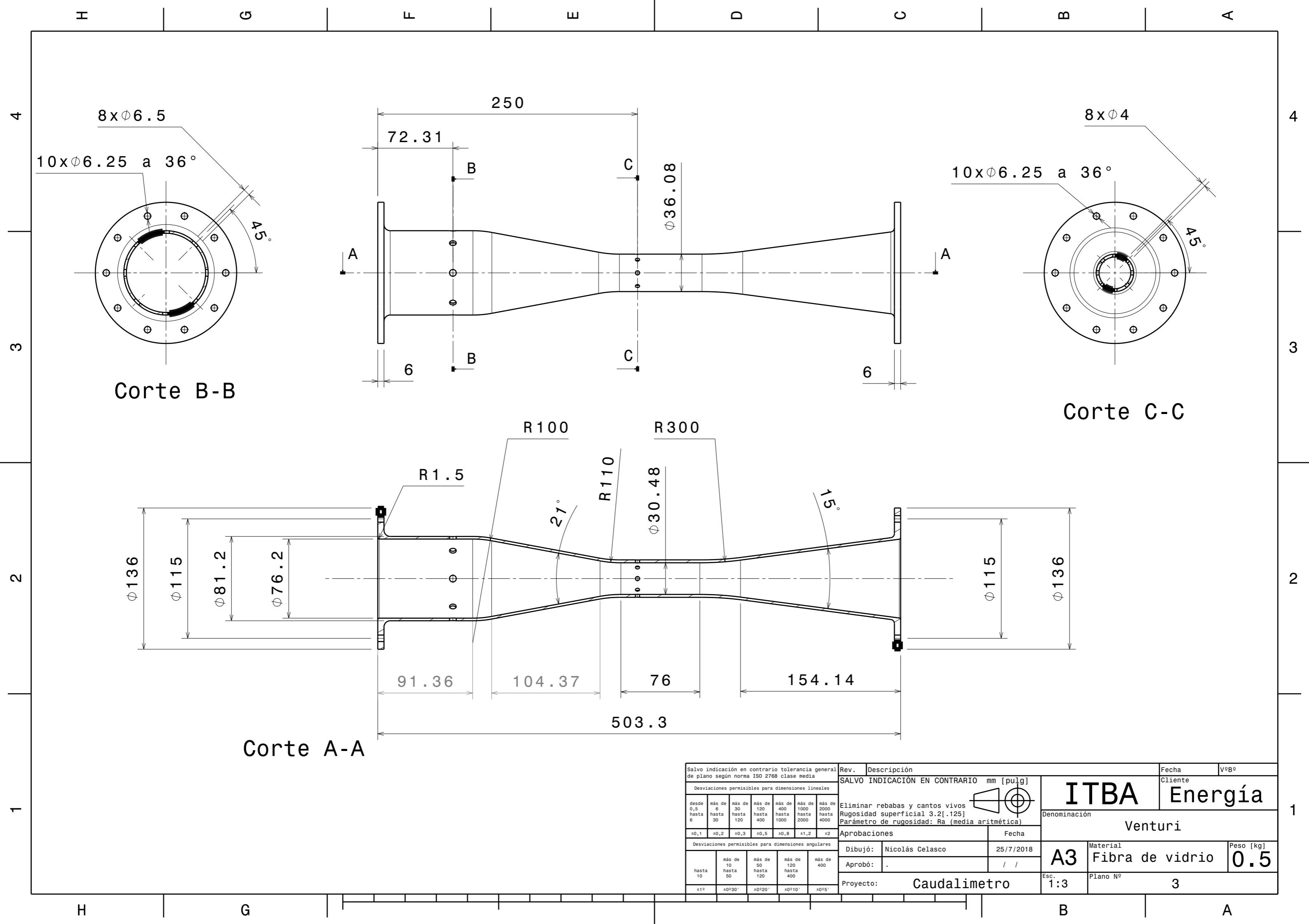
3

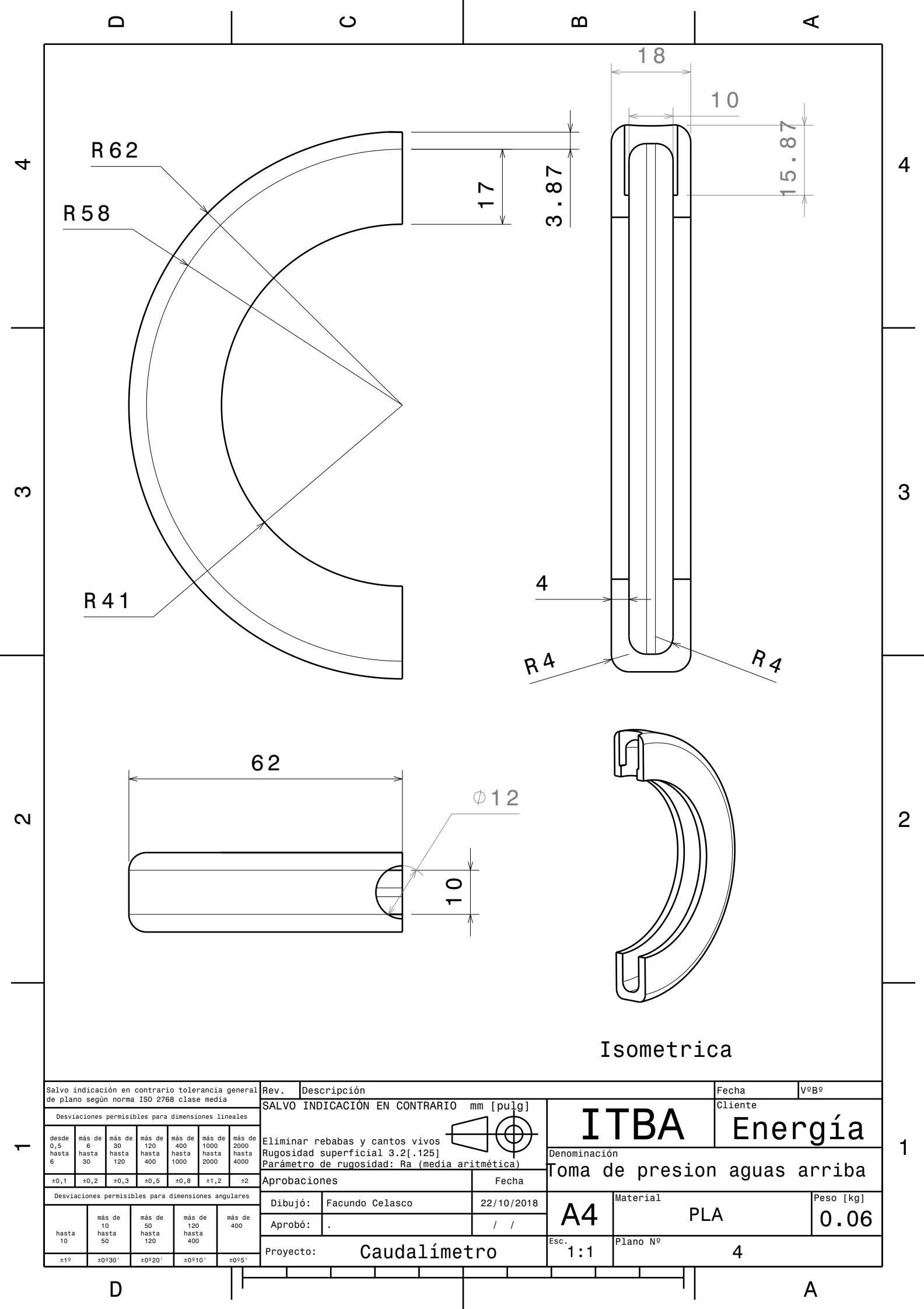
2

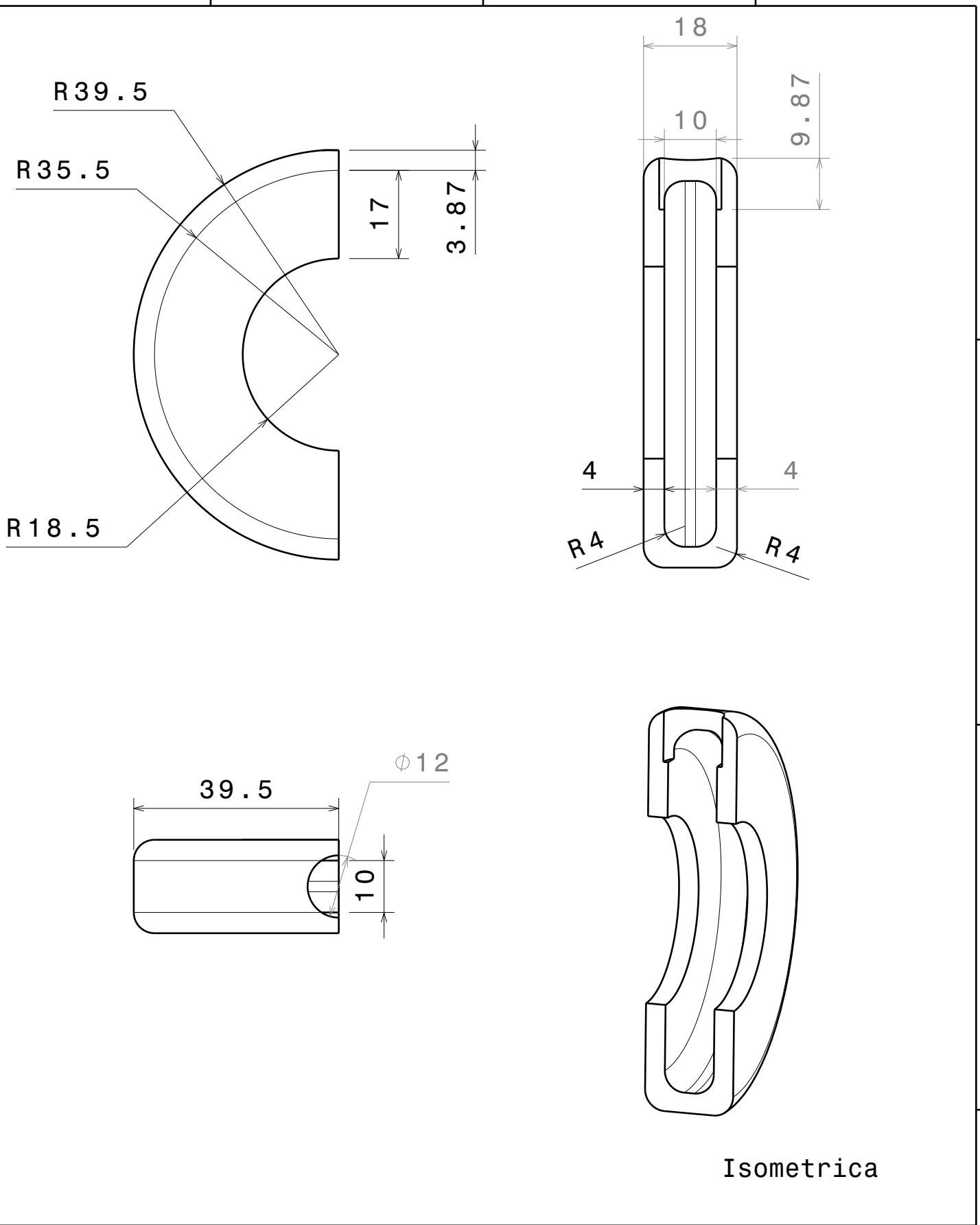
1

H G F E D C B A







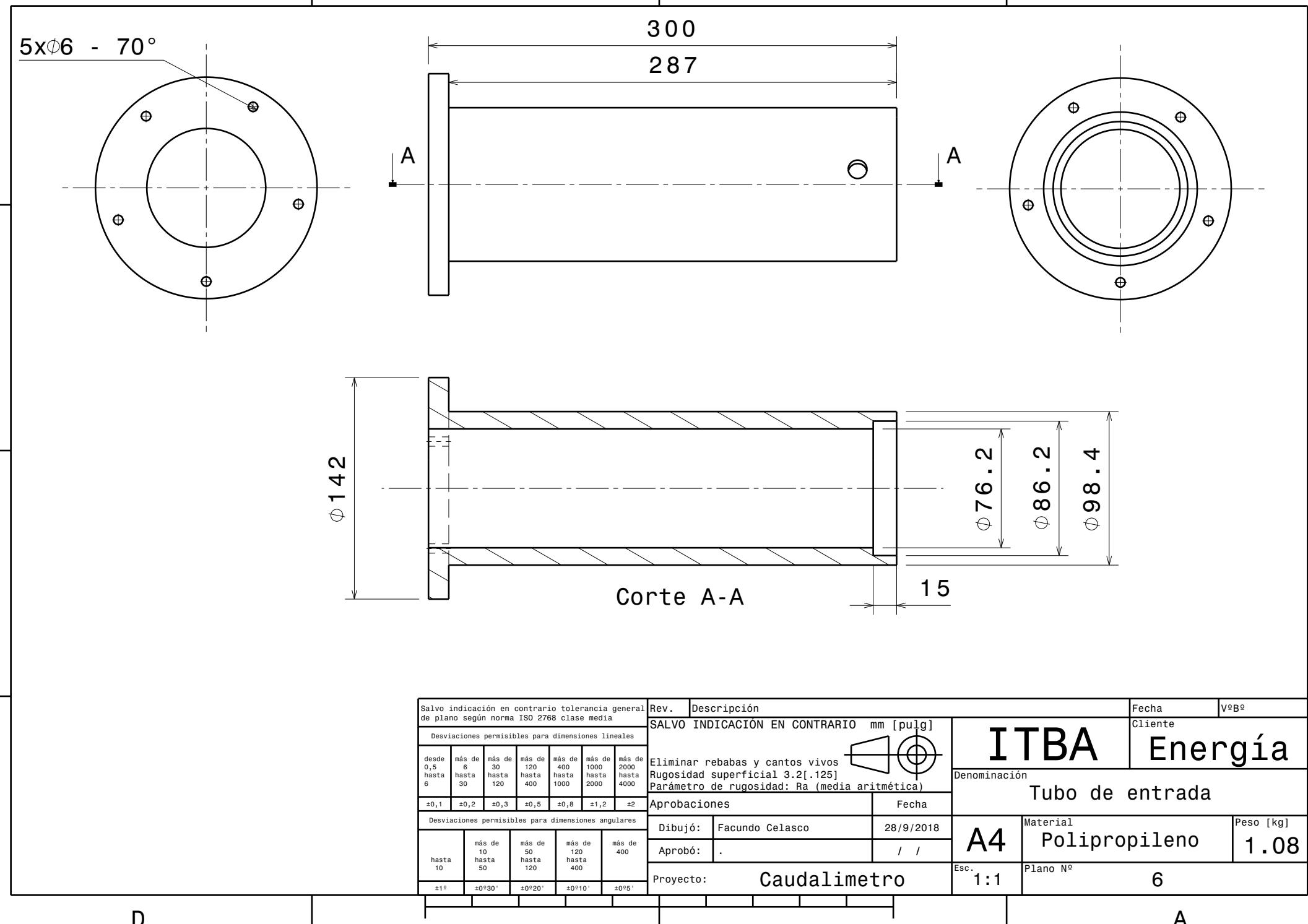


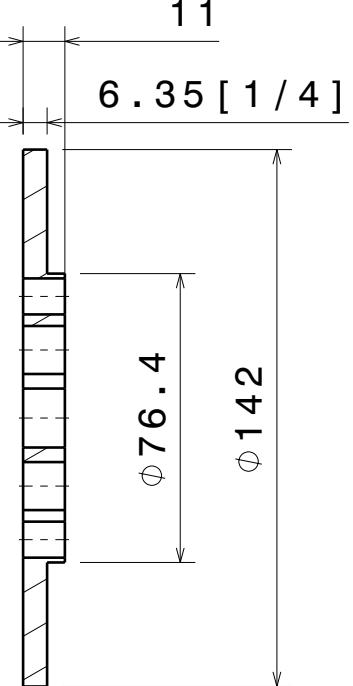
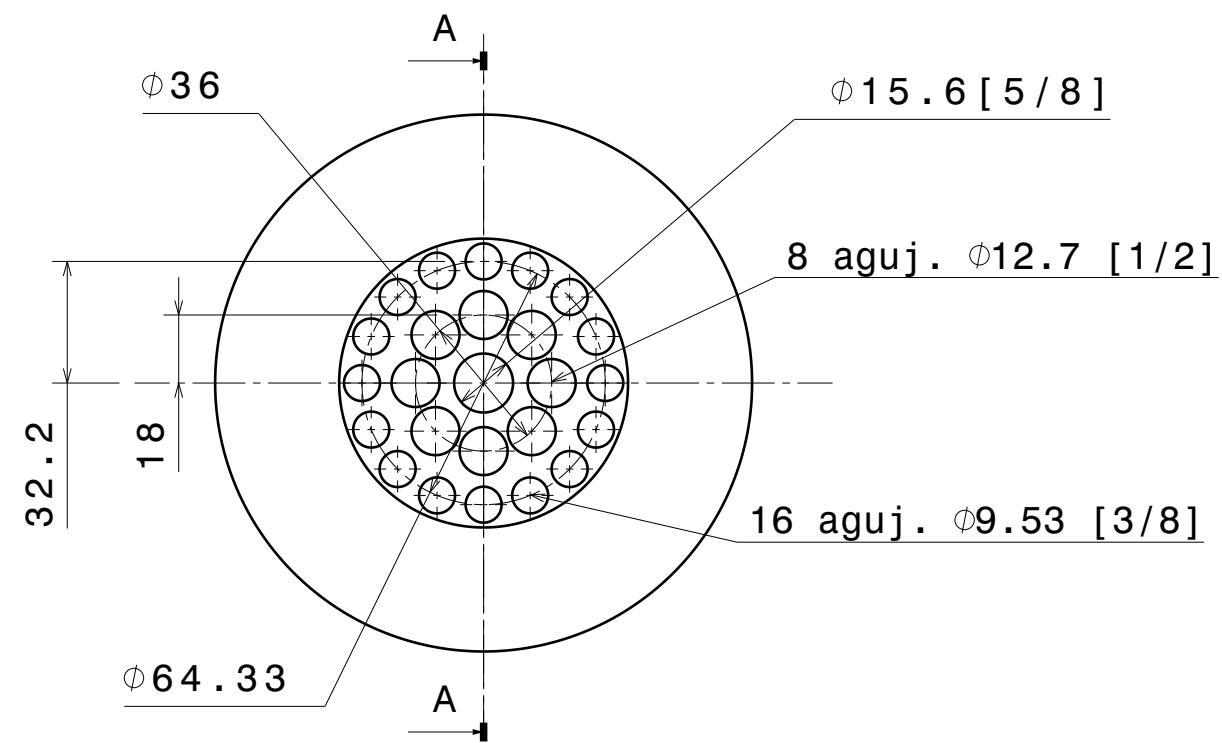
Isometrica

Salvo indicación en contrario tolerancia general de plano según norma ISO 2768 clase media								Rev.	Descripción		Fecha	VºBº
Desviaciones permisibles para dimensiones lineales								SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]				
desde 0,5 hasta 6	más de 6 hasta 30	más de 30 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400 hasta 1000	más de 1000 hasta 2000	más de 2000 hasta 4000		Eliminar rebabas y cantos vivos			ITBA	Cliente
=0,1	=+0,2	=+0,3	=+0,5	=+0,8	=+1,2	=+2		Rugosidad superficial 3.2 [.125]			Energía	
Desviaciones permisibles para dimensiones angulares								Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)				
hasta 10	más de 10 hasta 50	más de 50 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400				Aprobaciones	Fecha			
=±1°	=±0°30'	=±0°20'	=±0°10'	=±0°5'				Dibujó:	Facundo Celasco	22/10/2018	A4	Material
								Aprobó:	.	/ /	PLA	Peso [kg]
Proyecto: Caudalímetro								Esc.	1:1	Plano N°	5	

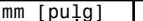
D

A





Sección AA

Salvo indicación en contrario tolerancia general de plano según norma ISO 2768 clase media							Rev.	Descripción		Fecha	VºBº
Desviaciones permisibles para dimensiones lineales							SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]				
desde 0,5 hasta 6	más de 6 hasta 30	más de 30 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400 hasta 1000	más de 1000 hasta 2000	más de 2000 hasta 4000	 Eliminar rebabas y cantos vivos Rugsidad superficial 3.2[.125] Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)		Cliente		
±0,1	±0,2	±0,3	±0,5	±0,8	±1,2	±2			ITBA Energía		
Desviaciones permisibles para dimensiones angulares							Aprobaciones		Fecha	Denominación	
hasta 10	más de 10 hasta 50	más de 50 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400	Dibujó:	Patricio Pedreira		28/09/2018	A4	Material	Peso [kg]
					Aprobó:	.		/ /		Acero	0.73
10	100001	100002	100101	10051	Proyecto:	Caudalímetro Venturi		Esc. 1:2	Plano N°	7	

H

G

F

E

D

C

B

A

(300.74)

20

80

142.64

38.1

20

R 100

R 110

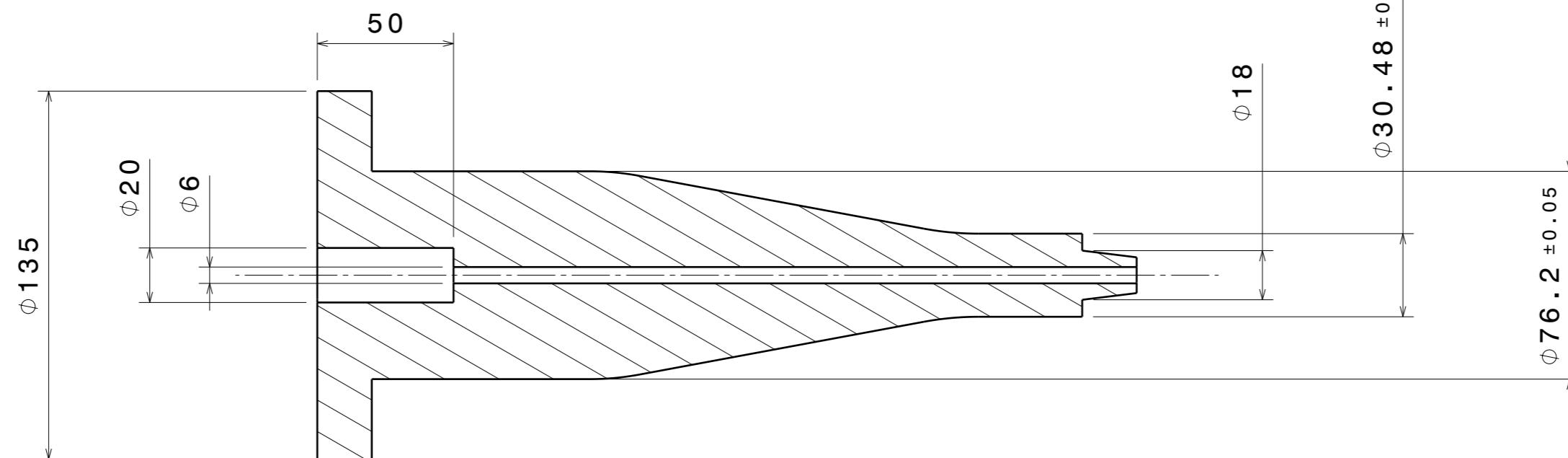
A

C

A

0.1

Detalle C
Escala 5:1



Salvo indicación en contrario tolerancia general de plano según norma ISO 2768 clase media

Desviaciones permisibles para dimensiones lineales

desde 0,5 hasta 6	más de 6 hasta 30	más de 30 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400 hasta 1000	más de 1000 hasta 2000	más de 2000 hasta 4000
±0,1	±0,2	±0,3	±0,5	±0,8	±1,2	±2

Desviaciones permisibles para dimensiones angulares

hasta 10	más de 10 hasta 50	más de 50 hasta 120	más de 120 hasta 400	más de 400
±1°	±0°30'	±0°20'	±0°10'	±0°5'

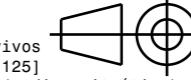
Rev. Descripción

SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]

Eliminar rebabas y cantos vivos

Rugosidad superficial 3.2[.125]

Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)



Fecha VºBº

Cliente

ITBA Energía

Denominación

Negativo - Parte 1

1

Aprobaciones

Fecha

Dibujó: Facundo Celasco

10/8/2018

Aprobó: .

/ /

Proyecto: Caudalímetro

Esc. 1:2

Plano N° 8

Material

Polipropileno

Peso [kg]

2.5

H

G

F

E

D

C

B

A

H

G

F

E

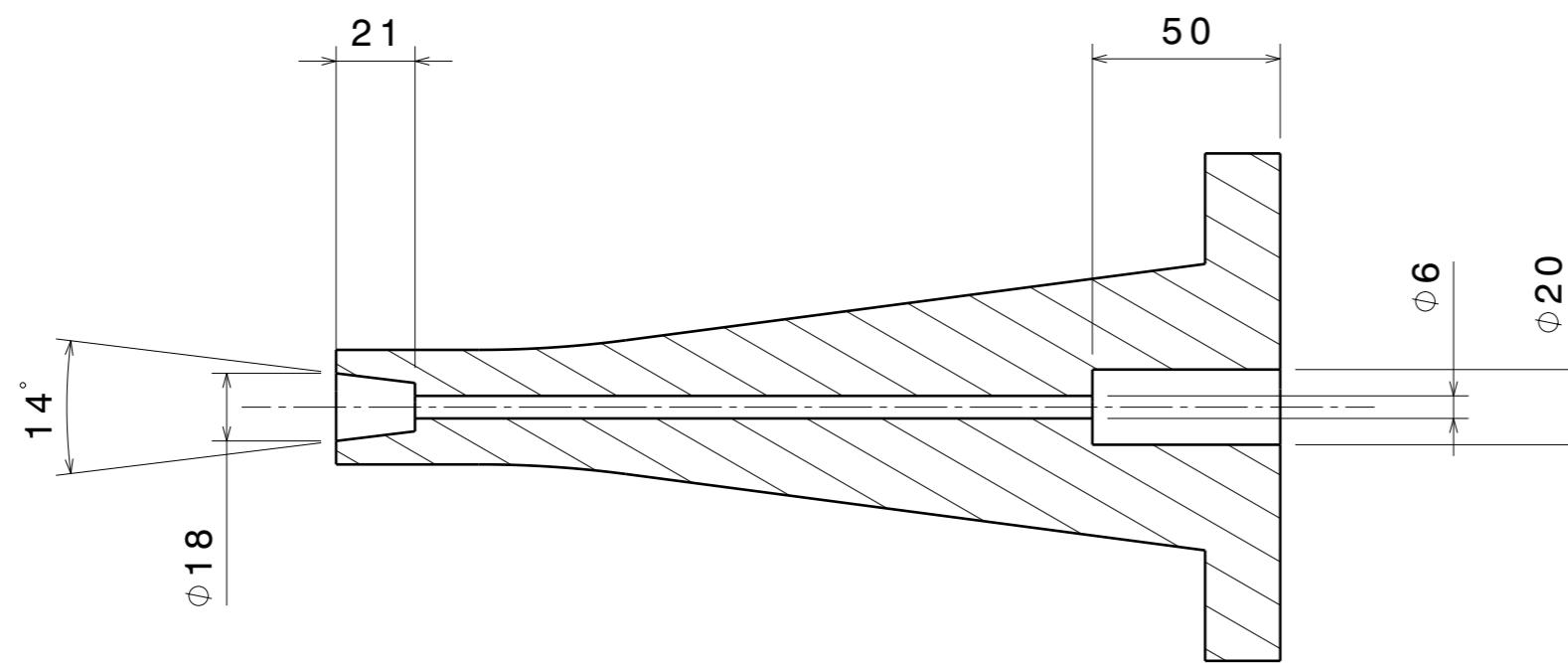
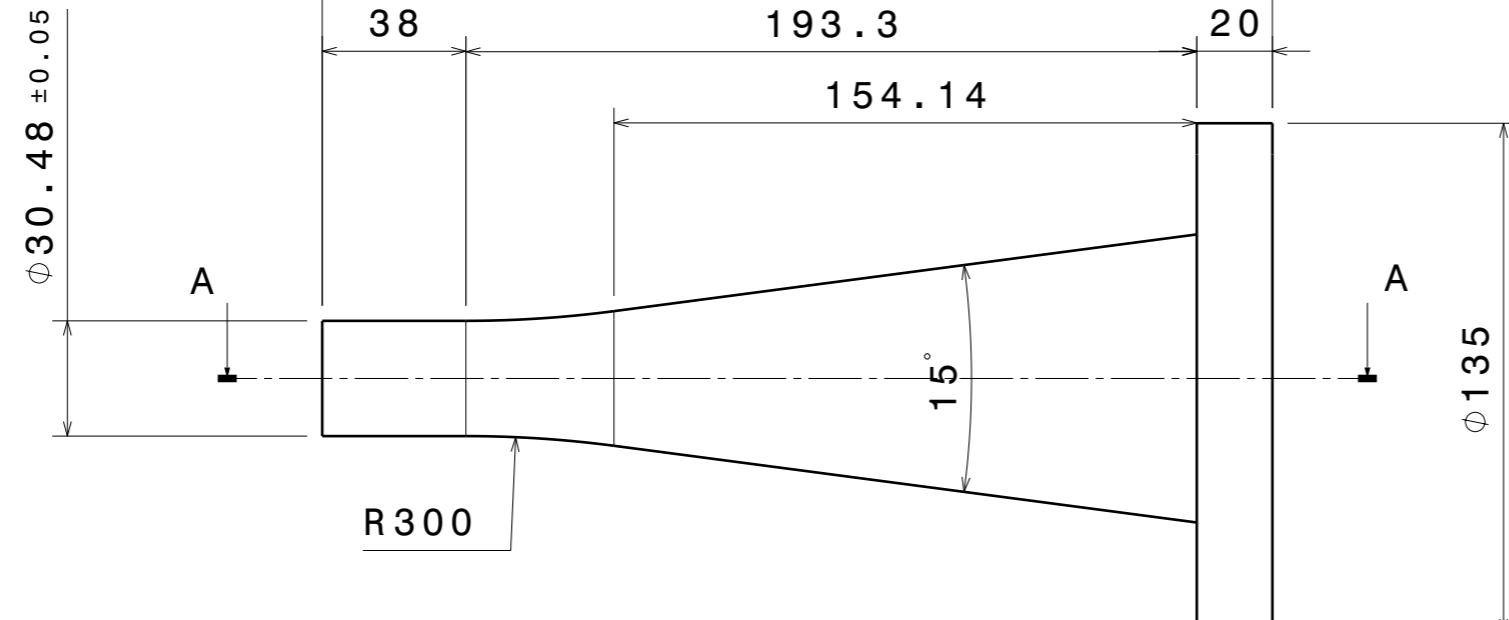
D

C

B

A

(251 . 3)



Corte A-A

Salvo indicación en contrario tolerancia general de plano según norma ISO 2768 clase media

Desviaciones permisibles para dimensiones lineales

desde 0,5 hasta 6 mm [pulg]

más de 6 hasta 30 mm [pulg]

más de 30 hasta 120 mm [pulg]

más de 120 hasta 400 mm [pulg]

más de 400 hasta 1000 mm [pulg]

más de 1000 hasta 2000 mm [pulg]

más de 2000 hasta 4000 mm [pulg]

±0,1 ±0,2 ±0,3 ±0,5 ±0,8 ±1,2 ±2

Desviaciones permisibles para dimensiones angulares

desde 10 hasta 100°

más de 10 hasta 50°

más de 50 hasta 120°

más de 120 hasta 400°

más de 400 hasta 400°

±1° ±0°30' ±0°20' ±0°10' ±0°5'

Rev. Descripción

SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]

Eliminar rebabas y cantos vivos

Rugosidad superficial 3.2(.125)

Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)

Fecha VºBº

Cliente

ITBA Energía

Denominación

Negativo - Parte 2

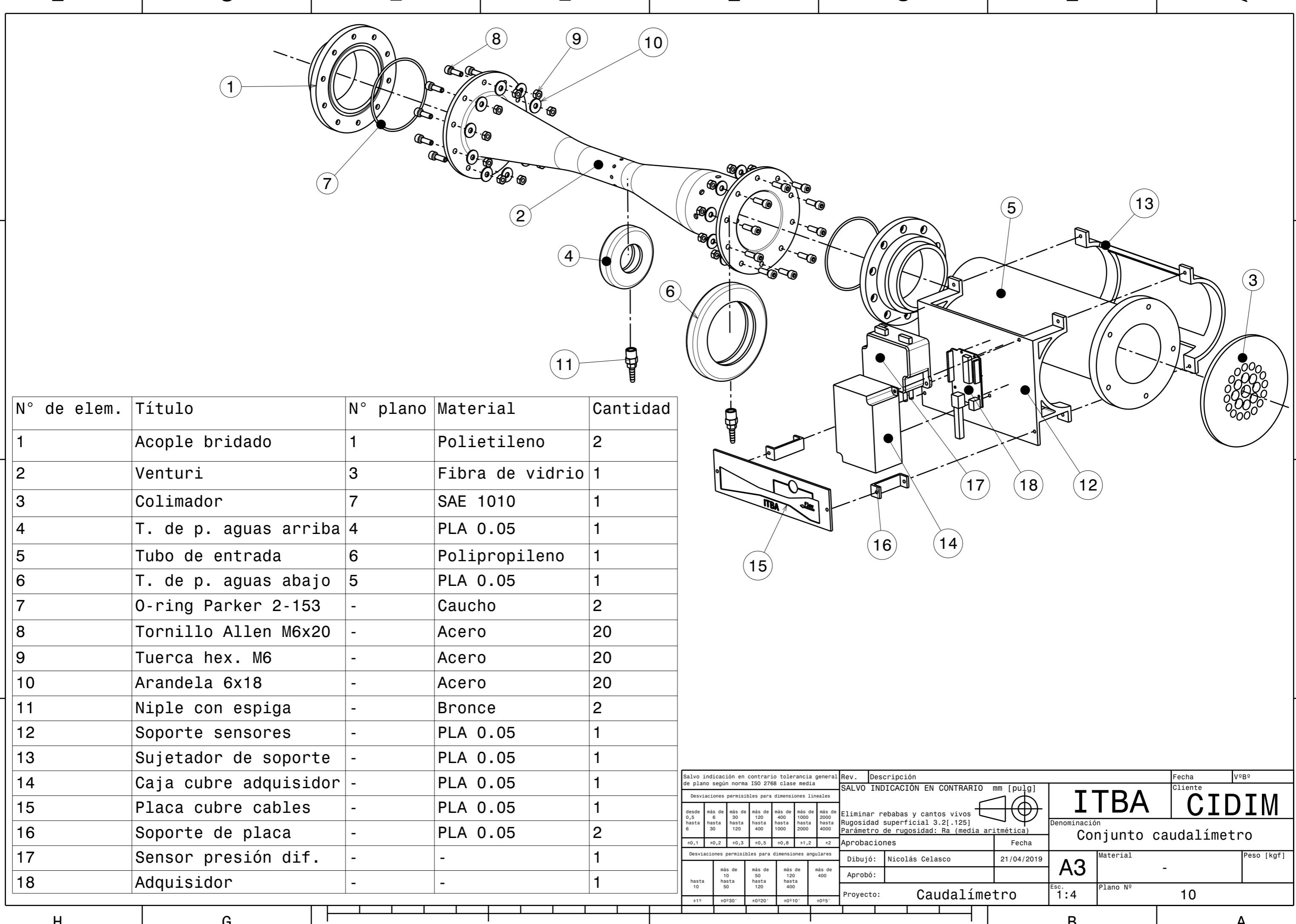
Rev. Descripción

SALVO INDICACIÓN EN CONTRARIO mm [pulg]

Eliminar rebabas y cantos vivos

Rugosidad superficial 3.2(.125)

Parámetro de rugosidad: Ra (media aritmética)



DIFFERENTIAL PRESSURE TRANSMITTERS DPT-R8 SERIES

Field adjustable, multi-range differential pressure transmitters for air



DPT-R8 series differential pressure transmitters are engineered for building automation in the HVAC/R industry. The most technologically advanced transmitters on the market, measuring static and differential pressure, with field selectable units, range and output, all in a single device.

DPT-R8 series devices include:

- Multiple measuring units, field selectable via jumper, including: Pa, kPa, mbar, inchWC, mmWC, psi.
- 8 field selectable measurement ranges, unidirectional or bi-directional, selectable via jumper, (see Model Summary).
- Proportional output options including: voltage (0–10 V) and current (4–20 mA).

DPT-R8 series device options offer:

- AZ (autozero) function for automatic zero point calibration, eliminating the need for periodic manual autozeroing to ensure long term accuracy
- Backlit display
- Field adjustable span point calibration (i.e. gain)



SIMILAR PRODUCTS

- DPT-2W series differential pressure transmitters with 4–20 mA 2-wire configuration
- DPT-MOD series differential pressure transmitters with Modbus configuration
- DPI series electronic differential pressure switches
- PS series mechanical differential pressure switches
- DPT-Flow series air flow transmitters

APPLICATIONS

- DPT-R8 series devices are commonly used in HVAC/R systems for:
- fan, blower and filter monitoring
 - pressure and flow monitoring
 - valve and damper control
 - pressure monitoring in cleanrooms

MODEL SUMMARY

Measurement ranges (Pa) (field selectable via jumper) (For optional units, see Specifications)	DPT250-R8		DPT2500-R8		DPT7000-R8	
	±25, ±50, ±100, ±150 Pa 25, 50, 100, 250 Pa		±100, 100, 250, 500 Pa 1000, 1500, 2000, 2500 Pa		1000, 1500, 2000, 2500 Pa 3000, 4000, 5000, 7000 Pa	
Description	Model	Product code	Model	Product code	Model	Product code
Multi-range differential pressure transmitter	DPT250-R8	103.004.014	DPT2500-R8	103.007.023	DPT7000-R8	103.016.003
- with display	DPT250-R8-D	103.004.015	DPT2500-R8-D	103.007.024	DPT7000-R8-D	103.016.004
- with AZ	DPT250-R8-AZ	103.004.016	DPT2500-R8-AZ	103.007.025	DPT7000-R8-AZ	103.016.005
- with AZ & display	DPT250-R8-AZ-D	103.004.017	DPT2500-R8-AZ-D	107.007.026	DPT7000-R8-AZ-D	103.016.006
- with AZ & span point calibration	DPT250-R8-AZ-S	103.004.018				
- with AZ, display and span point calibration	DPT250-R8-AZ-D-S	103.004.019				

DIFFERENTIAL PRESSURE TRANSMITTERS

DPT-R8 SERIES

SPECIFICATIONS

Performance

Accuracy (from applied pressure):

Models 250 and 2500:

- Pressure < 125 Pa = 1 % + ±2 Pa
- Pressure > 125 Pa = 1 % + ±1 Pa

Model 7000:

- Pressure < 125 Pa = 1.5 % + ±2 Pa
- Pressure > 125 Pa = 1.5 % + ±1 Pa

(including: general accuracy, temperature drift, linearity, hysteresis, long term stability, and repetition error)

Thermal effects:

Temperature compensated across the full spectrum of capability

Overpressure:

Proof pressure: 25 kPa

Burst pressure: 30 kPa

Zero point calibration:

Automatic autozero or manual pushbutton

Response time:

8.0 s or 0.8 s, selectable via jumper

Technical Specifications

Media compatibility:

Dry air or non-aggressive gases

Measuring units:

Pa, kPa, mbar, inchWC, mmWC, psi, selectable via jumper

Measuring element:

MEMS

Environment:

Operating temperature: -10...50 °C,
-40C model: -40...50 °C
Storage temperature: -20...70 °C,
-40C model: -40...70 °C
Humidity: 0 to 95 % rH, non condensing

Physical

Dimensions:

Case: 90.0 x 95.0 x 36.0 mm

Weight:

150 g

Mounting:

2 each 4.3 mm screw holes, one slotted

Materials:

Case: ABS

Lid: PC

Duct connectors: ABS

Tubing: PVC

Protection standard:

IP54

Display (Optional)

2-line display (12 characters/line)

Line 1: active measurement

Line 2: units

Electrical connections:

4-screw terminal block

Wire: 0.2-1.5 mm² (12-24 AWG)

Cable entry: M16

Pressure fittings:

Male ø 5,0 mm and 6,3 mm

+ High pressure

- Low pressure

Electrical

Voltage:

Circuit: 3-wire (V Out, 24 V, GND)

Input: 24 VAC or VDC, ±10 %

Output: 0-10V

Power consumption: <1.0 W,

-40C model: <4.0 W when <0 °C

Resistance minimum: 1 kΩ

Current:

Circuit: 3-wire (mA Out, 24 V, GND)

Input: 24 VAC or VDC, ±10 %

Output: 4-20 mA

Power consumption: <1.2 W,

-40C model: <4.2 W when <0 °C

Maximum load: 500 Ω

Minimum load: 20 Ω

Conformance

Meets the requirements for CE marking:

EMC Directive 2014/30/EU

RoHS Directive 2011/65/EU

WEEE Directive 2012/19/EU

COMPANY WITH
MANAGEMENT SYSTEM
CERTIFIED BY DNV GL
= ISO 9001 = ISO 14001 =



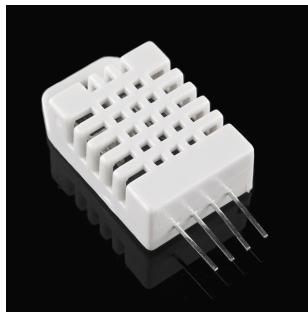
AZ-CALIBRATION

AZ-calibration is an autozero function in the form of an automatic zeroing circuit built into the PCB board. The AZ-calibration electronically adjusts the transmitter zero at predetermined time intervals (every 10 minutes). The AZ-calibration eliminates all output signal drift due to thermal, electronic or mechanical effects, as well as the need for technicians to remove high and low pressure tubes when performing initial or periodic transmitter zero point calibration.

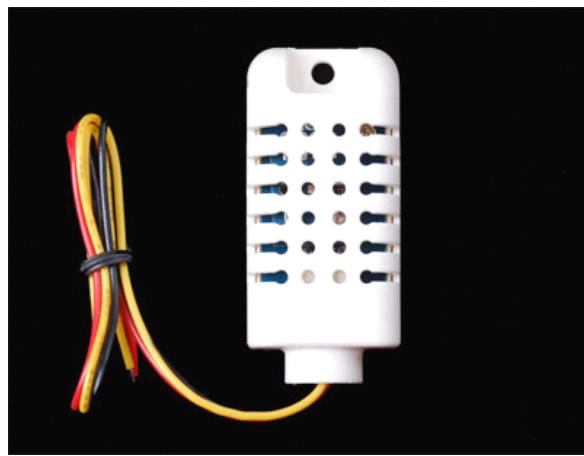
The AZ adjustment takes 4 seconds. To avoid conflict with the BAS system, the output and display values will freeze to the latest measured value, after which the device returns to its normal measuring mode. Transmitters equipped with the AZ-calibration are virtually maintenance free.

HOW TO GENERATE A MODEL?

Example:	Product series						
DPT250-R8-AZ-D-S	DPT	Differential pressure transmitter					
	Highest available measurement range						
	250	0-250Pa					
	2500	0-2500 Pa					
	7000	0-7000 Pa					
	Model type						
	-R8	Multi-range, 3-wire configuration					
	Zero point calibration						
	-AZ	With autozero calibration					
	Standard with pushbutton manual zero point calibration						
	Display						
	-D	With display					
	Without display						
	Span point calibration						
	-S	Span point calibration					
	Without span point calibration						
Model	DPT	250	-R8	-AZ	-D	-S	



Standard AM2302/DHT22



AM2302/DHT22 with big case and wires

Digital relative humidity & temperature sensor AM2302/DHT22

1. Feature & Application:

- *High precision
- *Capacitive type
- *Full range temperature compensated
- *Relative humidity and temperature measurement
- *Calibrated digital signal
- *Outstanding long-term stability
- *Extra components not needed
- *Long transmission distance, up to 100 meters
- *Low power consumption
- *4 pins packaged and fully interchangeable

2. Description:

AM2302 output calibrated digital signal. It applies exclusive digital-signal-collecting-technique and humidity sensing technology, assuring its reliability and stability. Its sensing elements are connected with 8-bit single-chip computer.

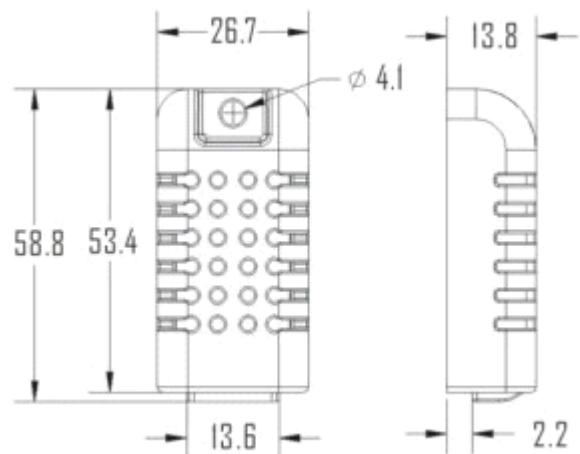
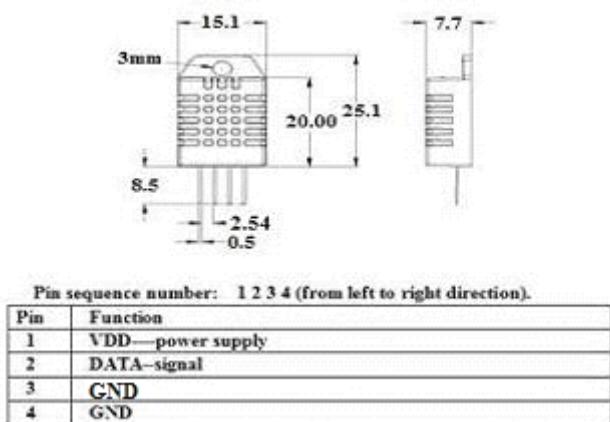
Every sensor of this model is temperature compensated and calibrated in accurate calibration chamber and the calibration-coefficient is saved in type of programme in OTP memory, when the sensor is detecting, it will cite coefficient from memory.

Small size & low consumption & long transmission distance(100m) enable AM2302 to be suited in all kinds of harsh application occasions. Single-row packaged with four pins, making the connection very convenient.

3. Technical Specification:

Model	AM2302	
Power supply	3.3-5.5V DC	
Output signal	digital signal via 1-wire bus	
Sensing element	Polymer humidity capacitor	
Operating range	humidity 0-100%RH;	temperature -40~80Celsius
Accuracy	humidity +2%RH(Max +5%RH);	temperature +-0.5Celsius
Resolution or sensitivity	humidity 0.1%RH;	temperature 0.1Celsius
Repeatability	humidity +-1%RH;	temperature +-0.2Celsius
Humidity hysteresis	+0.3%RH	
Long-term Stability	+0.5%RH/year	
Interchangeability	fully interchangeable	

4. Dimensions: (unit---mm)



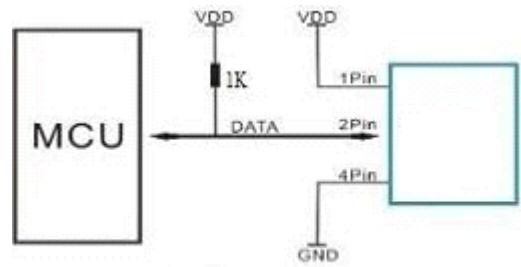
Standard AM2302's dimensions as above

Big case's dimensions as above

Red wire—power supply, Black wire—GND

Yellow wire—Data output

5. Electrical connection diagram:



6. Operating specifications:

(1) Power and Pins

Power's voltage should be 3.3-5.5V DC. When power is supplied to sensor, don't send any instruction to the sensor within one second to pass unstable status. One capacitor valued 100nF can be added between VDD and GND for wave filtering.

(2) Communication and signal

1-wire bus is used for communication between MCU and AM2302. (Our 1-wire bus is specially designed, it's different from Maxim/Dallas 1-wire bus, so it's incompatible with Dallas 1-wire bus.)

Illustration of our 1-wire bus:

DATA=16 bits RH data+16 bits Temperature data+8 bits check-sum

Example: MCU has received 40 bits data from AM2302 as

0000 0010 1000 1100 0000 0001 0101 1111 1110 1110
 16 bits RH data 16 bits T data check sum

Here we convert 16 bits RH data from binary system to decimal system,

0000 0010 1000 1100 → 652
 Binary system Decimal system

RH=652/10=65.2%RH

Here we convert 16 bits T data from binary system to decimal system,

0000 0001 0101 1111 → 351
 Binary system Decimal system

T=351/10=35.1°C

When highest bit of temperature is 1, it means the temperature is below 0 degree Celsius.

Example: 1000 0000 0110 0101, T= minus 10.1°C

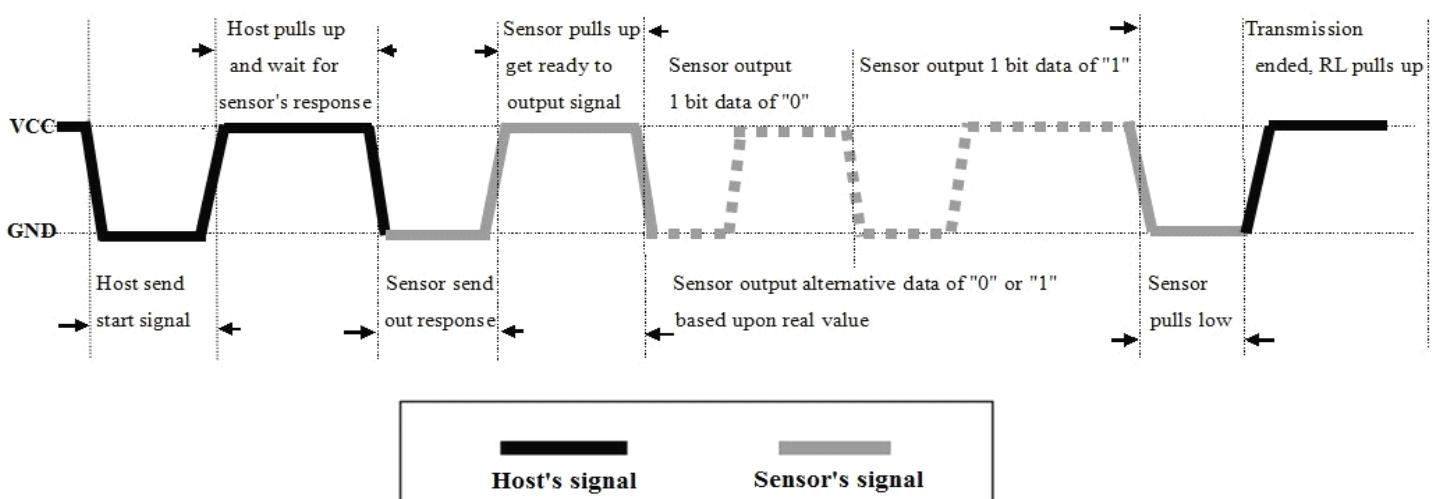
16 bits T data

Sum=0000 0010+1000 1100+0000 0001+0101 1111=1110 1110

Check-sum=the last 8 bits of Sum=1110 1110

When MCU send start signal, AM2302 change from standby-status to running-status. When MCU finishes sending the start signal, AM2302 will send response signal of 40-bit data that reflect the relative humidity and temperature to MCU. Without start signal from MCU, AM2302 will not give response signal to MCU. One start signal for one response data from AM2302 that reflect the relative humidity and temperature. AM2302 will change to standby status when data collecting finished if it don't receive start signal from MCU again.

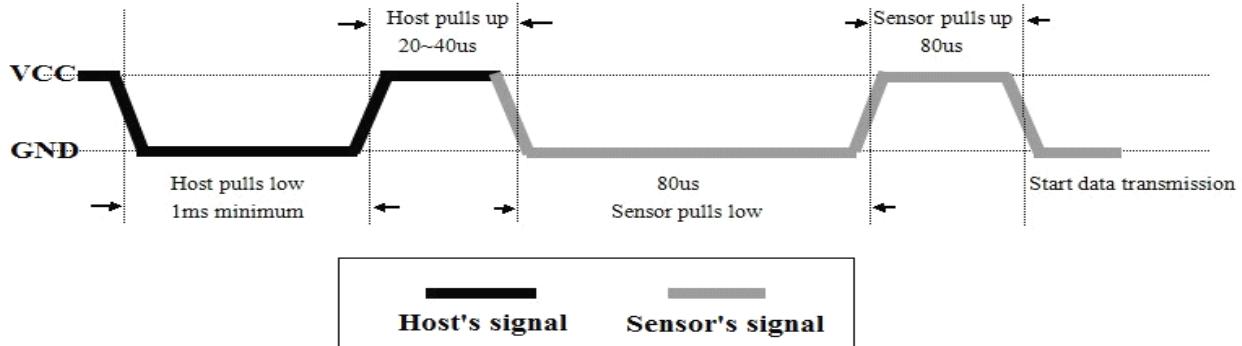
See below figure for overall communication process, **the interval of whole process must beyond 2 seconds.**



- 1) Step 1: MCU send out start signal to AM2302 and AM2302 send response signal to MCU

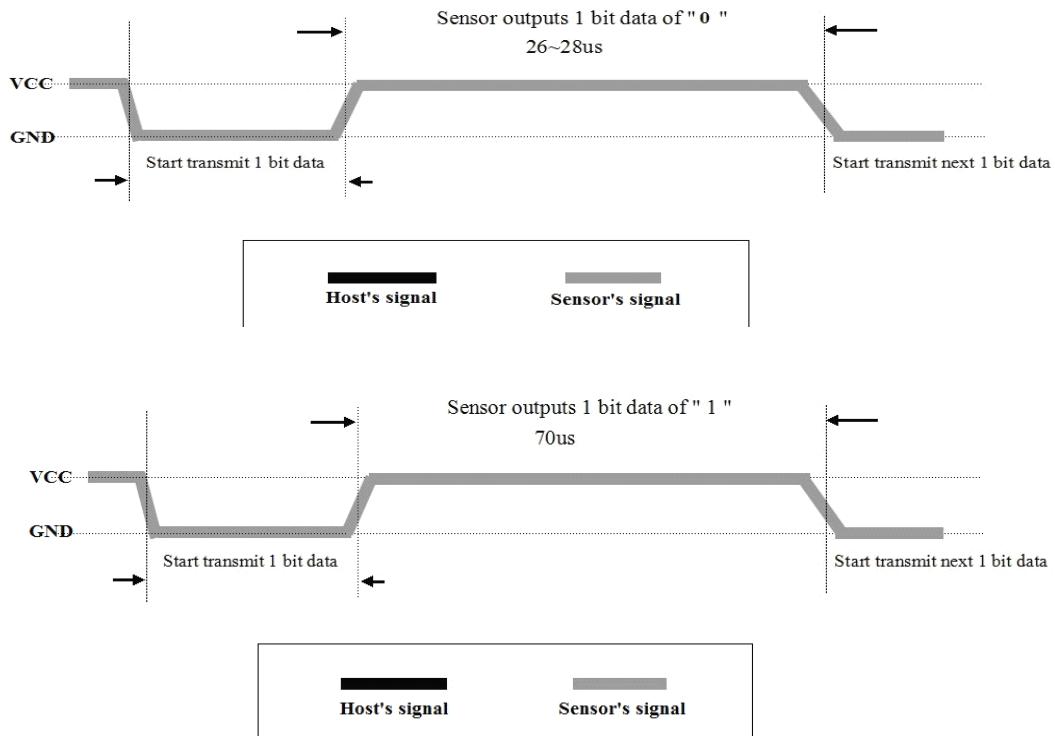
Data-bus's free status is high voltage level. When communication between MCU and AM2302 begins, MCU will pull low data-bus and this process must beyond at least 1~10ms to ensure AM2302 could detect MCU's signal, then MCU will pulls up and wait 20-40us for AM2302's response.

When AM2302 detect the start signal, AM2302 will pull low the bus 80us as response signal, then AM2302 pulls up 80us for preparation to send data. See below figure:



2). Step 2: AM2302 send data to MCU

When AM2302 is sending data to MCU, every bit's transmission begin with low-voltage-level that last 50us, the following high-voltage-level signal's length decide the bit is "1" or "0". See below figures:



Attention:

If signal from AM2302 is always high-voltage-level, it means AM2302 is not working properly, please check the electrical connection status.

7. Electrical Characteristics:

Items	Condition	Min	Typical	Max	Unit
Power supply	DC	3.3	5	6	V
Current supply	Measuring	1		1.5	mA
	Stand-by	40	Null	50	uA
Collecting period	Second		2		Second

8. Attentions of application:

(1) Operating and storage conditions

We don't recommend the applying RH-range beyond the range stated in this specification. The AM2302 sensor can recover after working in abnormal operating condition to calibrated status, but will accelerate sensors' aging.

(2) Attentions to chemical materials

Vapor from chemical materials may interfere AM2302's sensitive-elements and debase AM2302's sensitivity.

(3) Disposal when (1) & (2) happens

Step one: Keep the AM2302 sensor at condition of Temperature 50~60Celsius, humidity <10%RH for 2 hours;

Step two: After step one, keep the AM2302 sensor at condition of Temperature 20~30Celsius, humidity >70%RH for 5 hours.

(4) Attention to temperature's affection

Relative humidity strongly depend on temperature, that is why we use temperature compensation technology to ensure accurate measurement of RH. But it's still be much better to keep the sensor at same temperature when sensing.

AM2302 should be mounted at the place as far as possible from parts that may cause change to temperature.

(5) Attentions to light

Long time exposure to strong light and ultraviolet may debase AM2302's performance.

(6) Attentions to connection wires

The connection wires' quality will effect communication's quality and distance, high quality shielding-wire is recommended.

(7) Other attentions

* Welding temperature should be bellow 260Celsius.

* Avoid using the sensor under dew condition.

* Don't use this product in safety or emergency stop devices or any other occasion that failure of AM2302 may cause personal injury.

MPM489 Pressure Transmitter

Features

- Reliable performance, easy application
- Short protection and reverse polarity protection
- Measure gauge, absolute and sealed gauge
- Intrinsic safe version, conforming to Standard Exia II CT6 of GB3836.4
- Exd product conforms to Standard GB3836.2, and Exd certificate is approved. Exd sign is Exd II CT6
- Ship-use product conforming to CCS Rules of Classification of Sea-going Steel Ships (2006)
- CE and RoHS approved



Introduction

MPM489 product is piezo-resistive pressure transmitter with zero and span adjustable. It uses high stable and reliable pressure sensor and special circuit board to produce transmitter, and performance is good and reliable. MPM489 pressure transmitter is used for measure and control of petroleum, chemi-industry, electric power, hydrology and flow pressure measure, etc.

Specification

- Pressure range: -0.1...0~0.01...100MPa
- Overpressure: 1.5 times FS or 110MPa (min. value is valid)
- Pressure type: gauge/ absolute / sealed gauge
- Process connection: M20×1.5 male waterline seal (or on your demand)
- Accuracy: 0.5%FS
- Long term stability: max. ±0.3%FS/year
- Zero thermal drift: 0.1%FS/°C($\leq 100kPa$); 0.05%FS/°C($> 100kPa$)
- Span thermal drift: 0.1%FS/°C($\leq 100kPa$); 0.05%FS/°C($< 100kPa$)

<http://www.microsensor.cn>

Add: No.18, Yingda Road Baoji,P.R.China, 721006
Tel: +86 917 3600739/3600832 Fax: 3609977

MICRO SENSOR CO., LTD.

- Compensation temp.: 0~50°C
 - Application temp.: -30~80°C, intrinsic safe version: -10~60°C , EXD: -20~60°C
 - Storage temp.: -40~120°C
 - Power supply: 11~28VDC, intrinsic safe version supplied by safe barrier
EXD: 8~28VDC
 - Output signal: 4~20mAADC (2-wire), 0/1~5VDC (3-wire)
 - Load: $\leq (U-11) / 0.02\Omega$ (2-wire), $\geq 10k$ (3-wire)
 - Housing protection: IP65
 - Electric connection: DIN43650 plug

Construction and Outline Dimension

Construction material:

Outline dimension:

Housing: stainless steel 1Cr18Ni9Ti

Sensor housing: stainless steel 1Cr18Ni9Ti

Diaphragm: stainless steel 316L

Sealed-ring: Viton

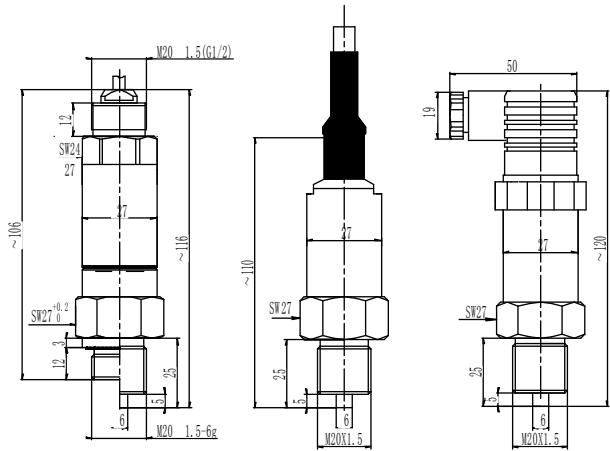
Plug housing: plastic

Cable: Φ 7.5mm Polyethylene Special Cable

Electric Connection

Transmitter connects with the outer circuit through

DIN43650 plug. Terminal definition as below:



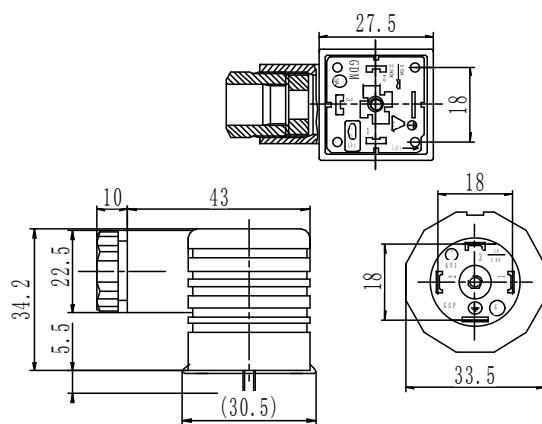
Exd

cable

plug

Pin	2-wire	3-wire
1	+V	+V
2	Signal: +OUT	GND
3	Null	Signal: +OUT

Wire color	2-wire	3-wire
Black	+V	+V
Red	0V	+OUT
White	Null	GND





Order Information

MPM489	Pressure Transmitter		
	Range	Pressure range: -0.1...0~0.01...100MPa	
	[0~X]kPa or MPa	X: the actual measured pressure	
	Code	Output signal	
	E	4~20mA DC	
	F	1~5VDC	
	J	0~5VDC	
	Code	Construction material	
		Diaphragm	Pressure port
	22	SS 316L	SS
	24	SS 316L	SS 316L
	25	Tantalum	SS
	35	Tantalum	Hastelloy
	Code	Others	
	B ₁	Plug connection	
	B ₂	Cable connection	
	PC1	Flush diaphragm, M20×1.5 male	
	PC3	Flush diaphragm, G1/2 male	
	M3	3 1/2 digits LCD digital indicator	
	M ₄	3 1/2 digits LED digital indicator	
	i	Intrinsic safe version: Exia II CT6	
	T	Ship-use	
	d	Exd II CT6	
	C ₁	M20×1.5 male, face type seal	
	C ₃	G1/2 male (used for flush diaphragm type)	
	C ₅	M20×1.5 male, waterline seal	
	G	Gauge	
	S	Sealed gauge	
	A	Absolute	

Order Note:

1. Please pay attention that the media should be compatible with the contacted parts;
 2. Flush diaphragm transmitter's pressure range: 0~70kPa...35Mpa;
 3. If any special requirements on function or specification, please contact with us freely;

<http://www.microsensor.cn>

Add: No 18 Yingda Road Baqiao District Beijing China 7211006

Tel: +86 017 3600739/3600832 Fax: 3600977

MICRO SENSOR CO., LTD.

4. Please pay attention that the intrinsic safe version and ship-use product do not include digital indicator M3 or M₄.