



UNIVERSIDAD DE CANTABRIA  
ESCUELA POLITECNICA DE INGENIERÍA  
DE MINAS Y ENERGÍA



Trabajo Fin de Máster

# **APLICACIÓN DE LA MECÁNICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

**Application of the computational fluid mechanics  
for the analysis of the furnace effect in the  
determination of high temperature fixed points**

Para acceder al título de:

**Máster Universitario en Ingeniería de Minas**

**Autor:** César del Pozo Mesones

**Director:** Pablo Castro Alonso

**Convocatoria:** julio 2022



## ÍNDICE DE CONTENIDOS

<b>1. INTRODUCCIÓN</b>	<b>9</b>
<b>2. ALCANCE Y OBJETIVOS</b>	<b>13</b>
<b>3. CASO DE ESTUDIO</b>	<b>14</b>
3.1. CONTEXTO	14
3.2. DESCRIPCIÓN	15
<b>4. ESTADO DEL ARTE</b>	<b>20</b>
4.1. MEDICIÓN DE LA TEMPERATURA A LO LARGO DE LA HISTORIA	20
4.2. CONCEPTO DE TEMPERATURA	22
4.3. CONCEPTO DE TERMÓMETRO Y ESCALA DE TEMPERATURA	23
4.4. ESCALA INTERNACIONAL DE TEMPERATURAS	25
4.4.1. Puntos fijos empleados y definición de la ITS – 90	27
4.5. REDEFINICIÓN DEL KELVIN	29
4.6. TIPOS DE TERMÓMETROS	31
4.6.1. Termómetros de dilatación	31
4.6.2. Termómetros de resistencia	34
4.6.3. Termopares	37
4.6.4. Otros termómetros	40
4.7. ASPECTOS A CONSIDERAR AL UTILIZAR UN TERMÓMETRO	42
4.7.1. Constante de tiempo y coeficiente de Newton	42
4.7.2. Constante de disipación	45
4.8. MECANISMOS DE TRANSMISIÓN DE CALOR IMPLICADOS	45
4.8.1. Transmisión de calor por radiación	46
4.8.2. Transmisión de calor por conducción	49
4.9. TERMOMETRÍA DE RADIACIÓN	52
4.9.1. Breve repaso por la historia	52
4.9.2. Generalidades y conceptos previos	53
4.9.3. Magnitudes radiométricas básicas	55
4.9.3.1. Absortancia y reflectancia	57
4.9.4. Radiación de cuerpo negro	60
4.9.5. Factor de forma	62
4.9.6. Concepto de emisividad	65



4.9.6.1. Emisividad efectiva	66
4.9.6.2. Emisividad efectiva en cavidades de cuerpo negro cilindro - cónicas	70
4.9.7. Temperatura de radiación	71
4.9.8. Termómetros de radiación	72
4.10. MECÁNICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (MFC)	74
4.10.1. Aspectos generales de la MFC	74
4.10.2. Ventajas e inconvenientes de la MFC	75
4.10.3. Pasos para la resolución de problemas mediante software de MFC	76
4.10.4. Aspectos tenidos en cuenta a la hora de trabajar con ANSYS Fluent®	77
4.10.4.1. Aspectos generales relacionados con el mallado de la geometría	77
4.10.4.2. Ecuación de la energía y modelos de radiación	83
<b>5. METODOLOGIA</b>	<b>89</b>
5.1. PASOS SEGUIDOS PARA LLEVAR A CABO LA SIMULACIÓN	90
5.1.1. Diseño de la geometría con ANSYS DesignModeler®	91
5.1.2. Generación de un mallado con ANSYS Meshing®	97
5.1.3. Análisis físico con ANSYS Fluent®	103
5.1.3.1. Configuración	105
5.1.3.2. Solución	115
5.1.3.3. Resultados	121
<b>6. RESULTADOS</b>	<b>123</b>
6.1. CASO I. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A DOS VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA NORMAL	125
6.2. CASO II. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A TRES VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA NORMAL	126
6.3. CASO III. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A DOS VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA REDUCIDA	127
6.4. CASO IV. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A TRES VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA REDUCIDA	128
<b>7. DISCUSIÓN</b>	<b>129</b>
<b>8. CONCLUSIONES</b>	<b>138</b>
<b>9. ANEXOS</b>	<b>140</b>
<b>10. BIBLIOGRAFÍA</b>	<b>144</b>



## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 3.1.</b> Esquema del horno Chino (IR – R0A), fabricado por Chino Corp. <b>Fuente:</b> [28].....	15
<b>Figura 3.2.</b> Esquema del horno de 3 zonas (MAT60SCII), fabricado por Matels Inc. <b>Fuente:</b> [28] .....	16
<b>Figura 3.3.</b> Esquema del horno Nagano (VR – 10A23), fabricado por Matels Inc . <b>Fuente:</b> [28] 16	16
<b>Figura 3.4.</b> Esquema de la geometría del crisol tipo S. <b>Fuente:</b> [28] .....	17
<b>Figura 3.5.</b> Esquema de la geometría del crisol tipo L. <b>Fuente:</b> [28] .....	17
<b>Figura 3.6.</b> Función SSE del termómetro de radiación. <b>Fuente:</b> [28].....	18
<b>Figura 3.7.</b> Ensayo para la determinación de puntos fijos de alta temperatura. Horno Nagano S y pirómetro lineal LP-3 80-45 (izquierda) y horno Nagano M y pirómetro lineal LP-3 80-05 (derecha). <b>Fuente:</b> [1] .....	19
<b>Figura 4.1.</b> Termómetro de aire. <b>Fuente:</b> [16].....	21
<b>Figura 4.2.</b> Representación de la relación funcional existente entre las variables de estado de dos o más sistemas en equilibrio térmico entre sí. <b>Fuente:</b> [16].....	23
<b>Figura 4.3.</b> Diferencia, en °C, entre los valores correspondientes a la ITS – 90 ( $t_{90}$ ) y los asociados a la IPTS – 68 ( $t_{68}$ ). <b>Fuente:</b> [16] .....	26
<b>Figura 4.4.</b> Intervalos y sub - intervalos definidos en la ITS – 90. <b>Fuente:</b> [16] .....	26
<b>Figura 4.5.</b> Esquema para la definición de punto triple. <b>Fuente:</b> [16].....	27
<b>Figura 4.6.</b> Puntos fijos adoptados por las diferentes escalas internacionales de temperatura a lo largo de la historia hasta la aparición de la ITS – 90. <b>Fuente:</b> [16] .....	28
<b>Figura 4.7.</b> Esquema simplificado de un termómetro de gas a volumen constante. <b>Fuente:</b> [16] .....	31
<b>Figura 4.8.</b> Variación del cociente $p / ppt$ como resultado de emplear diferentes tipos de gases no ideales y variar el volumen de gas. <b>Fuente:</b> [16] .....	32
<b>Figura 4.9.</b> Esquema con las partes de un termómetro de dilatación de líquido en vidrio. <b>Fuente:</b> [17] .....	33
<b>Figura 4.10.</b> Esquema de un termómetro de dilatación de sólido. <b>Fuente:</b> [17].....	33
<b>Figura 4.11.</b> Curva característica resistencia - temperatura de los termómetros de resistencia metálicos en función del material empleado en su construcción. <b>Fuente:</b> [17] .....	35
<b>Figura 4.12.</b> Esquema de un termómetro de resistencia metálico de forma cilíndrica. <b>Fuente:</b> [17] .....	35
<b>Figura 4.13.</b> Curvas características resistencia – temperatura de un termómetro de resistencia de platino y un termistor típicos. <b>Fuente:</b> [17] .....	36
<b>Figura 4.14.</b> Esquema del efecto Seebeck. <b>Fuente:</b> [12] .....	37
<b>Figura 4.15.</b> Esquema de medición de la temperatura de un sistema con un termopar por efecto Seebeck. <b>Fuente:</b> [17] .....	38
<b>Figura 4.16.</b> Curvas características f.e.m. – temperatura correspondientes a los diferentes tipos de termopares estándar. <b>Fuente:</b> [17].....	39
<b>Figura 4.17.</b> Esquema de la asociación de termopares en serie dando lugar a una termopila. <b>Fuente:</b> [17].....	40
<b>Figura 4.18.</b> Curva T - t de un sensor determinado midiendo un sistema a una temperatura constante $T_a$ . <b>Fuente:</b> [16].....	44



<b>Figura 4.19.</b> Curva T – t de un sensor determinado midiendo un sistema a una temperatura que varía con el tiempo de forma lineal (a) y periódica (b). <b>Fuente:</b> [16] .....	44
<b>Figura 4.20.</b> Espectro de la radiación electromagnética. <b>Fuente:</b> [21].....	46
<b>Figura 4.21.</b> Absorción, reflexión y transmisión de la energía radiante. <b>Fuente:</b> [12] .....	48
<b>Figura 4.22.</b> Transferencia de calor por conducción: ley de Fourier. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .....	51
<b>Figura 4.23.</b> Transmisión de calor por conducción a través de una pared plana. <b>Fuente:</b> [24] .	51
<b>Figura 4.24.</b> Transmisión de calor por conducción a través de varias paredes planas dispuestas en serie. <b>Fuente:</b> [24] .....	52
<b>Figura 4.25.</b> Esquema para la descripción de la emisión de radiación. <b>Fuente:</b> [11] .....	55
<b>Figura 4.26.</b> Esquema para la definición del concepto de campo de radiación en el espacio. <b>Figura:</b> [11] .....	57
<b>Figura 4.27.</b> Esquema para la definición de la función BRDF. <b>Fuente:</b> [11].....	58
<b>Figura 4.28.</b> Esquema de la reflexión en una superficie isotrópicamente difusa o lambertiana. <b>Fuente:</b> [11].....	59
<b>Figura 4.29.</b> Esquema de la reflexión en una superficie perfectamente especular. <b>Fuente:</b> [11] .....	60
<b>Figura 4.30.</b> Curvas características de la ley de desplazamiento de Wien. <b>Fuente:</b> [17] .....	61
<b>Figura 4.31.</b> Esquema para la definición del factor de forma entre superficies diferenciales. <b>Fuente:</b> [11].....	63
<b>Figura 4.32.</b> Esquema para la definición del factor de forma entre un anillo diferencial situado en el interior de un cono y un disco coaxial. <b>Fuente:</b> [11].....	64
<b>Figura 4.33.</b> Esquema de una cavidad de cuerpo negro. <b>Fuente:</b> [9] .....	68
<b>Figura 4.34.</b> Determinación de la emisividad efectiva mediante el empleo de técnicas experimentales. <b>Fuente:</b> [5].....	68
<b>Figura 4.35.</b> Esquema general de una cavidad cilindro – cónica y un detector. <b>Fuente:</b> [11]....	70
<b>Figura 4.36.</b> Esquema para el cálculo de los factores de forma que definen todas las trayectorias posibles de fotones en el interior de la cavidad. <b>Fuente:</b> [11].....	71
<b>Figura 4.37.</b> Esquema de la construcción de un cuerpo lo más próximo posible a uno negro. <b>Fuente:</b> [17].....	72
<b>Figura 4.38.</b> Esquema funcional de un pirómetro de radiación visible con todas sus partes. <b>Fuente:</b> [17].....	74
<b>Figura 4.39.</b> Malla estructurada compuesta por cinco celdas. Dominio unidimensional. <b>Fuente:</b> [14] .....	78
<b>Figura 4.40.</b> Malla estructurada compuesta por diez celdas. Dominio bidimensional. <b>Fuente:</b> [14] .....	78
<b>Figura 4.41.</b> Malla no estructurada compuesta por diez celdas. Dominio bidimensional. <b>Fuente:</b> [14] .....	78
<b>Figura 4.42.</b> Conversión por deformación continua de un dominio a uno equivalente rectangular. <b>Fuente:</b> [14].....	79
<b>Figura 4.43.</b> Interfaz conforme entre bloques de mallas. <b>Fuente:</b> [14].....	79
<b>Figura 4.44.</b> Interfaz no conforme entre bloques de mallas. <b>Fuente:</b> [14].....	80
<b>Figura 4.45.</b> Dos mallas superpuestas en configuración quimera u overset. <b>Fuente:</b> [14] .....	80



<b>Figura 4.46.</b> Solución de un problema convectivo plano puro con resolución de primer orden para el caso de un mallado bien orientado (a) y un mallado mal orientado (b). <b>Fuente:</b> [14]... 81	81
<b>Figura 4.47.</b> Resultado típico de un estudio de independencia de malla aplicando la extrapolación generalizada de Richardson para obtener el resultado asintótico para una malla infinitesimalmente fina. <b>Fuente:</b> [14] ..... 83	83
<b>Figura 5.1.</b> Creación de un nuevo proyecto de CFD en ANSYS Workbench®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 90	90
<b>Figura 5.2.</b> Geometría 2D correspondiente al caso III. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 92	92
<b>Figura 5.3.</b> New Sketch. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 93	93
<b>Figura 5.4.</b> Sketching → Draw. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 94	94
<b>Figura 5.5.</b> Sketching → Dimensions. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ... 94	94
<b>Figura 5.6.</b> Modeling → Concept → Surfaces From Sketches. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 95	95
<b>Figura 5.7.</b> Resultado de aplicar la herramienta Surfaces From Sketches para cada una de las diferentes partes que constituyen la geometría del modelo. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 96	96
<b>Figura 5.8.</b> Modeling → Tools → Form New Part. ANSYS DesignModeler®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 96	96
<b>Figura 5.9.</b> Interfaz de ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia..... 97	97
<b>Figura 5.10.</b> Create Named Selection. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 98	98
<b>Figura 5.11.</b> Resultado de aplicar la herramienta Create Named Selection para cada uno de los bordes singulares de la geometría generada: (a) “Axis”; (b) “Back Wall”; (c) “Side Wall”; (d) “Cell – Argon”; (e) “Cell – Metal Junction”; (f) “Outer Wall Furnace”; (g) “Furnace – Argon”; (h) “Discs – Argon”; (i) “Aperture”. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 99	99
<b>Figura 5.12.</b> Resultado de aplicar la herramienta Create Named Selection para cada una de las superficies generadas: (j) “Fixed Point Material”; (k) “Cell”; (l) “Furnace”; (m) “Argon”. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia..... 99	99
<b>Figura 5.13.</b> Mesh → Generate. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 99	99
<b>Figura 5.14.</b> Details of “Mesh” → Sizing. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia..... 100	100
<b>Figura 5.15.</b> Mesh → Sizing. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 101	101
<b>Figura 5.16.</b> Resultado de aplicar la herramienta Sizing únicamente sobre la back wall y la side wall. ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia..... 102	102
<b>Figura 5.17.</b> Aspecto final del mallado generado con ANSYS Meshing®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 103	103
<b>Figura 5.18.</b> Opciones de configuración previas de ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 104	104
<b>Figura 5.19.</b> Interfaz de ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 104	104
<b>Figura 5.20.</b> Outline View → Setup → General. ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 105	105
<b>Figura 5.21.</b> Outline View → Setup → Models. ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. 106	106
<b>Figura 5.22.</b> Opciones de configuración relativas al modelo de radiación Discrete Ordinates (DO). ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. .... 107	107



<b>Figura 5.23.</b> Modelos de viscosidad. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	108
<b>Figura 5.24.</b> Outline View → Setup → Materials. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	108
<b>Figura 5.25.</b> Outline View → Setup → Cell Zone Conditions. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	110
<b>Figura 5.26.</b> Opciones de configuración relativas a la zona ocupada por el gas argón. Cell Zone Conditions → argon. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	111
<b>Figura 5.27.</b> Opciones de configuración relativas a la zona donde se aloja el material de punto fijo empleado. Cell Zone Conditions → fixed_point_material. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	112
<b>Figura 5.28.</b> Outline View → Setup → Boundary Conditions → Wall → back_wall. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	113
<b>Figura 5.29.</b> Outline View → Solution → Methods. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	116
<b>Figura 5.30.</b> Outline View → Solution → Monitors → Residual. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	117
<b>Figura 5.31.</b> Outline View → Solution → Initialization. Opciones de configuración para el método Hybrid Initialization. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	119
<b>Figura 5.32.</b> Outline View → Solution → Run Calculation. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	120
<b>Figura 5.33.</b> Solution → Run Calculation → Check Case. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	120
<b>Figura 5.34.</b> Ventanas Scaled Residuals y Console. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	121
<b>Figura 5.35.</b> Results → Reports → Surface Integrals. ANSYS Fluent <sup>®</sup> . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	122
<b>Figura 7.1.</b> Caídas de temperatura experimentadas en la back wall para las diferentes geometrías sometidas a estudio (casos I, II, III y IV), tomando como referencia unos valores de $\varepsilon = 0.9$ y $DF = 0.75$ . <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	130
<b>Figura 7.2.</b> Variación de la caída de temperatura experimentada en la back wall en función del valor de la emisividad ( $\varepsilon$ ), para cada valor de la DF. Simulación de prueba. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	131
<b>Figura 7.3.</b> Variación de la caída de temperatura experimentada en la back wall en función del valor de la fracción difusa (DF), para cada valor de $\varepsilon$ . Simulación de prueba. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	132



## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 4.1.</b> Puntos fijos incluidos en la ITS - 90. <b>Fuente:</b> elaboración propia a partir de [16] .....	28
<b>Tabla 4.2.</b> Combinaciones de metales y aleaciones metálicas empleadas para la fabricación de los diferentes tipos de termopares estándar y su rango de temperatura útil. <b>Fuente:</b> elaboración propia a partir de [17] .....	39
<b>Tabla 4.3.</b> Valores del coeficiente de conductividad térmica (k) a 300 K, correspondientes a diferentes materiales y sustancias. <b>Fuente:</b> [24] .....	50
<b>Tabla 5.1.</b> Sketches generados para definir las diferentes partes que constituyen la geometría del modelo en cuestión. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	93
<b>Tabla 5.2.</b> Parámetros de calidad del mallado: “Skewness” y “Orthogonal Quality”. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	103
<b>Tabla 5.3.</b> Propiedades de los materiales y fluidos implicadas en el estudio. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	109
<b>Tabla 5.4.</b> Opciones de configuración modificadas para cada uno de los elementos incluidos dentro de la categoría Wall. Boundary Conditions. ANSYS Fluent®. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	114
<b>Tabla 6.1.</b> Simulaciones de prueba para el punto fijo de cobre (1358 K). Horno de longitud igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm). <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	123
<b>Tabla 7.1.</b> Porcentajes promedio, de los resultados obtenidos para cada material, relativos a la mejora del efecto horno obtenida en cada caso al aumentar un 1 % el valor de $\varepsilon$ y DF, respectivamente. <b>Fuente:</b> elaboración propia.....	132
<b>Tabla 7.2.</b> Resultados de la caída de temperatura en mK correspondientes a una reducción del 1% del valor de $\varepsilon$ y DF, respectivamente, y % de mejora que supone dicha reducción, aplicado al caso II. <b>Fuente:</b> elaboración propia.....	133
<b>Tabla 7.3.</b> Porcentajes promedio de la reducción de la caída de temperatura obtenida en la back wall para cada material de punto fijo, en comparación con el caso más desfavorable (caso I). <b>Fuente:</b> elaboración propia.....	135
<b>Tabla 7.4.</b> Porcentajes de mejora de la caída de temperatura en la back wall correspondientes a los casos II, III y IV, para el Re – C, respecto de la situación más desfavorable (caso I). <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	135
<b>Tabla 7.5.</b> Porcentaje promedio, para los diferentes materiales de punto fijo, de la mejora obtenida al incrementar en 1 mm la longitud del tubo del horno y al disminuir en 1 mm el diámetro de apertura del crisol, respectivamente. <b>Fuente:</b> elaboración propia. ....	136
<b>Tabla 7.6.</b> Resultados de la caída de temperatura en mK correspondientes a una reducción de 1 mm del diámetro de apertura de salida del crisol y % de mejora que supone dicha reducción. <b>Fuente:</b> elaboración propia.....	136



## 1. INTRODUCCIÓN

Como es sabido, la temperatura es una variable propia de la Termodinámica y una de las siete magnitudes físicas básicas del Sistema Internacional de Unidades (SI). El Principio Cero de la Termodinámica, introduce el concepto de temperatura empírica, definiéndola como la propiedad que tienen en común aquellos sistemas que se encuentran en equilibrio térmico entre sí. Como se explicará más adelante, la manera de medir temperaturas empíricas es indirecta, puesto que consiste en llevar a cabo la medición de propiedades o magnitudes físicas cuyo valor varía al experimentar un cambio de temperatura, por lo que es posible establecer una relación de proporcionalidad entre ambas variables que reportará finalmente el valor de la temperatura del sistema, tal y como ocurre en el caso del empleo de termorresistencias o termopares para la medición de temperaturas.

Por su parte, el Segundo Principio de la Termodinámica introduce el concepto de temperatura termodinámica, la cual es independiente de las propiedades de una determinada sustancia. Por este motivo, la medida de temperaturas termodinámicas se realiza a través de la aplicación de leyes físicas en las que está involucrada dicha variable. Los termómetros de gas a volumen constante o los termómetros de radiación total, son algunos ejemplos de dispositivos que miden temperaturas termodinámicas.

La parte de la física encargada del estudio de los fenómenos en los que interviene el calor o la temperatura es la Termología, siendo la Termometría la rama de la Termología que engloba todos los aspectos relacionados con la medición de la temperatura sobre bases científicas, incluyendo la descripción de los instrumentos (termómetros) y los protocolos empleados, así como el establecimiento de las escalas termométricas, entre otras cuestiones.

La aparición de la Termometría en Europa se remonta al siglo XVII y su importancia queda de manifiesto al constatar que muchos de los fenómenos físicos que se iban descubriendo eran muy sensibles a los cambios de temperatura, lo cual permite afirmar que la historia de la Termometría es un fiel reflejo de la propia historia de la Ciencia. Los primeros descubrimientos en este sentido fueron simples fenómenos de expansión de las sustancias, a los que más adelante, se fueron añadiendo fenómenos ópticos, acústicos, eléctricos, magnéticos y, llegado siglo XX, fenómenos electrónicos, atómicos y nucleares. En todo este tiempo, los termómetros se han ido sofisticando como resultado de un largo proceso de prueba y error, a la vez que se han ido implantando como instrumentos esenciales para la investigación, la industria e incluso, para la vida cotidiana. [27]

En la actualidad, la obtención de patrones fiables para llevar a cabo el calibrado de instrumentos térmicos de medida, es uno de los mayores retos presentes en el ámbito del modelado y el calibrado térmico. Una opción muy extendida, pasa por la obtención de puntos fijos de fusión de materiales, los cuales pueden ser utilizados de forma relativamente sencilla a modo de patrón para llevar a cabo la calibración de este tipo de instrumentos, empleando hornos y crisoles específicamente diseñados para estos fines. Esto es debido a que, una vez determinados, dichos puntos fijos son fácilmente reproducibles en cualquier laboratorio adecuadamente equipado.

Ya en 1996, el Comité Consultor de Termometría (CCT) recomendaba a los Centros Nacionales de Metrología (CNMs) la necesidad de desarrollar puntos fijos de alta temperatura (HTFPs, por sus siglas en inglés) por encima de los 2300 K, con una reproducibilidad superior a 0.1 K. Este hecho responde, en cierta medida, a la necesidad creciente que existe hoy en día de lograr una mayor exactitud a la hora de medir altas temperaturas, algo especialmente relevante en industrias como la aeroespacial, nuclear, siderúrgica, de materiales, etc. Dicha demanda ha propiciado multitud de estudios a lo largo de los últimos años, gran parte de ellos encaminados



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

a la determinación de puntos fijos de diferentes materiales para temperaturas superiores al valor del punto de fusión del cobre, entre los que se han recomendado los puntos fijos de metales puros con puntos de fusión elevados como el níquel (1728 K), cobalto (1768 K), hierro (1811 K), paladio (1828 K), platino (2041.3 K), rodio (2236 K), iridio (2719 K), molibdeno (2895 K) y tungsteno (3687 K).

No obstante, dichos puntos fijos presentan el inconveniente de que la utilización de crisoles de grafito contamina en algunos casos el metal modificando su temperatura de fusión, motivo por el cual se recomienda el empleo de crisoles de alúmina para el caso del níquel, platino y paladio. Otro de los materiales que se ha estudiado para su utilización como posible punto fijo ha sido la propia alúmina, cuyo punto de fusión se encuentra en torno a los 2320 K, empleando en este caso tungsteno para la construcción del crisol. A pesar de que de esta forma se lograría solucionar el problema planteado, este tipo de crisoles presentan a su vez el inconveniente de ser demasiado frágiles y contar con una menor emisividad que los de grafito.

El Instituto Nacional de Metrología de Japón (NMIJ) ha logrado dar solución a este problema, planteado la posibilidad de emplear metales que presenten una reacción eutéctica con el carbono, dando como resultado una aleación eutéctica que puede ser utilizada como punto fijo en sustitución de los metales puros. La utilización de este tipo de materiales eutécticos carbono – metálicos (C – M) permite evitar el inconveniente de la posible contaminación provocada por los crisoles de grafito, los cuales pueden ser utilizados sin ningún problema con los beneficios que ello conlleva, dada su robustez y emisividad. Otras de sus ventajas son:

- La temperatura de transición no depende del contenido en carbono de la aleación, lo que permite evitar los excesos de absorción de carbono en la misma.
- Ofrecen la posibilidad de obtener un amplio abanico de posibles puntos fijos de alta temperatura, comprendido entre el Fe – C (1426 K) y el Re – C (2747 K).

Además, existe también la opción de emplear materiales eutécticos carburo – metálicos (C – MC), a partir de los cuales es posible obtener puntos fijos con temperaturas incluso superiores a los 2773 K. Estas aleaciones están basadas en las reacciones eutécticas de los carburos con el carbono, por lo que evitan igualmente la posibilidad de que se produzca su contaminación debido al grafito del crisol.

Todos estos avances han propiciado que muchos de los CNMs, en el marco de cooperación del Proyecto Euromet, hayan llevado a cabo diferentes estudios relacionados con la aplicación de estos materiales a la termometría de contacto y radiación. Los primeros cuerpos negros empleados en termometría de radiación, utilizaron aleaciones de Pd – C e Ir – C como puntos fijos y se desarrollaron en el *National Physical Laboratory* (NPL), mientras que el primer prototipo empleado en termometría de contacto, utilizó la aleación Pt – C como material de punto fijo y fue desarrollado por el *BNM – Laboratoire National D'Essais* (BNM-LNE). En estos proyectos, participaron además otros organismos como el *BNM – Institut National de Metrologie/CNAM* (BNM – INM) o el *Physikalisch – Technische Bundesanstalt* (PTB). Más adelante, el número de participantes se vio incrementado con la incorporación del sector industrial, de la mano de *Thermocoax* y *Land Instruments International*, así como de universidades como la Universidad de Valladolid.

Por otro lado, con el fin de desarrollar el conocimiento relacionado con la tecnología de los materiales eutécticos C – M en Europa, se llevó a cabo una propuesta al *European Commission Fifth Framework 'GROWTH' Programme* a modo de proyecto de investigación titulado "*Novel, High Temperature, Metal – Carbon Eutectic Fixed Points for Radiation Thermometry, Radiometry and Thermocouples*" (HIMERT), la cual fue aceptada y ha contado con la colaboración del NMIJ.



Otros Institutos Nacionales de Metrología como el *All-Russia Institute for Measurements in Optics and Physics* (VNIIOFI), quien además ha desarrollado puntos fijos eutécticos C – MC para su implementación en radiometría, el *National Institute of Metrology of China* (NIM), el *National Measurement Laboratory of Australia* (NML), el *Korea Research Institute of Standards and Science* (KRISS), el *Bureau International des Poids et Mesures* (BIPM) o el *National Institute of Standards and Technology of the USA* (NIST), han llevado a cabo diversos estudios en esta línea y han colaborado en la comparación de los resultados obtenidos con miembros del proyecto HIMERT y del NMIJ. [8]

La determinación de HTFPs presenta una mayor relevancia si cabe desde que, en el año 2019, el SI fuera sometido a la revisión más radical que se ha producido desde su creación en 1960, con la que se pretende que todas las unidades del SI sean redefinidas en base a constantes fundamentales de la naturaleza.

En el caso concreto del kelvin, su redefinición se ha llevado a cabo en base a un valor fijo de la constante de Boltzmann ( $k$ ), lo que ha provocado multitud de estudios en los últimos años en los que se ha conseguido determinar su valor con una incertidumbre lo suficientemente baja para que esto sea viable hoy en día. En lo relativo a la medición de altas temperaturas ( $> 1300$  K), se ha demostrado que la incertidumbre asociada a la medida de la temperatura termodinámica en base a la constante de Boltzmann es comparable, o incluso inferior, a la obtenida actualmente como resultado de aplicar la Escala Internacional de Temperaturas de 1990 (ITS – 90), por lo que es cuestión de tiempo que, en este rango de temperaturas, su medición se lleve a cabo de forma extendida en base a la aplicación de la termometría primaria (basada en la medición de temperaturas termodinámicas) en sustitución de su aproximación, la ITS – 90 (basada en la medición de temperaturas empíricas).

No obstante, a pesar de que en el corto plazo la termometría continuará basándose en las escalas definidas actuales, en los Institutos Nacionales de Metrología ya se trabaja en la aplicación de la termometría primaria a la medición de altas temperaturas de dos formas distintas: a través de la termometría primaria absoluta (basada en el empleo de radiómetros absolutos), o a través de la termometría primaria relativa (basada en el empleo de HTFPs). En lo referente a este último caso, cabe destacar que existe un documento guía donde se recogen los HTFPs documentados hasta la fecha, junto con sus temperaturas termodinámicas y su incertidumbre asociada, los cuales han sido obtenidos como resultado de la actividad investigadora liderada y coordinada por el CCT y en la que han participado los Institutos Nacionales de Metrología, algunos de los cuales han sido mencionados anteriormente. [23] [28]

Sin embargo, cuando se pretende caracterizar puntos fijos a muy altas temperaturas, sigue apareciendo una incertidumbre asociada a la medida efectuada con el termómetro, la cual no coincide con la temperatura de la interfase líquido – sólido del material de punto fijo considerado. Esto puede deberse a diversos factores, tales como:

- La disipación de calor al entorno.
- La resistencia térmica del metal y de las paredes del crisol.
- Las propiedades del material de punto fijo utilizado.
- El gradiente de temperatura existente en el interior del horno.
- El diseño del horno y crisol empleados.
- La temperatura nominal del punto fijo.
- La existencia de impurezas en la aleación utilizada, etc. [8]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

En este trabajo fin de máster, se analiza concretamente la influencia del diseño de la cavidad del conjunto horno – crisol en la incertidumbre obtenida al llevar a cabo la medición de la temperatura con el termómetro de radiación, la cual ha sido puesta de manifiesto al observar que se obtenían diferentes resultados en la determinación de puntos fijos de alta temperatura, en función del tipo de configuración horno – crisol utilizada. Este aspecto es conocido como “efecto horno” y ha sido objeto de diferentes investigaciones como la realizada por Yamada (2021), tomada como punto de partida para este trabajo y basada en la utilización del cobre como material de punto fijo de alta temperatura, cuya temperatura de fusión es de 1358 K.

La incertidumbre asociada al efecto horno, afecta a la determinación de HTFPs de dos formas distintas: en primer lugar, en lo referente a la precisión con la que es posible reproducir la temperatura documentada para un determinado HTFP utilizando una cavidad de cuerpo negro en concreto y, en segundo lugar, en lo relativo a la incertidumbre que puede presentar el propio valor del HTFP documentado que ha sido asignado a un determinado material en particular. Por tanto, el hecho de poder dar con las causas físicas que expliquen la incertidumbre asociada al efecto horno, resulta fundamental para poder aplicar las correcciones oportunas que permitan reducir drásticamente dicha incertidumbre en la determinación de HTFPs y, de esta forma, tratar de alcanzar el grado de precisión exigido hoy en día por las aplicaciones más exigentes a la hora de medir altas temperaturas. [23]

En el presente documento, se contrastan los resultados y las conclusiones obtenidas de forma experimental por Yamada (2021), y se intenta avanzar en la búsqueda de una completa explicación sobre las causas que provocan el denominado efecto horno, a través de la elaboración de un modelo de análisis numérico con ayuda del software proporcionado por ANSYS® para la resolución de problemas relacionados con la Mecánica de Fluidos Computacional.



## 2. ALCANCE Y OBJETIVOS

El presente documento es un trabajo de investigación, con el que se pretende dar un paso más en la búsqueda de una completa explicación sobre las causas que provocan la presencia del denominado efecto horno en la determinación de puntos fijos de alta temperatura, destinados a llevar a cabo la calibración de termómetros de radiación, con el objetivo final de alcanzar una solución que permita lograr su mitigación.

Para ello, se trata de profundizar en algunas de las principales causas que han sido atribuidas al efecto horno en trabajos anteriores, tomando como punto de partida la más reciente de las investigaciones realizadas en este sentido efectuada por Yamada (2021), la cual se nutre a su vez de la información aportada por el conjunto de todos los trabajos de investigación previamente publicados, relacionados con esta temática.

Para cumplir con este propósito, se marcan una serie de objetivos cuya consecución pasa por la generación de un modelo para llevar a cabo la simulación del caso de estudio mediante la aplicación de métodos numéricos, utilizando para ello el software proporcionado por ANSYS® para la resolución de problemas relacionados con la Mecánica de Fluidos Computacional, denominado Fluent®. Estos son:

- Desarrollar un modelo para el análisis numérico que sea capaz de simular con la suficiente precisión la transferencia de calor por radiación que tiene lugar en el interior de hornos de alta temperatura.
- Comprender mejor los fenómenos relacionados con la radiación que provocan el efecto horno.
- Contrastar, mediante la aplicación de la Mecánica de Fluidos Computacional, los resultados obtenidos experimentalmente por Yamada (2021) para el punto fijo de cobre, el horno Nagano (VR10 – A45) y el crisol de tipo S.
- Confirmar que la incertidumbre obtenida por Yamada (2021) en la determinación del punto fijo de cobre es atribuible al efecto horno, descartando otras posibilidades.
- Analizar cómo afecta el valor de la temperatura de punto fijo y la variación de los parámetros de emisividad y fracción difusa de las superficies implicadas, a la caída de temperatura experimentada en la pared interior de la cavidad del crisol, sobre la que el termómetro de radiación efectúa la medición, contrastando los resultados obtenidos para cuatro materiales de punto fijo distintos: cobre, cobalto – carbono, platino – carbono y renio – carbono.
- Analizar la influencia de la geometría de las cavidades de cuerpo negro en la problemática asociada al efecto horno, valorando en qué medida contribuye a mitigar dicho efecto un aumento de la longitud del tubo del horno y/o una reducción del diámetro de apertura de salida del crisol, contrastando los resultados obtenidos para los cuatro materiales de punto fijo mencionados en el punto anterior.



### 3. CASO DE ESTUDIO

#### 3.1. CONTEXTO

Como se ha comentado en los capítulos anteriores, el trabajo que se desarrolla en el presente documento pretende ser una continuación de la investigación realizada por Yamada (2021), la cual está precedida de una serie de investigaciones encaminadas a comprender, sin éxito, las causas que provocan la aparición de una incertidumbre asociada a la medida realizada con el termómetro de radiación, en la determinación de puntos fijos de alta temperatura.

Una de las más destacadas, fue la realizada por Todd y Woods (2014), quienes constatarían la existencia del efecto horno utilizando el cobre como material de punto fijo, ya que al comparar los resultados obtenidos tras emplear tres crisoles de cuerpo negro con diseños y tamaños distintos, introducidos en tres hornos de diferente tipo (uno tubular, uno compacto de calentamiento indirecto y uno de cuerpo negro de alta temperatura de calentamiento directo), observaron incertidumbres en la medida de la temperatura con el termómetro de radiación de hasta 120 mK, las cuales no podían explicarse por el efecto del tamaño de la fuente del termómetro de radiación empleado (SSE, por sus siglas en inglés), ni por ninguna otra causa aparente.

Más recientemente, Dong et al. (2017) llevó a cabo una investigación para la determinación de puntos fijos de alta temperatura utilizando materiales eutécticos C – M, concretamente el Co – C (1597 K), empleando para ello dos tipos de crisoles distintos pero con diseños similares y tres tipos de hornos (uno tubular C/C de calentamiento indirecto, uno tubular de grafito de calentamiento directo y uno de tubo de alúmina de calentamiento indirecto). En este caso, se observaron incertidumbres en la medida con el termómetro de radiación de hasta 140 mK.

Tanto en estas como en otras investigaciones previas relacionadas, se han hecho diferentes intentos de explicar a qué se debe dicha incertidumbre encontrada a la hora de efectuar la medición de la temperatura con el termómetro de radiación, la cual ha sido atribuida a diferentes razones: la falta de uniformidad de la temperatura del horno (Bourson et al., 2013), la inercia térmica del horno (Bloembergen et al., 2015), la microestructura del lingote o material de punto fijo utilizado (Dong et al., 2017), la caída de temperatura a través de las paredes de la cavidad (Lowe, 2013) o bien, la emisividad de la cavidad y el SSE (Dong et al., 2017). No obstante, estos fenómenos son demasiado pequeños, incluso en su conjunto, para explicar la magnitud de la caída de temperatura experimentada al realizar la medición. [28]

Por este motivo, Imbe et al. (2016) llevaron a cabo un estudio en el que también participaría Yoshiro Yamada, autor de la investigación en la que se inspira el presente trabajo, cuyo objetivo era el de tratar de identificar la causa real que provocaba el denominado efecto horno, utilizando el cobre como material de punto fijo. El hecho de emplear este material, permitía eliminar la posible influencia de los fenómenos relacionados con las propiedades térmicas del horno (inercia térmica y gradiente térmico), cuyo efecto había quedado de manifiesto al detectar una deformación característica al analizar la curva de fusión de dicho material.

En esta investigación se emplearon tres tipos de horno con diferentes diseños, dimensiones y principio de calentamiento (uno tubular de C/C de calentamiento indirecto, uno compacto de calentamiento indirecto y un horno de tres zonas de tubo de alúmina de calentamiento indirecto), dos tipos de crisol con diferentes diseños y dimensiones, y dos termómetros de radiación con diferentes longitudes de onda y distinto valor del parámetro SSE.



Los resultados arrojados por dicho estudio, demostraron que el efecto horno depende de la longitud del tubo del horno y del diseño del crisol. Sin embargo, no se encontró una relación clara entre las dimensiones del crisol y el efecto horno, ni tampoco una dependencia del mismo asociada al termómetro de radiación utilizado. [19] [28]

Finalmente, en la investigación realizada por Yamada (2021), se emplearon los mismos tipos de horno y diseños de crisol, y se utilizó también el cobre como material de punto fijo. La única diferencia que puede encontrarse respecto al caso anterior, reside en que únicamente se utilizó un termómetro de radiación con un valor del SSE pequeño. Esto es debido a que, dicho estudio, pretendía ser una continuación de la investigación anterior con el objetivo principal de profundizar en la relación existente entre el diseño de la cavidad de cuerpo negro y el efecto horno. Para ello, se realizaron ensayos con diferentes valores de la dimensión de la apertura de salida de los crisoles y se incluyeron una serie de discos, fabricados del mismo material de cuerpo negro, que actuaban a modo de pantallas frente a la radiación, los cuales se encontraban repartidos de forma equidistante a lo largo de toda la cavidad interior del tubo del horno.

Los resultados obtenidos permitieron constatar que las modificaciones introducidas en el diseño del crisol, lograban reducir drásticamente el denominado efecto horno, lo cual permitía confirmar que este fenómeno estaba causado por la interacción de la energía radiante con la cavidad interior del conjunto horno – crisol. Más concretamente, se afirmó que el efecto horno era debido fundamentalmente a la reflexión de la radiación en la pared lateral de dicha cavidad, ya que una vez reducidas las dimensiones de la apertura de salida del crisol, se demostró que era posible mitigar dicho efecto hasta el punto de lograr una incertidumbre en la medida de la temperatura con el termómetro de radiación en torno a los 14 mK o incluso inferior. [28]

### 3.2. DESCRIPCIÓN

En este apartado se comentan los aspectos más relevantes de la investigación realizada por Yamada (2021), destacando aquellos que serán tomados como punto de partida para la elaboración del modelo de análisis numérico efectuado en el presente trabajo.

Por un lado, en los ensayos realizados en dicho estudio para el punto fijo de cobre (1358 K), se emplearon tres tipos de horno distintos calentados de forma indirecta por calentadores de efecto Joule, los cuales tienen en común que presentan una apertura de salida en uno de sus extremos, por la cual se introduce el termómetro de radiación a la hora de efectuar la medición, y una cavidad interior rellena de gas argón. Estos son:

- **Horno Chino (IR – ROA):** fabricado por *Chino Corp*. Está constituido por un tubo de acero inoxidable de 167 mm de longitud y 40 mm de diámetro interior, cerrado por uno de sus extremos, en cuyo interior se encuentra alojado el crisol protegido por una serie de capas de sacrificio y aislantes. Se trata de un horno modular, en el cual es posible intercambiar con facilidad tanto el tubo del horno como el crisol (Figura 3.1). [28]

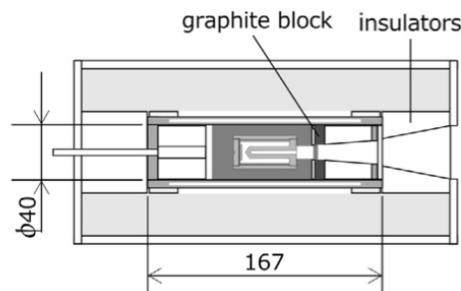


Figura 3.1. Esquema del horno Chino (IR – ROA), fabricado por Chino Corp. Fuente: [28]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

- **Horno de 3 zonas (MAT60SCII):** fabricado por *Matels Inc.* Está compuesto por un tubo de alúmina de 1 m de longitud y 60 mm de diámetro interior, en el cual se encuentra alojado el crisol protegido en el interior de un bloque central de grafito, logrando así una mejor homogeneización térmica. En este caso, la potencia térmica del calentador puede regularse para cada una de las tres zonas que componen el horno de forma independiente, con el objetivo de conseguir una temperatura lo más uniforme posible a lo largo de todo el tubo del horno durante el ensayo (Figura 3.2).

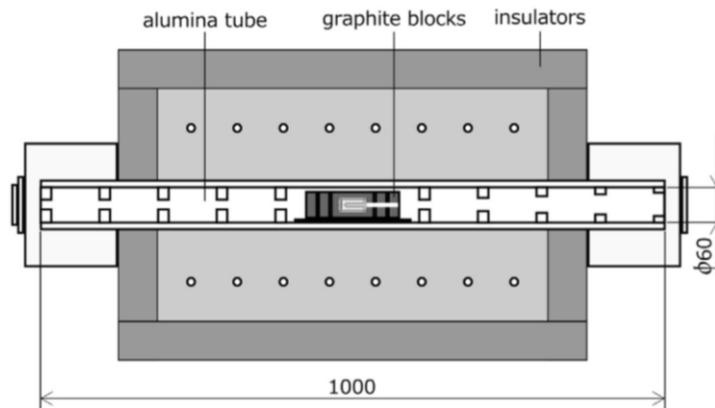


Figura 3.2. Esquema del horno de 3 zonas (MAT60SCII), fabricado por *Matels Inc.* Fuente: [28]

- **Horno Nagano (VR10 – A45):** fabricado por *Nagano Co., Ltd.* Se trata del modelo de horno que será objeto de análisis del presente trabajo. Está compuesto por un tubo de C/C de 250 mm de longitud y 27 mm de diámetro interior, cerrado por uno de sus extremos, en cuyo interior se aloja el crisol (Figura 3.3). Además, al igual que puede observarse en el esquema relativo al horno de 3 zonas (Figura 3.2), el horno Nagano presenta una serie de discos repartidos equidistantemente a lo largo del interior del tubo del horno, los cuales sirven a modo de escudos o pantallas frente a la radiación.

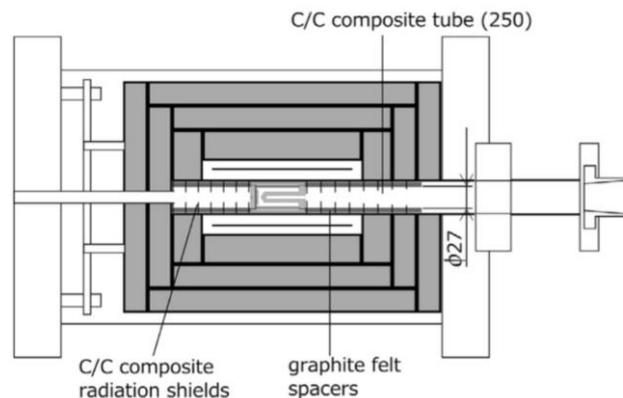


Figura 3.3. Esquema del horno Nagano (VR – 10A23), fabricado por *Matels Inc.* Fuente: [28]

Por otro lado, en lo que se refiere a los crisoles utilizados, Yamada (2021) optó por el empleo de los siguientes tipos:

- **Crisol de tipo S:** es el tipo de crisol de dimensiones más pequeñas y el que presenta un diseño más convencional para esta clase de ensayos (Figura 3.4). Se instala en el interior del horno Nagano (por lo que será el tipo de crisol considerado en el presente trabajo), y está fabricado a partir de grafito de alta pureza.



CÉSAR DEL POZO MESONES

En su interior, se encuentra alojado el lingote de cobre previamente horneado y mecanizado en forma de copa, de tal forma que encaja perfectamente en el hueco destinado a tal efecto. En este caso, se emplearon dos lingotes correspondientes a un mismo lote, proporcionados por *JX Nippon Mining & Metals Corp.*, con una pureza del 99.9999%.

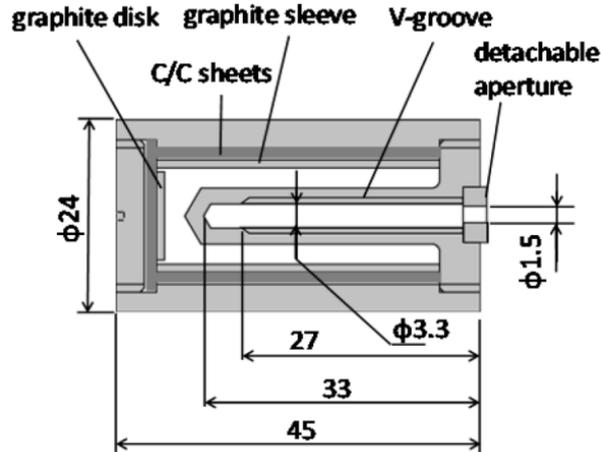


Figura 3.4. Esquema de la geometría del crisol tipo S. Fuente: [28]

- **Crisol de tipo L:** es el tipo de crisol de mayores dimensiones y el que se emplea particularmente en el caso del horno Chino (Figura 3.5). Está fabricado por *Chino Corp.* y, en este caso, incorporaba un lingote de cobre con una pureza del 99.9999%, el cual fue fabricado a partir de la introducción del material en forma de perdigones en el interior del crisol mediante relleno. [28]

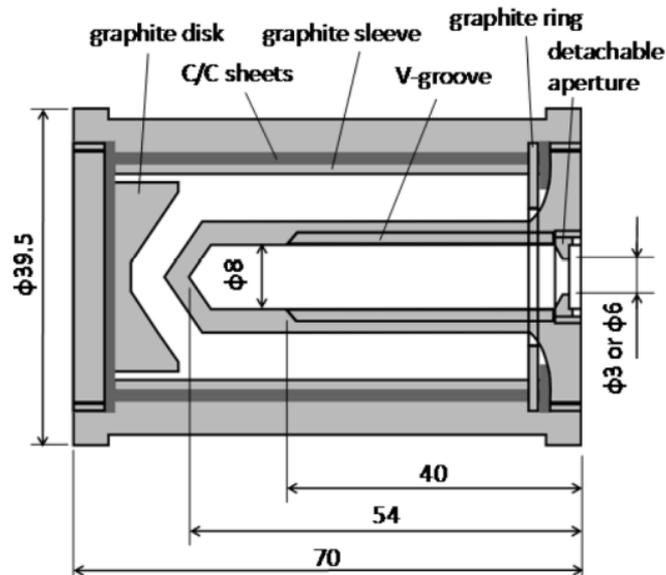


Figura 3.5. Esquema de la geometría del crisol tipo L. Fuente: [28]

Como se ha comentado en el apartado 3.1, tanto los hornos como los crisoles empleados fueron los mismos que habían sido utilizados previamente por Imbe et al. (2016), con la salvedad de que, en este caso, se introdujeron una serie de mejoras para tratar de mitigar el efecto horno, las cuales son especialmente relevantes en el caso de los crisoles.

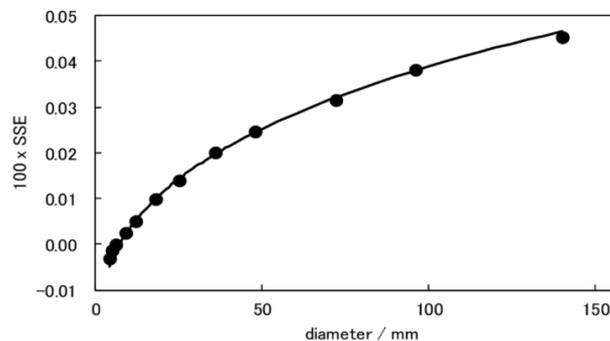


En lo que respecta al crisol de tipo S, con la finalidad de mejorar su emisividad, se incorporó un elemento de grafito que permitía reducir la apertura de salida de la cavidad de 3 a 1.5 mm. Por su parte, el crisol de tipo L, también fue modificado por el mismo motivo, incorporando dos elementos de similares características que permitían reducir el diámetro de la apertura de salida de la cavidad de 8 mm, a 6 y 3 mm respectivamente.

Posteriormente, con este mismo objetivo, se incorporó una segunda modificación en el diseño de ambos tipos de crisol, que consistía en mecanizar una serie de ranuras en forma de “V” en dirección circunferencial en la pared interior de la cavidad, comparando finalmente los resultados obtenidos para las diferentes combinaciones de horno y crisol, los distintos diámetros de apertura de salida de la cavidad considerados y las situaciones con y sin ranuras.

Por último, cabe destacar que a diferencia de lo que sucede en la investigación de Imbe et al. (2016), donde se emplearon dos tipos de termómetros de radiación con diferentes longitudes de onda y distinto valor del parámetro SSE, al no encontrar ninguna evidencia de que pudiera existir relación alguna entre el tipo de termómetro utilizado y el efecto horno, en el estudio realizado por Yamada (2021), se utilizó únicamente un termómetro de radiación, concretamente, un pirómetro lineal denominado LP – 3 y fabricado por *KE – Technologie GmbH*.

Entre sus principales características pueden destacarse: un tamaño de objetivo de 1 mm, una distancia focal de 700 mm, un filtro de 650 nm de longitud de onda y un valor del parámetro SSE lo suficientemente pequeño para cumplir con los requisitos de la investigación, cuya función fue obtenida de forma experimental por el método indirecto, dando lugar al resultado mostrado en la Figura 3.6. [28]



**Figura 3.6.** Función SSE del termómetro de radiación. Fuente: [28]

El único aspecto que preocupaba en relación al termómetro de radiación, era que no incorporaba un sistema de estabilización de la temperatura del filtro, lo que podía afectar a su estabilidad. Por este motivo, la estabilidad del termómetro fue monitorizada diariamente utilizando un punto fijo de cobre, una celda de tipo L con una apertura de 3 mm de diámetro y un horno Chino (IR – ROA), obteniendo buenos resultados. [28] No obstante, al realizar la simulación con ANSYS®, se conseguirá eliminar cualquier incertidumbre que pudiera estar asociada a las características del termómetro de radiación utilizado, por lo que este aspecto no resultará relevante para el estudio.

A continuación, se enumeran las diferentes configuraciones de horno y crisol consideradas en el presente trabajo, para llevar a cabo el análisis del efecto horno con ayuda de ANSYS®, todas ellas basadas en el modelo de horno Nagano (VR10 – A45), fabricado por *Nagano Co., Ltd.* (Figura 3.3), y en el crisol de tipo S (Figura 3.4):

- **Caso I: longitud del tubo del horno igual a dos veces su diámetro interior (2 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm).**



CÉSAR DEL POZO MESONES

- **Caso II: longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm).**
- **Caso III: longitud del tubo del horno igual a dos veces su diámetro interior (2 x 24 mm) y crisol con apertura reducida (1.5 mm).**
- **Caso IV: longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura reducida (1.5 mm).**

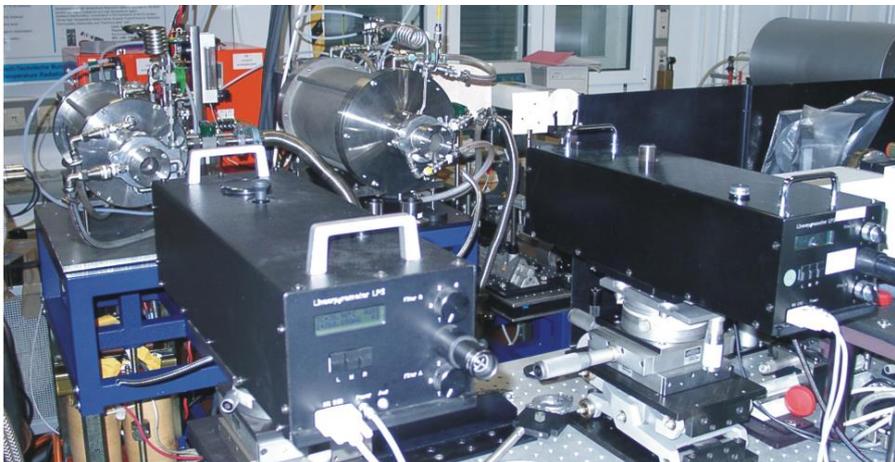
Tanto el horno como el crisol considerados, estarán fabricados a partir de un determinado tipo de grafito de densidad ( $\rho$ ) 2250 kg/m<sup>3</sup>, calor específico ( $C_p$ ) 890 J/kgK, coeficiente de conductividad térmica ( $k$ ) 45 W/mK y valor medio del coeficiente de emisividad ( $\epsilon$ ) 0.8.

Por su parte, en lo referente al número de discos que actúan a modo de pantallas frente a la radiación, en las geometrías que presentan una longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior, se incluirá un total de 9 discos repartidos equidistantemente a lo largo de la toda la longitud del tubo del horno, mientras que, en aquellas que cuentan con una longitud del tubo del horno igual a dos veces su diámetro interior, se colocará un total de 6 discos (manteniendo así una distancia entre ellos de 7 mm en todos los casos). Y, en lo que respecta al diámetro de paso que dejan estos discos, en todos los casos se comienza por colocar un primer disco, en la posición más próxima al crisol, con un diámetro de paso de 4 mm, incrementando este valor para los discos sucesivos de 2 en 2 mm.

Finalmente, en cuanto a los materiales de punto fijo objeto de análisis, se han considerado los correspondientes a la interfase líquido – sólido, es decir, al punto de fusión en el caso de los metales puros o punto eutéctico en el caso de los materiales C – M, de los siguientes materiales:

- **Cobre (Cu): 1358 K.**
- **Cobalto – Carbono (Co – C): 1597 K.**
- **Platino – Carbono (Pt – C): 2011 K.**
- **Renio – Carbono (Re – C): 2747 K.**

En la Figura 3.7 se muestra un ejemplo de un ensayo realizado para la determinación de puntos fijos de alta temperatura de diferentes materiales C – M, en el que se emplean dos hornos de diferentes características y dos termómetros de radiación distintos, dando una idea del despliegue de equipos y materiales requeridos para llevar a cabo su obtención en un laboratorio.



*Figura 3.7. Ensayo para la determinación de puntos fijos de alta temperatura. Horno Nagano S y pirómetro lineal LP-3 80-45 (izquierda) y horno Nagano M y pirómetro lineal LP-3 80-05 (derecha). Fuente: [1]*



## 4. ESTADO DEL ARTE

### 4.1. MEDICIÓN DE LA TEMPERATURA A LO LARGO DE LA HISTORIA

La temperatura, junto con la masa, la longitud, el tiempo, la intensidad de corriente eléctrica, la cantidad de sustancia y la intensidad luminosa constituye una de las siete magnitudes fundamentales que establece el Sistema Internacional (SI).

El concepto de temperatura ha estado presente a lo largo de toda la historia de la humanidad y puede entenderse como la magnitud que permite establecer lo caliente o frío está un cuerpo, permitiendo cuantificar, por ejemplo, la fiebre que presenta un ser humano, el calor necesario que ha de aportar un horno para cocinar una determinada receta, el calor o frío que hace en un determinado lugar debido a la climatología, etc.

Sin embargo, no ha sido posible dar con una definición precisa del concepto temperatura ni de cómo medirla hasta el siglo XVIII con el desarrollo de la termodinámica, lo cual permitió dar con una adecuada definición de dicho concepto y su medida más de un siglo después. Esto es debido a que en el fondo, se trata de un concepto complejo y poco intuitivo, ya que es una magnitud que no depende de la masa, y por tanto intensiva, que además no está directamente relacionada con ninguna magnitud extensiva fácilmente perceptible, al contrario de lo que ocurre con la presión o la fuerza. Adicionalmente, cabe destacar que el concepto de temperatura tiene su origen en la percepción que el ser humano tiene del calor o frío que le es transmitido por un determinado cuerpo a través del sentido del tacto, el cual es poco preciso, objetivo y fiable.

Es por ello por lo que surge la necesidad de definir con exactitud el concepto temperatura con el objetivo de establecer un punto de partida para poder medirla con precisión a través del desarrollo de aparatos, escalas y unidades de medida. Es así como surgen las principales escalas que existen a día de hoy para medir la temperatura de forma cotidiana: la escala Celsius y la Fahrenheit (arbitrariedad), las cuales son utilizadas por los principales aparatos empleados para estos fines: los termómetros de mercurio y los termómetros de alcohol, cuyo principio de funcionamiento se basa en que la longitud de columna varía con la temperatura pudiendo así establecer una relación que permite dar una medida de la misma (siguiendo esta lógica, si se conoce la relación existente, cualquier magnitud que varía con la temperatura podría servir a priori para construir un termómetro).

La Termología es la parte de la física que estudia los fenómenos en los que interviene el calor o la temperatura, siendo la Termometría la parte de la Termología que estudia específicamente la medición de la temperatura y cuyo origen se remonta al siglo XVII en Europa.

Antes de esta fecha el conocimiento sobre el calor y la temperatura era muy limitado, remontándose en muchos casos a los escritos médicos de Galeno (130 – 200 d.C.), quien basaba su termometría clínica en las ideas de Aristóteles y proponía un estándar de temperatura neutra hecho en base a cuatro partes de agua hirviendo y cuatro de hielo, es decir, cuatro grados de calor y cuatro de frío.

Más de un siglo después, los avances logrados en este sentido seguían siendo muy pobres ya que, en 1578, el médico y escritor Hasler de Berne calculaba la cantidad adecuada de medicamento para un paciente en función de su lugar de residencia aplicando dos escalas: una escala de temperatura compuesta por los cuatro grados de calor y los cuatro de frío establecidos por Galeno separados por un cero en el medio, y una escala de latitudes que establecía que los habitantes de las regiones ecuatoriales contaban con cuatro grados de calor y los de las regiones polares con cuatro grados de frío.



Por otro lado, el primer termómetro utilizado para medir temperaturas tanto en medicina como en meteorología del que se tiene constancia fue el termómetro de aire inventado por el médico italiano Santorio Santorre en 1612, aunque este invento es habitualmente atribuido a Galileo.

Este termómetro carecía de precisión en la medida, la cual se veía además influenciada por los cambios de presión y temperatura del aire exterior. Su principio de funcionamiento consistía en la contracción o expansión del aire presente en el bulbo "B" en función de la temperatura a la que se encuentra expuesto, lo que desplazaba el menisco "O" del líquido, que podía ser agua, alcohol o aceite, contenido en el depósito "D" (Figura 4.1).

Ya a mediados del siglo XVII comenzaron a aparecer los primeros termómetros de vidrio que empleaban agua y alcohol en lugar de aire y, posteriormente, este líquido fue sustituido por mercurio, el cual más adelante no sería considerado adecuado y fue desechado.



Figura 4.1. Termómetro de aire. Fuente: [16]

Estos termómetros de vidrio fueron posibles gracias al desarrollo del arte de soplar vidrio en la Italia del Norte, eran bastante sensibles y estaban marcados a intervalos iguales de fracciones del volumen del bulbo, por lo que para poder comparar la medida obtenida con dos de estos termómetros debía garantizarse que fueran absolutamente idénticos al no existir aún una escala universal.

Años más tarde, en 1661, Robert Hooke modificó el diseño italiano logrando demostrar que era posible construir termómetros comparables sin la necesidad de que fueran de dimensiones idénticas tomando como base los mismos principios. Esto era posible gracias a que consideró incrementos iguales de volumen partiendo del punto de congelación del agua.

Es así como surge por primera vez el concepto de punto fijo, aunque realmente Hooke estableció dos puntos fijos para la congelación del agua, probablemente debido a la dilatación anómala que experimenta el agua a 4 °C. De esta manera Hooke estableció una escala que iba desde -7 hasta 13 grados, la cual fue empleada como estándar en la Royal Society hasta el año 1709, siendo utilizada para registrar numerosos datos meteorológicos.

Sin embargo, no sería hasta 1739 cuando Reaumur estableció que las escalas de alcohol y mercurio debían ser distintas ya que se trata de líquidos que se dilatan de diferente forma al aplicarles calor a una determinada temperatura. Gracias a este descubrimiento se tomó conciencia de la influencia que tienen las diferentes propiedades de los fluidos a la hora de ser empleados para medir temperaturas, lo cual no era tenido en cuenta hasta ese momento.

A principios del siglo XVIII Fahrenheit y Amontons aportaron una serie de descubrimientos cruciales para el devenir actual de la termometría, provocando que ésta haya seguido desde entonces dos caminos hoy en día conocidos como termometría primaria y termometría secundaria.

Por un lado, Fahrenheit fue un vidriero holandés pionero en la fabricación de termómetros de mercurio fiables. Como consecuencia de su colaboración con el astrónomo Römer estableció una escala en base a dos puntos fijos: una mezcla de agua con hielo a 32 °F y la temperatura de un cuerpo humano sano, fijada en 96 °F.



Además, Fahrenheit propuso dividir los grados de Römer en 4 para contar con un mayor número de divisiones y de esta manera dotar a la medida de una mayor precisión, y aceptó como cero la temperatura del día más frío del año en Copenhague, correspondiente al día 7 de enero de 1709.

Por otro lado, Amontons fue quien desarrolló el termómetro de gas a volumen constante. Para ello, empleó aire como medio termométrico y determinó que la temperatura más baja posible era la correspondiente a la presión cero de gas, estableciendo que la temperatura era proporcional a la presión y que, por tanto, bastaba con la determinación de un único punto fijo para definir la escala. Sin embargo, este descubrimiento no fue tenido en cuenta ya que era muy dificultoso de llevar a la práctica.

La termometría primaria emana de los descubrimientos de Fahrenheit y se basa en el desarrollo de escalas prácticas fundamentadas en puntos fijos arbitrarios, permitiendo fabricar termómetros más prácticos para realizar las mediciones. En 1742, Celsius aplicó estas consideraciones a un termómetro de mercurio, estableciendo una escala basada en dos puntos fijos separados por 100 grados: el punto de solidificación y evaporación del agua. Sin embargo Celsius asignaría el valor 100 al hielo y el 0 al vapor, siendo su discípulo Strömer quien invirtió esta escala.

La termometría primaria o termometría práctica, gracias a los avances experimentados a lo largo de todo este tiempo, introdujo a finales del siglo XIX los termómetros de resistencia de platino y el termopar de platino/rodio, estableciendo finalmente una escala internacional de temperaturas en 1927 (ITS – 27).

En el caso de la termometría secundaria, basada en las ideas de Amontons, se basa en el desarrollo del termómetro de gas y la Termodinámica. Los trabajos publicados por Boyle, Dalton, Gay-Lussac, Charles, etc., concluían que todos los gases presentaban prácticamente el mismo coeficiente de dilatación. Este hecho permitió asegurar una escala independiente de las propiedades del fluido, la cual necesitaría contar únicamente con un solo punto fijo, tal y como decía Amontons. No obstante, todos estos descubrimientos no sería completamente aceptados hasta que en 1960 fue redefinido el kelvin, asignando un único punto fijo. [8] [16]

## **4.2. CONCEPTO DE TEMPERATURA**

La temperatura se puede definir como la *“magnitud que toma el mismo valor en todos los sistemas que se encuentran en contacto térmico y han llegado al equilibrio térmico”*. Esta definición está basada en el Principio Cero de la Termodinámica, el cual establece que *“si dos sistemas están separadamente en equilibrio térmico con un tercero, entonces también están en equilibrio entre sí”*, lo cual también puede ser expresado de la siguiente manera: *“si tres o más sistemas están en contacto térmico entre sí y todos juntos en equilibrio, entonces si tomamos dos cualesquiera separadamente, también estarán en equilibrio entre sí”*.

Al Principio Cero de la Termodinámica se le conoce también como Segundo Postulado de la Termodinámica (el primero habla de la existencia del equilibrio), pero adoptó ese nombre ya que su enunciado fue posterior al del primer principio pero se consideraba más básico que el Primer Postulado y, por tanto, debía comprenderse en primer lugar.

Estas afirmaciones permiten imaginar un sistema, denominado termómetro, que pueda ponerse en contacto térmico con otros sistemas con la finalidad de descubrir si están o no en diferentes estados térmicos. Cabe aclarar que para que dos sistemas se encuentren en contacto térmico, éstos deben estar separados por paredes diatérmanas, es decir, que permitan el paso de energía característica a su través (calor).



Además, existe otra manera de formular el Principio Cero de la Termodinámica, estableciendo que “el estado de equilibrio de un sistema queda perfectamente determinado mediante el conocimiento de los parámetros externos y la temperatura”. Partiendo de estas premisas, si dos o más sistemas están en equilibrio térmico entre sí, existirá una relación funcional entre las variables de estado de los mismos:  $\theta = \theta(x, y)$  (Figura 4.2).

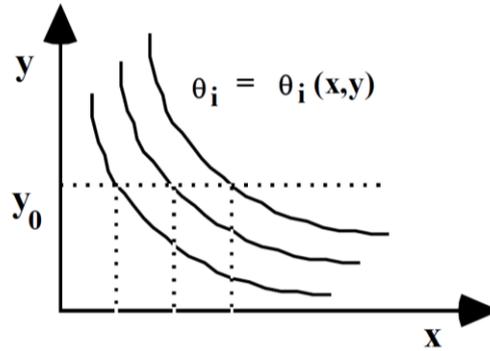


Figura 4.2. Representación de la relación funcional existente entre las variables de estado de dos o más sistemas en equilibrio térmico entre sí. Fuente: [16]

Por tanto, es posible demostrar matemáticamente la existencia de una función que adopta el mismo valor en todos los sistemas en equilibrio térmico, de tal manera que el lugar geométrico de todos los puntos con el mismo valor de dicha función da lugar a una isoterma.

Por otro lado, para comprender mejor el concepto de temperatura y los fenómenos de transmisión de calor asociados al mismo, cabe recordar el Primer Principio de la Termodinámica, del cual emana la ley de conservación de la energía y cuya expresión es la siguiente:

$$dU = \delta W + \delta Q \quad (1)$$

Como es sabido, siempre que exista un gradiente de temperatura, la energía (en forma de calor) se transfiere desde el sistema que se encuentra a una mayor temperatura hacia el sistema que presenta una temperatura más baja, sin la necesidad de que exista ningún tipo de aporte externo (trabajo).

Además, atendiendo al Segundo Principio de la Termodinámica es posible comprender la definición de otra magnitud fundamental, la entropía, muy íntimamente ligada a la temperatura al constituir el factor integrante del calor:

$$\frac{\delta Q}{T} = dS \text{ (proceso reversible)} \quad (2)$$

Como última apreciación, si se estudia el comportamiento microscópico de los sistemas por ejemplo, en el caso de un gas ideal clásico, la teoría cinética establece que el valor medio del cuadrado de la velocidad para una molécula de masa  $m$  es de  $3 kT/m$ .

Por tanto, es posible concluir que la temperatura no es más que una medida de la velocidad media de las moléculas de un gas ideal de masa molecular conocida  $y$ , por tanto, está relacionada con la energía cinética. [8] [10] [16]

### 4.3. CONCEPTO DE TERMÓMETRO Y ESCALA DE TEMPERATURA

Una vez se ha tratado de explicar el concepto de temperatura, que es la magnitud fundamental sobre la que girará el presente estudio, en este capítulo se abordará cuál es la forma de poder medirla.



El instrumento tradicionalmente empleado para medir la temperatura es el termómetro el cual, tal y como se ha adelantado anteriormente, se emplea como sistema de referencia con el situándole en contacto térmico con otros sistemas con el objetivo de descubrir si están o no en diferentes estados térmicos.

En esencia, cualquier magnitud macroscópica de un sistema que sea sensible a las variaciones de temperatura puede ser utilizada para construir un termómetro, con el simple hecho de conocer la relación existente entre ambas magnitudes. Dicha magnitud adopta el nombre de propiedad o variable termométrica, entre las que pueden estar: la longitud de un alambre, la resistencia eléctrica de un conductor, la f.e.m. de un par termoeléctrico, el índice de refracción de una sustancia, etc.

Además, como se ha podido observar en el diagrama de la Figura 4.2, las isotermas dependen de los parámetros de estado de cada sistema. Es por ello por lo que para poder relacionar una determinada propiedad termométrica con la temperatura, el resto de los parámetros han de mantenerse constantes. Es decir, si se fija un valor de  $y$  constante en el diagrama ( $y_0$ ), la temperatura únicamente será función del parámetro  $x$ , de lo que se puede deducir que  $t = f(x)$ , donde  $f(x)$  será la función termométrica. De esta manera se define lo que se conoce como temperatura empírica, que no es más que aquella que está ligada a una propiedad termométrica.

La Termometría (parte de la Termología que estudia la medición de la temperatura), habitualmente establece una distinción entre termometría primaria y secundaria, aunque a pesar de esta clasificación, en muchos casos resulta complejo distinguir si un termómetro es primario o secundario:

- **Termómetros primarios:** aquellos en los que es posible escribir explícitamente la ecuación de estado sin la necesidad de introducir constantes dependientes de la temperatura, entre los que se pueden encontrar: el termómetro de gas, el termómetro acústico, el termómetro de ruido eléctrico o el termómetro de radiación total.

En este caso, la presencia de constantes independientes de la temperatura puede resolverse midiendo una temperatura de referencia  $T_0$  (conocida como  $R$  en el caso del termómetro de gas). No obstante esto no es lo habitual, ya que a priori no es posible escribir la ecuación de estado y utilizarla como termómetro, dado que no se puede confiar en que la temperatura obtenida vaya a estar en acuerdo termodinámico y numérico con otro sistema que tenga una ecuación de estado distinta.

**TERMOMETRÍA PRIMARIA → TEMPERATURA TERMODINÁMICA**  
(directamente una variable de la función de estado)

- **Termómetros secundarios:** se incluyen en esta categoría todos aquellos que no pueden ser considerados como primarios, es decir, aquellos para los que no se puede escribir una ecuación explícita de estado, como por ejemplo el termómetro de resistencia de platino.

Estos termómetros han de ser calibrados a tantas temperaturas como sea necesario con ayuda de un termómetro primario, ya sea de forma directa o indirecta, con el objetivo de determinar la forma de los términos dependientes desconocidos de la temperatura.

**TERMOMETRÍA SECUNDARIA → TEMPERATURA EMPÍRICA**  
(ligada a una propiedad termométrica, la cual varía con la temperatura)



Volviendo a retomar la explicación anterior, para poder medir la temperatura con un termómetro es necesario establecer una escala termométrica considerando las posibles formas que puede adoptar la función  $t = f(x)$ . Con este objetivo y por razones de simplicidad, habitualmente se ha venido adoptando una relación lineal del tipo  $t = ax + b$ .

Por tanto, para poder determinar el valor de la temperatura correspondiente a un valor concreto adoptado por la variable termométrica considerada, es necesario conocer el valor de las constantes  $a$  y  $b$ . Esto se consigue asignando un determinado número de valores de la temperatura correspondientes a una serie de estados de referencia fácilmente reproducibles en los que la variable termométrica elegida tome valores sencillos. Dichos estados de referencia se denominan puntos fijos.

Este tipo de función es precisamente la que siguen las escalas Celsius y Fahrenheit, de tal manera que si se eligen como puntos fijos los puntos del hielo y del vapor, siendo  $x_h$  y  $x_v$  el valor de la variable termométrica en dichos puntos, se tiene que:

$$t = \frac{t_v - t_h}{x_v - x_h}x + \frac{x_v t_h - x_h t_v}{x_v - x_h} \quad (3)$$

Otra posibilidad consiste en emplear una función del tipo  $t = ax$ , en cuyo caso solo sería necesario establecer un punto fijo de referencia con el objetivo de determinar el valor de la constante  $a$ . Esto es habitual en el caso de la escala del gas ideal, la cual coincide con la escala termodinámica, donde habitualmente se emplea como punto fijo el punto triple del agua. [8] [10] [16]

#### 4.4. ESCALA INTERNACIONAL DE TEMPERATURAS

La unidad básica adoptada por la magnitud física fundamental denominada temperatura termodinámica, de símbolo  $T$ , es el kelvin, el cual se define como la fracción  $1/273.16$  de la temperatura termodinámica del punto triple del agua y su símbolo es  $K$ .

Sin embargo, dada la manera en la que se han definido históricamente las escalas de temperatura, en la práctica es habitual verla expresada en base a su diferencia con respecto al punto de fusión del hielo, es decir  $273.15 K$ . La temperatura expresada de esta manera es conocida como temperatura Celsius, su símbolo es  $t$  y la unidad utilizada es el grado Celsius ( $^{\circ}C$ ), el cual, por definición, es igual en magnitud al kelvin, por lo que la diferencia de temperatura se puede expresar indistintamente en kelvin o en grados Celsius. La expresión que permite expresar la temperatura en la escala Celsius es la siguiente:

$$t (^{\circ}C) = T (K) - 273.15 \quad (4)$$

En el año 1989 el Comité Internacional de Pesas y Medidas, de acuerdo con la resolución de la Conferencia General de 1987, dio lugar a la Escala Internacional de Temperaturas de 1990 (ITS – 90), la cual venía a sustituir a la Escala Práctica Internacional de Temperatura de 1968 (IPTS – 68), revisada en 1975, y a la Escala Provisional de 1976 entre  $0.5$  y  $30 K$ .

Por tanto, es necesario tener en cuenta que entre los valores establecidos por la ITS – 90 ( $T_{90}$ ) y los correspondientes a la IPTS – 68 ( $T_{68}$ ) se encuentran diferencias numéricas significativas (Figura 4.3). Cabe añadir además que la ITS – 90 contempla tanto las Temperaturas Kelvin Internacionales ( $T_{90}$ ), como las Temperaturas Celsius Internacionales ( $t_{90}$ ).



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

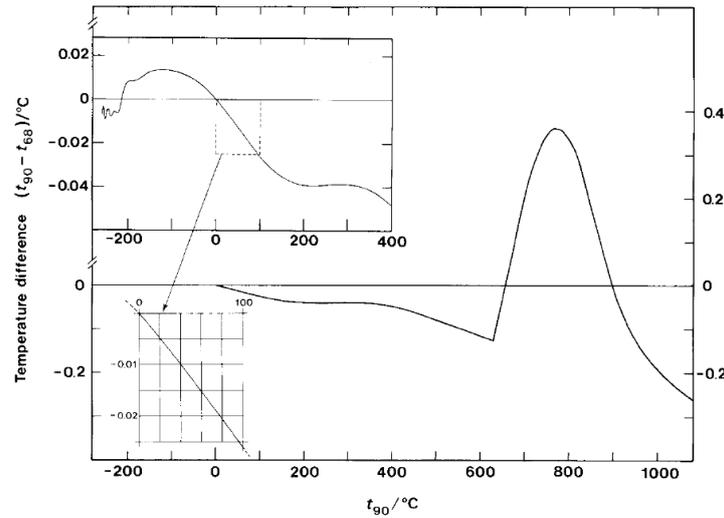


Figura 4.3. Diferencia, en °C, entre los valores correspondientes a la ITS – 90 ( $t_{90}$ ) y los asociados a la IPTS – 68 ( $t_{68}$ ).  
Fuente: [16]

El propósito de la ITS – 90 es el de “definir procedimientos por los cuales unos determinados termómetros prácticos de la calidad requerida puedan ser calibrados de tal manera que los valores de la temperatura obtenidos de ellos sean precisos y reproducibles, y a la vez se aproximen a los correspondientes valores termodinámicos tanto como la tecnología existente lo permita.”. Es decir, la ITS – 90 ha sido concebida para que en toda su extensión y para toda temperatura, el valor de  $T_{90}$  sea numéricamente lo más próximo posible a  $T$ , utilizando para ello las mejores estimaciones aplicables en la práctica en el momento de adopción de la escala, de tal manera que en comparación con las medidas directas de la temperatura termodinámica, las medidas de  $T_{90}$  sean fáciles, precisas y muy reproducibles.

Por otro lado, la ITS – 90 comprende desde los 0.65 K hasta la temperatura más alta que es posible medir tomando en consideración la ley de radiación de Planck aplicada a la radiación monocromática. Y, en todo este rango, la ITS – 90 establece una serie de intervalos y sub – intervalos de temperatura, definiendo en cada uno de ellos una  $T_{90}$  (Figura 4.4).

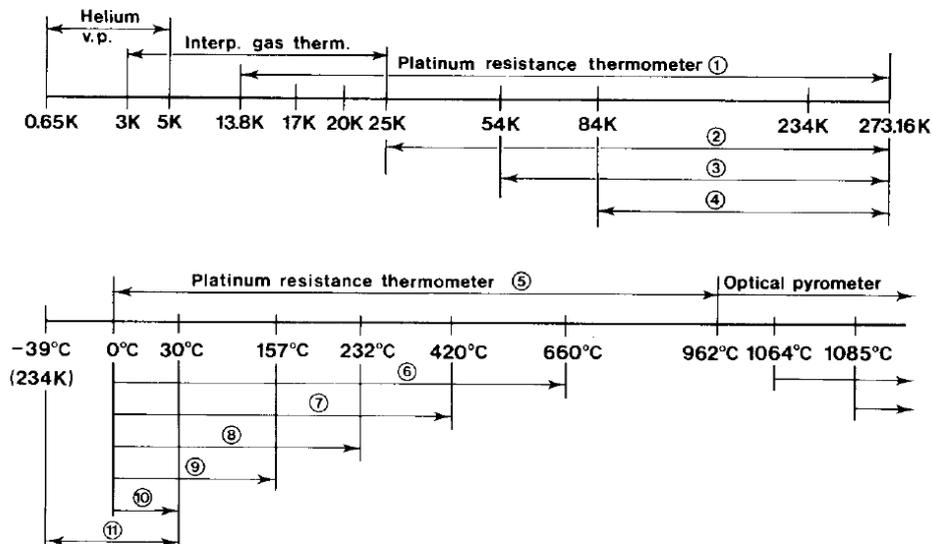


Figura 4.4. Intervalos y sub - intervalos definidos en la ITS – 90. Fuente: [16]



Además, en algunos casos puede observarse un solapamiento entre intervalos y sub – intervalos, lo que provoca que coexistan diferentes definiciones de  $T_{90}$ , las cuales son en cualquier caso, equivalentes e igualmente válidas. Sin embargo, en el caso de medidas en las que se requiera de un elevado grado de precisión, pueden encontrarse diferencias numéricas apreciables para medidas realizadas a una misma temperatura siguiendo definiciones distintas.

Del mismo modo, partiendo de una misma definición y para una temperatura distinta a la de un punto fijo de definición, dos instrumentos de interpolación probados como pueden ser los termómetros de resistencia, pueden proporcionar valores numéricos ligeramente distintos de  $T_{90}$ . No obstante, salvo en contadas excepciones muy concretas, estas diferencias pueden considerarse perfectamente despreciables en la práctica. [8] [10] [16]

#### 4.4.1. Puntos fijos empleados y definición de la ITS – 90

Tradicionalmente se han venido utilizando distintos puntos de cambio de fase como puntos fijos en las diferentes escalas internacionales que han sido aceptadas, entre los que se pueden distinguir:

- **Puntos triples:** constituyen la única combinación posible de presión y temperatura en la cual coexisten las tres fases (sólida, líquida y vapor) en una sustancia pura (Figura 4.5).

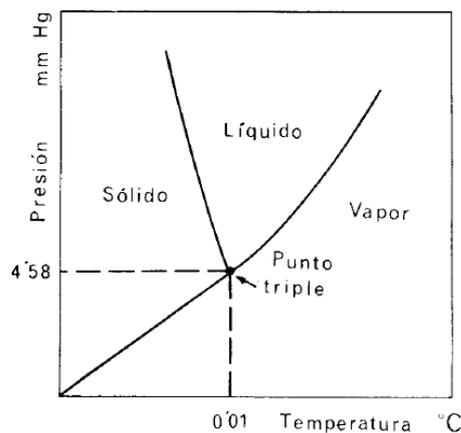


Figura 4.5. Esquema para la definición de punto triple. Fuente: [16]

- **Puntos de congelación:** temperatura de solidificación de un líquido a una presión de 1 atmósfera.
- **Puntos de fusión:** temperatura a la cual se produce la fusión de un sólido a una presión de 1 atmósfera.
- **Puntos de ebullición:** se emplean debido a que es sabido que la presión de vapor de una sustancia pura es únicamente función de la temperatura, siendo habitual considerar los puntos de ebullición normales, es decir, la temperatura para la cual la presión de vapor es de 1 atmósfera.
- **Puntos de transición a superconductor.**

En la Figura 4.6 se recogen los puntos fijos adoptados por las diferentes escalas internacionales que se han venido aplicando a lo largo de la historia hasta la aparición de la ITS – 90.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Point	NHS <sup>a</sup>	ITS-27	ITS-48(60)	IPTS-68(75)	EPT-76
Au fp <sup>b</sup>	—	1336.15	1336.15	1337.58	—
Ag fp	—	1233.65	1233.95	1235.08	—
S bp <sup>c</sup>	—	717.75	717.75	—	—
Zn fp	—	—	(692.655)	692.73	—
Sn fp	—	—	—	(505.1181)	—
H <sub>2</sub> O bp	373	373.15	373.15	373.15	—
H <sub>2</sub> O tp <sup>d</sup>	—	—	(273.16)	273.16	—
H <sub>2</sub> O fp	273	273.15	273.15	—	—
O <sub>2</sub> bp <sup>e</sup>	—	90.18	90.18	90.188	—
Ar tp	—	—	—	(83.798)	—
O <sub>2</sub> tp	—	—	—	54.361	—
Ne bp	—	—	—	27.102	27.102
Ne tp	—	—	—	—	24.5591
H <sub>2</sub> bp	—	—	—	20.28	20.2734
H <sub>2</sub> bp <sup>f</sup>	—	—	—	17.042	17.0373
H <sub>2</sub> tp	—	—	—	13.81	13.8044
Pb st <sup>g</sup>	—	—	—	—	7.1999
<sup>4</sup> He bp	—	—	—	—	4.2221
In st	—	—	—	—	3.4145
Al st	—	—	—	—	1.1796
Zn st	—	—	—	—	0.851
Cd st	—	—	—	—	0.519

- <sup>a</sup> NHS = normal hydrogen scale.
- <sup>b</sup> fp = Freezing point.
- <sup>c</sup> bp = Boiling point at 101,325 Pa.
- <sup>d</sup> tp = Triple point.
- <sup>e</sup> Changed in 1975 to the condensation point.
- <sup>f</sup> Reduced-pressure boiling point, at P = 33 330.6 Pa.
- <sup>g</sup> st = Superconducting transition point.

**Figura 4.6.** Puntos fijos adoptados por las diferentes escalas internacionales de temperatura a lo largo de la historia hasta la aparición de la ITS – 90. **Fuente:** [16]

En la Tabla 4.1 se recogen los puntos fijos adoptados por la ITS – 90, donde cabe destacar la ausencia de puntos de transición a superconductor, los cuales fueron incluidos en la Escala Provisional de 1976 para temperaturas muy bajas, inferiores a 10 K. Así mismo, se han eliminado todos los puntos de ebullición presentes en escalas anteriores debido a la elevada sensibilidad que presentan a los cambios de presión, siendo sustituidos en su totalidad por puntos triples.

**Tabla 4.1.** Puntos fijos incluidos en la ITS - 90. **Fuente:** elaboración propia a partir de [16]

ESTADO DE EQUILIBRIO	T <sub>90</sub> (K)	T <sub>90</sub> (°C)
Punto triple del hidrógeno	13.8033	-259.3467
Punto de ebullición del hidrógeno a p = 33321.3 Pa	17.0350	-256.1150
Punto de ebullición del hidrógeno a p = 101292 Pa	20.2700	-252.8800
Punto triple del neón	24.5561	-248.5939
Punto triple del oxígeno	54.3584	-218.7916
Punto triple del argón	83.8058	-189.3442
Punto triple del mercurio	234.3156	-38.8344
Punto triple del agua	273.1600	0.0100
Punto de fusión del galio	302.9146	29.7646
Punto de congelación del indio	429.7485	156.5985
Punto de congelación del estaño	505.0780	231.9280
Punto de congelación del zinc	692.6770	419.5270
Punto de congelación del aluminio	933.4730	660.3230
Punto de congelación de la plata	1234.9300	961.7800
Punto de congelación del oro	1337.3300	1064.1800
Punto de congelación del cobre	1357.7700	1084.6200



En líneas generales, puede apreciarse que para temperaturas inferiores a 0 °C los puntos fijos seleccionados por la ITS – 90 son principalmente puntos triples, mientras que por encima de 0 °C son, salvo en una excepción, puntos de congelación.

Teniendo en cuenta todo lo anterior, la Escala Internacional de Temperaturas de 1990 queda definida de la siguiente manera:

- **En el intervalo comprendido entre 0.65 K y 5 K**, la  $T_{90}$  queda definida en función de las relaciones presión de vapor – temperatura del  $^3\text{He}$  y  $^4\text{He}$ .
- **En el intervalo comprendido entre 3 K y 24.5561 K (punto triple del neón)**, la  $T_{90}$  se establece por medio de un termómetro de gas de helio que es calibrado a tres temperaturas reproducibles experimentalmente y a las que se les ha asignado unos valores numéricos determinados (puntos fijos de definición), empleando para ello unos procedimientos de interpolación específicos.
- **En el intervalo comprendido entre 13.8033 K (punto triple del hidrógeno) y 1234.93 K (punto de congelación de la plata)**, la  $T_{90}$  queda definida con la ayuda de termómetros de resistencia de platino calibrados mediante series específicas de puntos fijos de definición con la ayuda de procedimientos de interpolación específicos.
- **Para valores superiores a 1234.93 K (punto de congelación de la plata)**, la  $T_{90}$  queda definida en base a un único punto fijo y a la ley de radiación de Planck. [8] [10] [16]

#### 4.5. REDEFINICIÓN DEL KELVIN

En el año 2019, el Sistema Internacional de Unidades (SI) ha sido sometido a la revisión más radical que se ha producido desde su creación en 1960, cuyo propósito final es lograr que todas las unidades del SI sean redefinidas en base a constantes fundamentales de la naturaleza. La idea de llevar a cabo este cambio, se remonta al 2005 y surge de una reunión realizada en el ámbito del Comité Internacional de Pesas y Medidas (CIPM), en la cual se consensuó que era necesario obtener una nueva definición para el kelvin, el kilogramo y el amperio (a los que se añadiría más adelante el mol).

En el caso concreto del kelvin, el Comité Consultor de Termometría (CCT) estableció que su redefinición debía efectuarse en base a un valor fijo de la constante de Boltzmann ( $k$ ), dado que se trata de *“un factor de conversión entre las cantidades de temperatura (en K) y energía (en J), cuyo valor numérico se ha obtenido a partir de las especificaciones históricas de la escala de temperatura”*. Para cumplir con este propósito, el CCT ha centrado su actividad en tres aspectos: la redacción de una nueva definición del kelvin, el establecimiento de unos criterios mínimos para considerar como aceptable el valor obtenido de la constante de Boltzmann ( $k$ ), y el desarrollo de un documento que sirva a modo de guía para su implementación y que, a su vez, recoja todos los avances logrados.

En lo referente a la redacción de la nueva definición del kelvin, cabe destacar que pasa de estar basada en el punto triple del agua a estar referida a una constante fundamental conocida como la constante de Boltzmann ( $k$ ), de tal manera que su definición puede expresarse ahora de la siguiente forma: *“El kelvin, unidad de temperatura termodinámica, presenta un valor tal que la constante de Boltzmann sea exactamente  $1.380649 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$ ”*. Esta nueva redacción supone un cambio radical con respecto a la definición tradicional del SI para esta unidad: *“El kelvin, unidad de temperatura termodinámica, es la fracción  $1/273.16$  de la temperatura termodinámica del punto triple del agua”*.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Por tanto, mientras que hasta el momento toda medición de la temperatura era una comparación indirecta entre la temperatura que se pretende medir y la correspondiente al punto triple del agua, a partir de la redefinición del kelvin, dicha medición se convierte en una comparación indirecta entre la cantidad de energía por grado de libertad molecular de un sistema cuya temperatura se pretende medir y la cantidad estándar de energía por grado de libertad molecular especificada por la constante de Boltzmann.

No obstante, para poder poner en práctica la nueva definición, era necesario lograr un valor de la incertidumbre de  $k$  lo suficientemente bajo para poder garantizar una redefinición segura del kelvin. Con este objetivo, el CCT estableció una serie de criterios para la obtención de un valor aceptable de la constante de Boltzmann, entre los que pueden destacarse:

- Lograr una incertidumbre estándar relativa del valor de  $k$  inferior  $1 \cdot 10^{-6}$ .
- Conseguir determinar el valor de  $k$ , como mínimo, a través de dos métodos distintos, de tal forma que se obtenga al menos un resultado con cada uno de ellos de la incertidumbre estándar relativa inferior a  $3 \cdot 10^{-6}$ .

El cumplimiento de estos criterios fue confirmado por el CCT en 2017, al poder demostrar que era posible lograr incertidumbres estándar relativas para  $k$  inferiores a  $3 \cdot 10^{-6}$  con hasta tres métodos físicos diferentes: la Termometría Acústica de Gas, la Termometría de Gas de Constante Dieléctrica y la Termometría de Ruido de Johnson.

Finalmente, en cuanto a la manera en la que el CCT ha decidido documentar toda la información relativa a los avances que se han ido logrando en lo referente a la redefinición del kelvin, cabe mencionar que se ha preparado una guía explicativa sobre la obtención y aplicación del kelvin redefinido, conocida como *mise en pratique for the definition of the kelvin* (MeP – K), cuya primera versión salió a la luz en abril de 2006 y la cual se encuentra abierta a día de hoy a nuevas actualizaciones que puedan ir surgiendo. El objetivo principal de la MeP – K es ofrecer a los profesionales de la termometría una guía práctica para la comprensión y aplicación del kelvin redefinido y, su última versión publicada, entró en vigor el 20 de mayo de 2019 (MeP – K – 19).

No obstante, a pesar de que a día de hoy puede decirse que la redefinición del kelvin es ya una realidad, en el corto plazo la termometría permanecerá en gran medida sin cambios y seguirá basándose generalmente en las escalas definidas actuales, no siendo hasta el largo plazo, cuando se abra la posibilidad de que su implementación sea una realidad en el caso de las aplicaciones industriales.

Por ahora, la finalidad que se busca con la divulgación de la MeP – K, es que se adquiera poco a poco un mayor conocimiento sobre las implicaciones y las ventajas que presenta la aplicación de la termometría primaria en sustitución del uso de las escalas de temperatura actuales. Además, el CCT ha comenzado a implantar el uso de la termometría primaria para la determinación de temperaturas de punto fijo de referencia en los Institutos Nacionales de Metrología, principalmente en el caso de temperaturas altas ( $> 1300$  K), donde la termometría primaria presenta ya una serie de ventajas significativas respecto a la aplicación de la ITS – 90, entre las que destacan la menor incertidumbre que puede alcanzarse o su mayor fiabilidad.

Sin embargo, dada la demanda creciente que existe por parte de las aplicaciones científico – tecnológicas de lograr menores incertidumbres en las medidas efectuadas, a fin de obtener una mayor seguridad en los resultados de los experimentos que se realizan con el objetivo de confirmar hipótesis de teorías físicas, cumplir con las cada vez menores tolerancias permitidas en la fabricación de productos de cualquier tipo en la industria, etc., su implementación a medio – largo plazo se antoja fundamental para el desarrollo de la sociedad en todos sus ámbitos. [23]



#### 4.6. TIPOS DE TERMÓMETROS

En el presente apartado se lleva a cabo una explicación a cerca de los principales termómetros utilizados comercialmente en la actualidad, de tal manera que se podrá observar la amplia variedad de dispositivos existentes en el mercado con principios de funcionamiento distintos pero con la misma finalidad, medir temperaturas con el grado de precisión exigido por cada aplicación en concreto, estableciendo cuáles son aquellos que recomienda la ITS – 90 para unos rangos de temperatura concretos.

De esta clasificación han sido excluidos los termómetros de radiación, también conocidos bajo el nombre de pirómetros de radiación, los cuales se detallan en el apartado 4.9.8 del presente documento, una vez hayan sido desarrollados todos los conceptos necesarios relacionados con la termometría de radiación. Este tipo de termómetros son los recomendados por la ITS – 90 para medir temperaturas superiores al punto de congelación de la plata (961.78 °C) y, además, presentan como característica diferencial que no requieren de un contacto directo entre el sensor y el sistema cuya temperatura se pretende medir.

##### 4.6.1. Termómetros de dilatación

Dentro de los termómetros de dilatación se pueden distinguir tres tipos distintos:

- **Termómetros de dilatación de gas:** el sensor está constituido por un recipiente lleno de gas, de tal manera que la variación de temperatura provoca bien una variación de la presión del gas o bien un cambio su volumen, dando lugar a dos subtipos de termómetros según el caso: los termómetros de gas a volumen constante y los termómetros de gas a presión constante, respectivamente. [17]

Así pues, el termómetro de gas a volumen constante es capaz de determinar el valor de la temperatura como resultado de medir la presión ejercida por un volumen de gas fijo y aplicar una relación proporcional entre dicha presión y la temperatura a la que se encuentra el gas. Dicha proporcionalidad se cumple más fielmente a bajas presiones, es decir, para volúmenes de gas pequeños, ya que en estos casos se puede decir que el gas presenta un comportamiento próximo a la idealidad.

En la Figura 4.7 se muestra un esquema simplificado del funcionamiento de un termómetro de este tipo en el cual, moviendo la columna de la derecha de manera que el mercurio alcance siempre el mismo nivel en la columna de la izquierda (punto A), la presión que el gas ejerce será siempre proporcional a la diferencia de alturas de mercurio en ambas ramas (h).

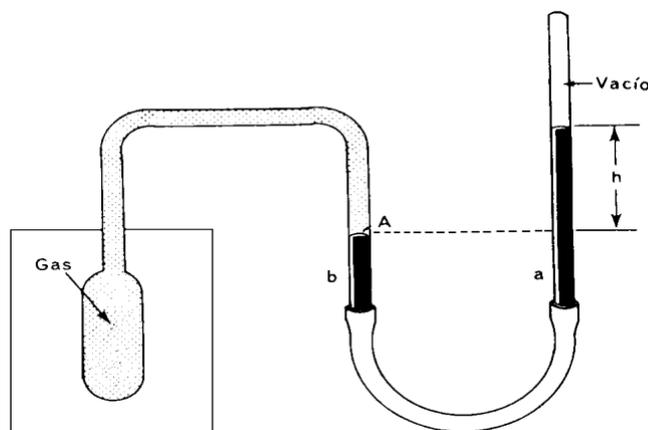


Figura 4.7. Esquema simplificado de un termómetro de gas a volumen constante. Fuente: [16]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

En estas circunstancias, para un gas ideal se cumpliría que:

$$p V = n R T \tag{5}$$

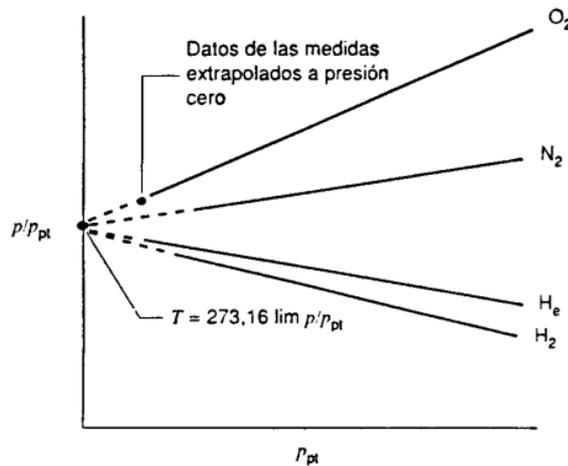
Y, por tanto, manteniendo el volumen constante, se cumpliría que:

$$T = \alpha p \tag{6}$$

donde  $\alpha$  puede obtenerse a partir de un valor de referencia, como puede ser el punto triple del agua. En este caso,  $\alpha = T_{pt} / p_{pt}$ , siendo  $T_{pt}$  la temperatura del gas en equilibrio térmico con la celda del punto triple (273.16 K) y  $p_{pt}$  la presión del gas correspondiente a esa temperatura.

No obstante, a diferencia de lo que ocurre con un gas ideal, al utilizar gases reales el valor del cociente  $p / p_{pt}$  no se mantiene constante al variar el tipo de gas o el volumen del mismo, dando como resultado de dichas variaciones el mostrado en la Figura 4.8. Sin embargo, como se puede observar, la extrapolación de todas estas rectas para una presión igual a cero coincide (aproximación de gas ideal), por lo que es posible considerar lo siguiente: [16]

$$T = 273,16 \lim_{p_{pt} \rightarrow 0} \frac{p}{p_{pt}} \tag{7}$$



*Figura 4.8. Variación del cociente  $p / p_{pt}$  como resultado de emplear diferentes tipos de gases no ideales y variar el volumen de gas. Fuente: [16]*

- **Termómetros de dilatación de líquido en vidrio:** se trata de los termómetros más habituales y, a su vez, los más antiguos que existen. Esto es debido a que son altamente prácticos gracias a su fácil empleo e interpretación.

Estos termómetros están constituidos por un bulbo que actúa a modo de depósito donde se aloja la mayor parte del líquido y un tubo de vidrio que contiene un capilar por el que asciende el líquido al dilatarse. La parte del capilar que no está ocupada por el líquido en cuestión puede estar al vacío o contener gas.

Desde un punto de vista constructivo, el bulbo suele tener un volumen 6000 veces superior al contenido en la longitud correspondiente a 1 °C en el capilar. Además, el bulbo y el tubo no tienen por qué estar fabricados del mismo tipo de vidrio, siendo la capa de vidrio que rodea al bulbo mucho más fina para lograr un mejor contacto térmico con el sistema cuya temperatura se pretende medir.



Este tipo de termómetros son válidos para un amplio intervalo de temperaturas, cuyo límite inferior viene dado por el punto de congelación del líquido empleado (el más utilizado tradicionalmente ha sido el mercurio, el cual permite medir temperaturas de hasta  $-35\text{ }^{\circ}\text{C}$ , mientras que determinados líquidos orgánicos pueden llegar a medir hasta los  $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) y el superior está limitado por las características propias del vidrio (los vidrios normales permiten medir temperaturas de hasta  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ , mientras que determinados vidrios especiales son capaces de llegar hasta los  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). En este sentido, cabe añadir que a pesar de que el coeficiente de dilatación térmica es dependiente de la temperatura, la diferencia con el correspondiente al vidrio (que comprime el líquido), da lugar a una gran linealidad en este tipo de termómetros.

Por otro lado, la sensibilidad de estos dispositivos varía en función del número de divisiones establecidas en la escala, mientras que el tamaño de la misma condiciona el intervalo de medida en el que se puede aplicar el termómetro.

Por último, además de contar con los componentes anteriormente mencionados, estos termómetros pueden incluir una cámara de expansión que permita reducir el incremento de presión que se produce durante la ascensión del líquido, una escala auxiliar (calibrada según el punto de congelación del agua) o una cámara de contracción (Figura 4.9).

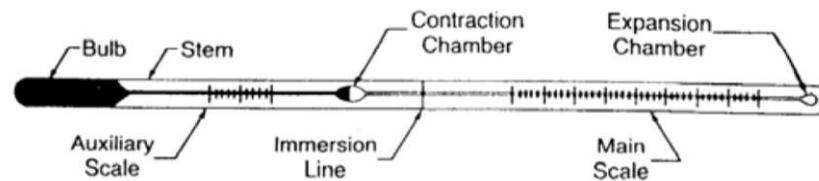


Figura 4.9. Esquema con las partes de un termómetro de dilatación de líquido en vidrio. Fuente: [17]

- **Termómetros de dilatación de sólido:** en este tipo de dispositivos la variable termométrica es la variación de longitud experimentada bien por una lámina metálica o bien por dos láminas metálicas delgadas de materiales diferentes unidas entre sí.

En este último caso, el diferente grado de dilatación que experimenta cada una de las dos láminas metálicas unidas al estar expuestas a la temperatura objeto de la medición, hace que el conjunto se combe lateralmente sufriendo una desviación con respecto de la vertical que es registrada por medio de una aguja indicadora previamente calibrada, estableciendo una relación entre esta desviación y la temperatura objeto de la medición (Figura 4.10).

Este tipo de termómetros no están caracterizados por disponer de una elevada precisión, son muy resistentes y se utilizan comúnmente en termostatos. [17]

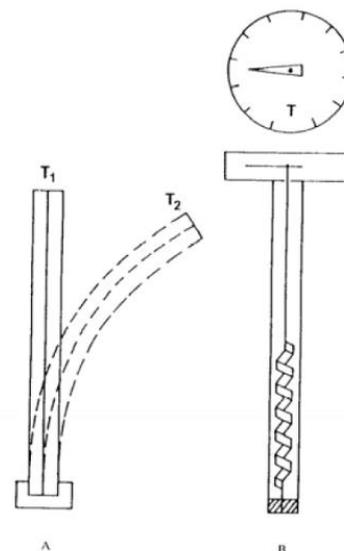


Figura 4.10. Esquema de un termómetro de dilatación de sólido. Fuente: [17]



#### 4.6.2. Termómetros de resistencia

Su principio de funcionamiento se basa en que todo material conductor de la electricidad presenta una resistencia al paso de la corriente eléctrica que, a su vez, depende de la temperatura a la cual se encuentre.

Estos termómetros están constituidos esencialmente por una resistencia (elemento sensible) y un sistema de medida de la resistencia, además de otros accesorios necesarios para montar el circuito eléctrico requerido.

Dentro de este grupo se pueden diferenciar dos tipos de termómetros:

- **Termómetros de resistencia metálicos**, cuya aparición se remonta a finales del siglo XIX, cuando Callendar y Siemens fueron capaces de medir temperaturas con precisión empleando termómetros de resistencia de platino, los cuales eran calibrados mediante termómetros de gas. El funcionamiento de este tipo de termómetros está basado en el incremento del valor de la resistencia que experimentan los materiales conductores utilizados con la temperatura.

A día de hoy, la ITS – 90 sigue recomendado el termómetro de resistencia de platino para medir temperaturas comprendidas entre el punto triple del hidrógeno (-259.35 °C) y el punto de congelación de la plata (961.78 °C). La sonda de platino más extendida comercialmente es la denominada Pt – 100, la cual presenta una resistencia de 100  $\Omega$  para una temperatura de 0 °C.

Las principales ventajas que presenta el platino para su uso en este tipo de sondas son las siguientes: se trata de un elemento fácil de obtener de forma pura, es químicamente inerte, presenta una ductilidad apreciable, un punto de fusión alto y su curva característica resistencia – temperatura es prácticamente lineal para un intervalo amplio de temperaturas.

En relación a esto último, cabe aclarar que cuanto más se aproxime a una recta dicha curva característica mayor será la precisión del sensor, puesto que la relación resistencia – temperatura será prácticamente lineal, existiendo un único valor de temperatura para cada valor de resistencia medido. En este tipo de sensores, la curva de respuesta de la resistencia frente a la temperatura,  $R = f(t)$ , presenta un comportamiento prácticamente lineal para un determinado intervalo de temperaturas, el cual dependerá de la naturaleza del propio sensor.

Determinados materiales provocan que esta curva se aproxime a una parábola para temperaturas superiores a 0 °C y/o a una función cúbica para temperaturas inferiores a 0 °C, tal y como se observa en la Figura 4.11, lo cual deberá ser tenido en cuenta a la hora de seleccionar el material más adecuado en cada caso.



CÉSAR DEL POZO MESONES

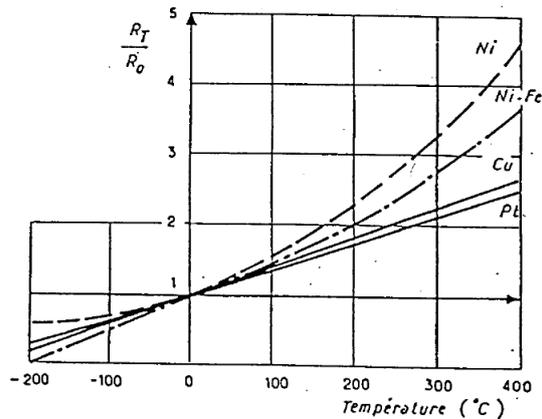


Figura 4.11. Curva característica resistencia - temperatura de los termómetros de resistencia metálicos en función del material empleado en su construcción. Fuente: [17]

Esto hace que, por ejemplo, el empleo de sondas de níquel no sea recomendado para temperaturas superiores a los 300 °C, dado que a pesar de que presente un coeficiente  $R_{100}/R_0$  muy elevado y, por tanto, una gran sensibilidad, presenta una curva  $R = f(t)$  que no sigue una linealidad aceptable para temperaturas superiores a 250 °C – 300 °C.

Por otro lado, el cobre, a pesar de que presenta una altísima linealidad (muy similar a la del platino), es descartado por su rápida oxidación con la temperatura, lo que le invalida para este tipo de aplicaciones.

Otro ejemplo destacable son las sondas fabricadas a partir de una aleación hierro – níquel, las cuales presentan la ventaja de que mejoran la linealidad de la curva asociada al níquel pero ven reducida su sensibilidad, ya que presentan una relación  $R_{100}/R_0$  más baja.

Independientemente del material elegido, la ecuación general que puede emplearse para este tipo de sondas es la siguiente:

$$R(t) = R_0(1 + A T + B T^2 + C T^3) \quad (8)$$

donde A, B y C podrán tomar distintos valores según cual sea la temperatura.

Finalmente, en cuanto a la forma que pueden adoptar, las sondas de resistencia habitualmente empleadas a nivel industrial pueden presentar dos configuraciones:

- **Cilíndrica:** construida en base a un hilo metálico enrollado sobre un material que puede ser vidrio o mica para temperaturas de hasta 500 °C, cerámica hasta 800 °C y aluminio hasta 1100 °C. Esta estructura se encuentra recubierta con unas cánulas de protección constituidas de un material adecuado según las características que presenta el sistema cuya temperatura se pretende medir (Figura 4.12).

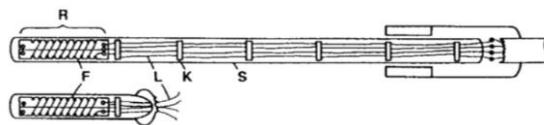


Figura 4.12. Esquema de un termómetro de resistencia metálico de forma cilíndrica. Fuente: [17]

- **Plana:** constituida por un hilo metálico insertado entre dos láminas metálicas. Se emplea fundamentalmente para medir temperaturas de superficies.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

- **Termistores**, los cuales comenzaron a comercializarse a gran escala a finales de la Segunda Guerra Mundial pero cuyo principio básico de funcionamiento se remonta a 1833, cuando Faraday descubrió el coeficiente negativo del sulfuro de plata. El nombre de estos dispositivos proviene del inglés *Thermistor*, que a su vez viene a ser la abreviatura de “*Thermally Sensitive Resistor*”, es decir, resistencia sensible a la temperatura. Estos sensores están constituidos bien por elementos semiconductores o bien, en algunos casos, por diferentes compuestos químicos como por ejemplo óxidos metálicos a base de manganeso, níquel y cobalto. Su empleo está restringido a un rango de temperaturas de entre -100 °C y 400 °C, mientras que su principio de funcionamiento se basa en que su resistencia varía sensiblemente con la temperatura, diferenciándose dos tipos de termistores:
  - Termistores PTC (*Positive Temperature Coefficient*): son aquellos cuya resistencia aumenta con la temperatura.
  - Termistores NTC (*Negative Temperature Coefficient*): son los más extendidos y, en este caso, ven reducida su resistencia con la temperatura. Dicha disminución se produce habitualmente de forma exponencial, siendo la ley de variación de la resistencia con la temperatura:

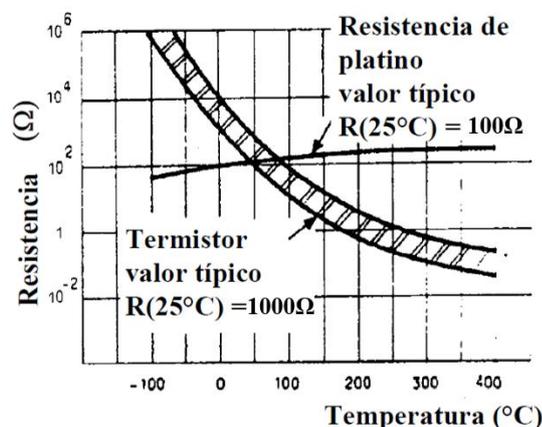
$$R = A e^{B/T} \quad (9)$$

donde A y B son constantes características del termistor (dependen de la forma y del material utilizado), mientras que T es la temperatura absoluta.

Las principales ventajas que proporciona el empleo de este tipo de sondas son su gran sensibilidad y su tamaño reducido (los denominados termistores de perla presentan diámetros inferiores al milímetro). Además, por lo general resultan más baratos que los termómetros de resistencia de platino.

Por otro lado, entre las desventajas que presentan estos dispositivos cabe resaltar que envejecen fácilmente, requieren de calibrados periódicos y no son fácilmente intercambiables al no estar fabricados a partir de elementos puros, ni siquiera entre los del mismo tipo, ya que la respuesta que proporcionan ante las variaciones de temperatura difiere de forma apreciable de unos a otros. [17]

En la Figura 4.13 se muestra una comparativa de la respuesta ofrecida por un termómetro de resistencia de platino y un termistor típicos.



**Figura 4.13.** Curvas características resistencia – temperatura de un termómetro de resistencia de platino y un termistor típicos. Fuente: [17]



### 4.6.3. Termopares

El principio de funcionamiento de los termopares está basado en un efecto termoeléctrico conocido como “efecto Seebeck”, cuyo descubrimiento se remonta al siglo XIX. El efecto Seebeck se produce cuando en un circuito formado por dos conductores metálicos diferentes unidos por sus extremos mediante soldaduras, cada una de estas uniones se encuentra a una temperatura distinta. Esto provoca la aparición de una fuerza electromagnética (f.e.m.) generadora de un flujo de corriente eléctrica a través del circuito resultado de dicha diferencia de temperaturas.

Este efecto termoeléctrico constituye el principio de funcionamiento de los termopares, los cuales están constituidos por el propio circuito termoeléctrico de Seebeck formado por dos conductores de distinta naturaleza (A y B) unidos en sus extremos. De tal manera que, al aplicar calor en una de estas uniones ( $T_2$ ), los electrones presentes en ella incrementarán su energía, siendo esta mayor que la de los electrones presentes en la unión que se mantiene a temperatura ambiente ( $T_1$ ), provocando una situación de desequilibrio que hace que los electrones de la unión caliente fluyan hacia la parte fría, disminuyendo su energía, con el objetivo de equilibrar esta situación (Figura 4.14).

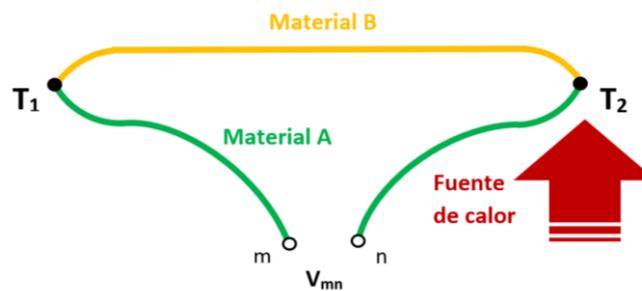


Figura 4.14. Esquema del efecto Seebeck. Fuente: [12]

Dicha situación de desequilibrio continuará existiendo siempre y cuando no se interrumpa el aporte de energía calorífica en una de las uniones, encargado de provocar un flujo continuo de electrones (corriente eléctrica). Sin embargo, si se retira la fuente de calor, la transferencia de electrones entre ambos extremos se igualará, del mismo modo que también lo hará la temperatura ( $T_1 = T_2$ ) y el potencial ( $V_{mn} = 0$ ), alcanzado nuevamente la situación de equilibrio y cesando la corriente eléctrica a través del circuito del termopar.

En este caso, la variable termométrica será la f.e.m. generada ( $V_{mn}$ ), la cual dependerá de la naturaleza de los materiales conductores que forman el circuito del termopar y de la diferencia de temperaturas existente entre sus dos uniones. La ley de variación de la f.e.m. generada para una diferencia de temperaturas determinada es una ley cuadrática que adopta la siguiente forma:

$$\varepsilon = a + b \Delta T + c \Delta T^2 \quad (10)$$

donde  $\Delta T$  es la diferencia de temperaturas entre las uniones y, al ser los termopares termómetros secundarios,  $a$ ,  $b$  y  $c$  son constantes que se obtienen a partir de la calibración de los mismos a través del empleo de puntos fijos. Otra expresión que permite determinar la f.e.m. generada a consecuencia del efecto Seebeck es la siguiente:

$$V_{mn} = \alpha_{AB} \Delta T = \alpha_{AB} [T_{2(\text{caliente})} - T_{1(\text{fría})}] \quad (11)$$



Donde  $V_{mn}$  es la diferencia de potencial generada por efecto Seebeck, en V,  $\Delta T$  la diferencia de temperatura entre las uniones, en K, y  $\alpha_{AB}$  el coeficiente de Seebeck entre los materiales A y B, en V/K. Finalmente, despejando en la ecuación anterior, se puede definir el coeficiente de Seebeck ( $\alpha$ ) como la relación entre la diferencia de potencial generada y la diferencia de temperatura inducida entre las uniones, de tal forma que:

$$\alpha = \frac{V_{mn}}{\Delta T} \quad (12)$$

Por tanto, el valor de  $\alpha$  dependerá del tipo de unión (materiales que la forman) y de la diferencia de temperatura inducida, siendo mayor cuanto mayor sea la temperatura a la cual esté sometida la unión caliente. [12] [17]

Además, pese a que los termopares son originalmente termómetros diferenciales, es decir, termómetros capaces de medir la diferencia de temperatura existente entre las dos uniones o soldaduras, es posible utilizarlos para medir la temperatura de un sistema colocando una de las uniones en contacto con un sistema a 0 °C (hielo fundente).

En este caso, la f.e.m. generada será únicamente función de la temperatura a la que se encuentra la otra unión, denominando a la unión puesta en contacto con el sistema a 0 °C unión o soldadura de referencia o fría (negativa), y a la otra unión o soldadura de medida o caliente (positiva), tal y como se muestra en la Figura 4.15.

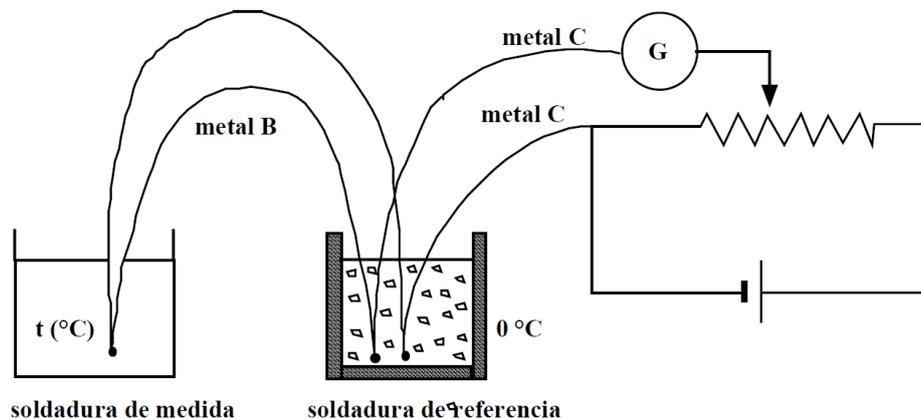


Figura 4.15. Esquema de medición de la temperatura de un sistema con un termopar por efecto Seebeck.

Fuente: [17]

El termopar constituido por platino y platino + rodio (10%) fue uno de los sensores de temperatura incluidos en la Escala Práctica Internacional de Temperaturas de 1968 para temperaturas comprendidas entre la temperatura de congelación del antimonio (630.74 °C) y la temperatura de congelación del oro (1064.43 °C). Este sensor fue sustituido posteriormente por el termómetro de resistencia de platino con la aparición de la Escala Internacional de Temperaturas de 1990 (ITS – 90).

En la Tabla 4.2 se muestran las diferentes combinaciones de metales y aleaciones utilizadas para la fabricación de los conocidos como termopares estándar, mientras que en la Figura 4.16 aparecen graficadas las leyes de variación f.e.m. – temperatura asociadas a cada uno de los diferentes tipos de termopares.



Tabla 4.2. Combinaciones de metales y aleaciones metálicas empleadas para la fabricación de los diferentes tipos de termopares estándar y su rango de temperatura útil. Fuente: elaboración propia a partir de [17]

TIPOS DE UNIONES (ISA)	COMPOSICIÓN (% PESO)	RANGO DE TEMPERATURA ÚTIL (°C)
<b>METALES NOBLES</b>		
TIPO S	(Pt + 10% Rh) – Pt	-50 a 1767
TIPO R	(Pt + 13% Rh) – Pt	-50 a 1767
TIPO B	(Pt + 30% Rh) – (Pt + 6% Rh)	0 a 1820
<b>METALES BASE</b>		
TIPO E	(Ni + 10% Cr) – (Pt + 6% Rh)	-270 a 1000
TIPO T	Cu – (Cu + 43% Ni)	-270 a 400
TIPO J	Fe – (Cu + 43% Ni)	-210 a 1200
TIPO K	(Ni + 10% Cr) – (Ni + 2% Al + 2% Mn + 1% Si)	-270 a 1372

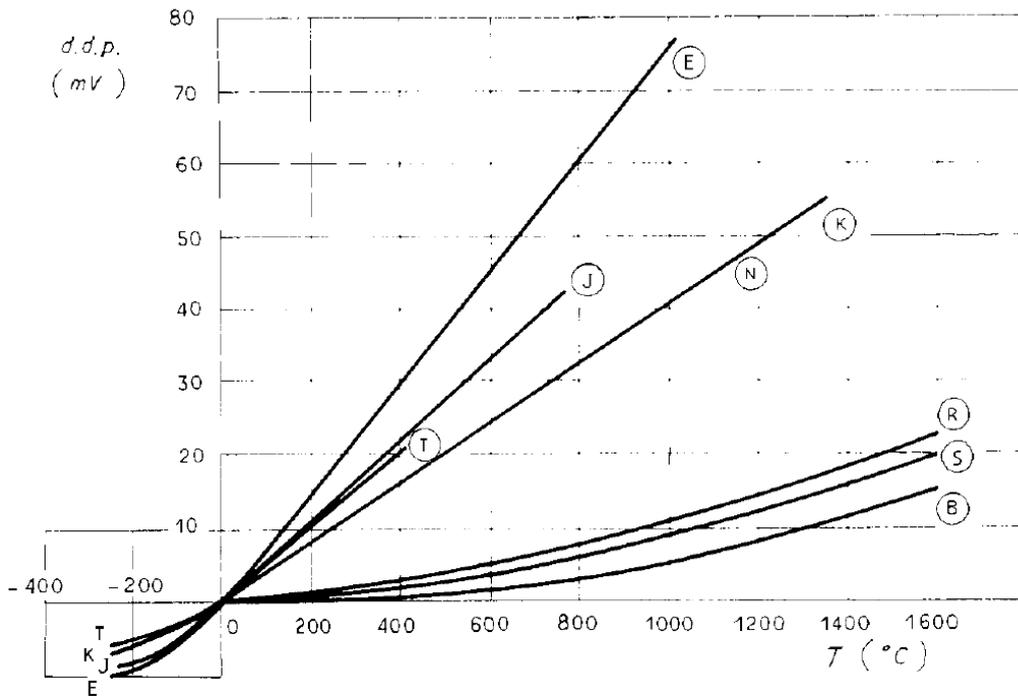


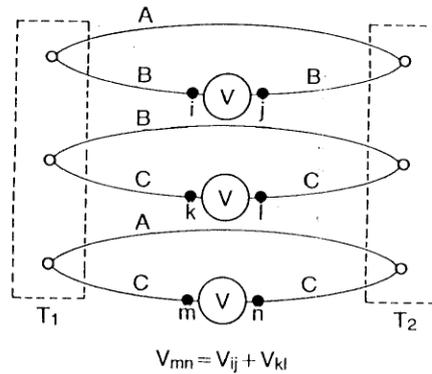
Figura 4.16. Curvas características f.e.m. – temperatura correspondientes a los diferentes tipos de termopares estándar. Fuente: [17]

Adicionalmente, cabe añadir que en el caso de los termopares se cumple la denominada ley de los metales intermedios, la cual establece que “si se inserta un tercer metal C al termopar formado por los metales A y B, y las uniones de A con C y de B con C se encuentran a la misma temperatura, no se genera ninguna f.e.m. adicional”. Esto permite emplear cables de conexión para acoplar los instrumentos de medida de la f.e.m. distintos de los que constituyen el propio termopar, logrando así evitar posibles perturbaciones en la medida.

Por otro lado, teniendo en cuenta que “la suma de la f.e.m. producida por los metales A – B y B – C es la misma que la f.e.m. de un circuito de metales A – C si las temperaturas de unión son las mismas”, es posible llevar a cabo la asociación de termopares en serie con el objetivo de amplificar la señal y aumentar el grado de sensibilidad, dando lugar a lo que se conoce como una termopila (Figura 4.17).



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**



**Figura 4.17.** Esquema de la asociación de termopares en serie dando lugar a una termopila. Fuente: [17]

Dicho de otra forma, “si un circuito produce una f.e.m.  $V_1$  entre  $T_1$  y  $T_2$ , y produce una f.e.m.  $V_2$  entre  $T_2$  y  $T_3$ , entonces produce una f.e.m.  $V = V_1 + V_2$  entre  $T_1$  y  $T_3$ ”. Este comportamiento hace posible el cambio de temperatura de referencia para los termopares.

En comparación con los termómetros de resistencia, los termopares presentan las siguientes ventajas:

- Cuentan con una capacidad calorífica y una constante de tiempo muy reducidas (el elemento sensible es únicamente un punto de soldadura). Esto hace que sean adecuados para medir la temperatura en sistemas sometidos a notables fluctuaciones de la misma y en sistemas cuyas dimensiones sean reducidas.
- No requieren de una fuente de energía para llevar a cabo la medición, al contrario de lo que ocurre en el caso de los termómetros de resistencia. En este caso, la señal requerida para realizar la medición es la f.e.m. generada por el propio termopar al estar sus uniones a diferente temperatura.
- Permiten ser empleados directamente como instrumentos de medición diferencial, ya que su respuesta es proporcional a la diferencia de temperaturas existente entre las dos uniones del termopar. [17]

#### 4.6.4. Otros termómetros

Además de los diferentes termómetros mencionados en los puntos anteriores existen muchos otros tipos, entre los que pueden destacarse los siguientes:

- **Termómetros piezoeléctricos:** cuentan con una lámina de cuarzo a modo de elemento sensible, la cual sufre una cierta deformación en función de la temperatura a la que se encuentra expuesta. Dicha lámina se sitúa en un circuito oscilante de tal manera que es posible obtener una frecuencia propia de vibración del cuarzo que depende de la temperatura.

Gracias a que se experimentan grandes variaciones de la frecuencia por grado de temperatura, en torno a los 2000 Hz/°C, estos termómetros pueden alcanzar una sensibilidad de 0.001 °C para un rango de temperaturas de entre -40 y 230 °C.

- **Termómetros de cambio de estado:** se basan en el equilibrio existente entre un líquido y su vapor cuando alcanzan una temperatura y presión de vapor saturado fijas. De esta manera, basta con medir la presión a la que líquido entra en ebullición para conocer la temperatura a la que se encuentra. Son los denominados termómetros de presión de vapor.



- **Termómetros magnéticos:** su funcionamiento se basa en la ley de Curie, la cual establece una relación entre la susceptibilidad magnética ( $x_m$ ) de una sal paramagnética y la temperatura absoluta a la que se encuentra (T), en kelvin:

$$x_m T = C ; C > 0 \quad (13)$$

donde la susceptibilidad magnética,  $x_m$ , es una constante de proporcionalidad adimensional que indica el grado de sensibilidad a la magnetización de un material influenciado por un campo magnético, mientras que C es la constante de proporcionalidad de Curie, la cual es función del material empleado.

Por tanto, para medir la temperatura de un sistema mediante el empleo de un termómetro magnético, únicamente es necesario determinar la susceptibilidad magnética de la sal paramagnética que estará en contacto con él, lo cual se lleva a cabo midiendo la autoinducción de un arrollamiento que rodea la muestra. Este tipo de termómetros se emplean para medir bajas temperaturas, cercanas al cero absoluto.

- **Termómetros acústicos:** son termómetros primarios y, por tanto, capaces de medir temperaturas termodinámicas. Su principio de funcionamiento se basa en la relación existente entre la velocidad del sonido en un gas y la temperatura termodinámica, de tal manera que, para un gas ideal:

$$v = \sqrt{\gamma \frac{RT}{M}} \quad (14)$$

- **Termómetros de ruido:** son también termómetros primarios, los cuales miden la temperatura termodinámica a partir del ruido electrónico, basándose en la siguiente expresión:

$$\overline{V^2} \approx 4 k T R \Delta v \quad (15)$$

donde  $\overline{V^2}$  es el valor medio del cuadrado del voltaje y  $v$  es la frecuencia. Son de aplicación tanto para temperaturas muy bajas como muy altas.

- **Termómetros de medición de altas temperaturas por efecto Doppler:** es sabido que la radiación emitida por un átomo es función de su estado de excitación y del salto energético que experimenta.

No obstante, un átomo que se aleja del observador emite, aparentemente, una radiación cuya longitud de onda es mayor que la emitida por un átomo estacionario, mientras que si se acerca al observador parece que emite una radiación cuya longitud de onda es menor que la del átomo estacionario.

Este fenómeno es lo que se conoce como efecto Doppler y es utilizado para determinar temperaturas extremadamente altas, como por ejemplo la temperatura a la que se encuentran las estrellas. Cuanto mayor es la temperatura del gas (estrella) mayor será la anchura de la banda, cumpliéndose la siguiente relación:

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda_0} = \frac{2}{c} \sqrt{\frac{8RT}{\pi M}} = 9,7 \cdot 10^{-7} \sqrt{\frac{T}{M}} \quad (16)$$

donde  $\Delta\lambda$  es el ensanchamiento Doppler,  $\lambda_0$  es la longitud de onda en el centro de la línea, M la masa molecular del gas, c la velocidad de la luz y T la temperatura. [17]



#### 4.7. ASPECTOS A CONSIDERAR AL UTILIZAR UN TERMÓMETRO

Para que la medida realizada con un termómetro pueda considerarse fiable, éste debe cumplir con una serie de características básicas fundamentales, entre las que se cabe destacar:

- El termómetro debe contar con una relación biunívoca entre la variable termométrica medida y el valor asignado de temperatura.
- Deben producirse grandes variaciones de la propiedad termométrica asociadas a pequeñas variaciones de la temperatura, lo que se traduce en una elevada sensibilidad y, por tanto, en una mayor precisión en la medida.
- El termómetro empleado debe ser el adecuado para el intervalo de temperaturas que se va a medir, con el objetivo de garantizar un grado de precisión aceptable en la medida.
- Dos termómetros que emplean la misma magnitud termométrica han de indicar la misma temperatura cuando están expuestos a los mismos estados.
- Su tamaño debe ser reducido a fin de evitar provocar perturbaciones en el sistema cuya temperatura se pretende conocer. [8] [16]

Además, una vez que es posible asegurar que el termómetro cumple con todas las características anteriormente expuestas, a la hora de efectuar la medición es necesario tener en cuenta los fenómenos relacionados con la constante de tiempo y la constante de disipación, los cuales se explican a continuación.

##### 4.7.1. Constante de tiempo y coeficiente de Newton

La constante de tiempo se refiere al tiempo que tarda el sensor en aproximarse a la temperatura del sistema cuya temperatura se pretende medir. Para poder comprender mejor este concepto es necesario explicar previamente la ley de enfriamiento de Newton, la cual permite representar el enfriamiento que experimenta un cuerpo que inicialmente se encuentra a una temperatura  $T_0$  hasta que alcanza la temperatura ambiente  $T_a$ , siempre y cuando la diferencia de temperaturas no sea muy grande, pudiéndose expresar de la forma:

$$-\frac{\partial Q}{dt} = N S (T_0 - T_a) \quad (17)$$

También puede darse el fenómeno opuesto, es decir, si se supone que  $T_0 < T_a$ , entonces  $(T - T_a) < 0$  y  $\partial Q > 0$ , por lo que el sistema absorbería calor del ambiente. Por otro lado, dicho calor ya sea cedido o absorbido por el sensor, puede expresarse en función de su masa y calor específico de la siguiente manera:

$$\frac{\partial Q}{dt} = m c \frac{\partial T}{dt} \quad (18)$$

donde,

- $N$  = coeficiente de Newton.
- $S$  = superficie del cuerpo.
- $m$  = masa del cuerpo.
- $c$  = calor específico del cuerpo (válido en caso de considerar que no depende de la temperatura en el intervalo considerado).
- $T$  = temperatura del cuerpo pasado un tiempo  $t$  del comienzo del enfriamiento.



Por lo que finalmente se puede llegar a la expresión:

$$\frac{\partial T}{dt} = -\frac{NS}{m c} (T - T_a) = -\frac{1}{\tau} (T - T_a) \quad (19)$$

donde  $\tau$  es la constante de tiempo del cuerpo, y depende de su forma, tamaño y material constituyente, es decir:

$$\tau = \frac{m c}{NS} \quad (20)$$

Llegados a este punto es posible deducir que la forma y dimensiones adoptadas por el sensor tienen una gran influencia en el tiempo requerido para que éste alcance la temperatura del sistema que se pretende medir, es decir, cuanto mayor sea la superficie de contacto del sensor con el sistema objeto de la medición menor será el tiempo requerido para que la temperatura se aproxime al valor que se pretende medir (tratando de alcanzar el equilibrio térmico), en comparación con otro sensor que pudiera tener la misma masa y calor específico pero una superficie de contacto menor.

No obstante, la constante de tiempo puede alterarse con el simple hecho de efectuar una serie de modificaciones sencillas sobre el sensor, como por ejemplo recubrirlo con una capa de un material adecuado que permita modificar su masa, su calor específico y/o la superficie de contacto según lo que se desee conseguir.

Con la finalidad de entender de una forma más clara cuál es el significado de esta constante de tiempo se propone un caso común y sencillo consistente en fijar como constante la temperatura a medir, que en este caso será  $T_a$  y, a partir de esta premisa, observar cómo afectaría la constante de tiempo a la temperatura del sensor.

Para ello, en primer lugar se procede a separar las variables de la ecuación (19), dando como resultado la siguiente expresión:

$$\frac{\partial T}{(T - T_a)} = -\frac{1}{\tau} dt \quad (21)$$

En segundo lugar, integrando entre  $t = 0$  y  $t$ , se tiene que:

$$\ln(T - T_a) - \ln(T_0 - T_a) = -\frac{t}{\tau} \quad (22)$$

Finalmente, despejando  $T$  se llega a la siguiente expresión, la cual se corresponde con una función exponencial decreciente que presenta una asíntota horizontal en  $T_a$  que hace que para  $t = \infty$ , la temperatura del sensor  $T$  tienda al valor de  $T_a$  (Figura 4.18):

$$T = T_a + (T_0 - T_a) e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (23)$$

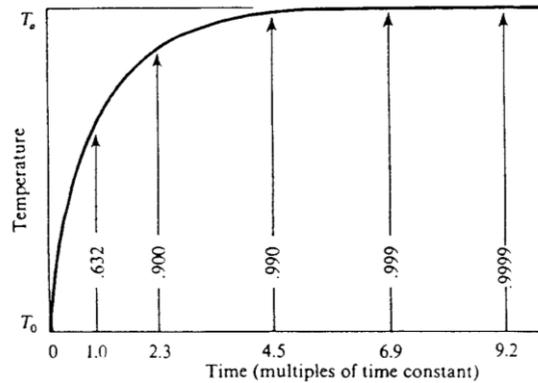
Desde un punto de vista físico, el significado de la constante de tiempo se puede establecer de la siguiente manera: si se supone que ha transcurrido un tiempo igual al valor de la constante de tiempo,  $t = \tau$ , la ecuación que permite determinar la temperatura del cuerpo quedaría de la siguiente forma:

$$T - T_a = \frac{1}{e} (T_0 - T_a) \cong \frac{1}{3} (T_0 - T_a) \quad (24)$$



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

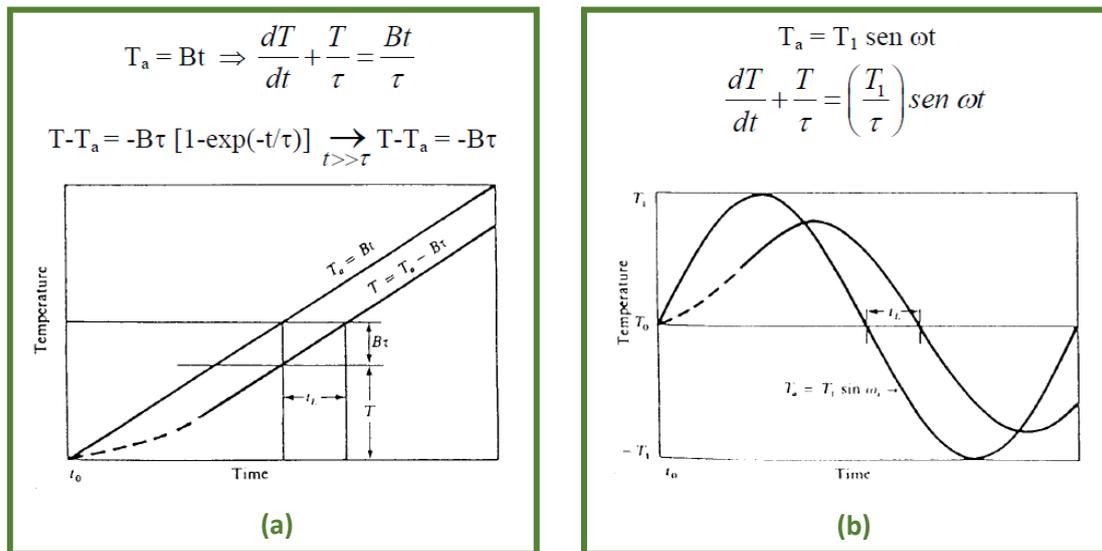
Esto quiere decir que transcurrido un tiempo  $t$  igual al valor de la constante de tiempo  $\tau$ , la diferencia existente entre la temperatura del cuerpo en ese instante  $T$  y la temperatura de equilibrio a alcanzar, en este caso  $T_a$ , es una tercera parte de la diferencia inicial de temperaturas. Dicha expresión da idea de que es posible estimar el tiempo necesario que debe transcurrir para alcanzar una determinada temperatura en función de la precisión requerida.



**Figura 4.18.** Curva  $T - t$  de un sensor determinado midiendo un sistema a una temperatura constante  $T_a$ .  
 Fuente: [16]

Hasta este momento se ha considerado la temperatura objeto de la medición como constante, sin embargo, en muchas ocasiones será necesario medir temperaturas que sufren una cierta variación con el tiempo. En este tipo de mediciones, la existencia de dicha inercia térmica afectará seriamente a la medida realizada con el sensor, ya que en este caso no será únicamente necesario esperar un menor o mayor tiempo para que el sensor alcance el nivel de sensibilidad deseado, dado que la temperatura objeto de la medición también irá variando con el tiempo.

En la Figura 4.19 se muestran dos ejemplos relativos a la existencia de una variación lineal y periódica de la temperatura objeto de la medición respectivamente, así como la respuesta del sensor en cada caso. Como puede observarse, en ambas situaciones al cabo de un tiempo lo suficientemente prolongado el sensor es capaz de alcanzar la temperatura del sistema que se pretende medir, aunque esto lo consigue con un cierto retraso temporal que deberá tenerse en cuenta y que es función de la constante de tiempo  $\tau$ . [8] [16]



**Figura 4.19.** Curva  $T - t$  de un sensor determinado midiendo un sistema a una temperatura que varía con el tiempo de forma lineal (a) y periódica (b). Fuente: [16]



#### 4.7.2. Constante de disipación

La constante de disipación ha de tenerse en cuenta en el caso de utilizar termómetros que emplean la resistencia como variable termométrica. Como se ha explicado anteriormente, el principio de funcionamiento de dichos sensores consiste en medir el valor de la resistencia obtenida con el sensor y, a partir del mismo, determinar la temperatura objeto de la medición.

La constante de disipación permite estimar la denominada temperatura de autocaldeo que sufre el sensor con motivo del efecto Joule. Esto es debido a que la manera de calcular la resistencia de un conductor consiste en hacer pasar una determinada intensidad de corriente eléctrica a su través, midiendo la diferencia de potencial que presenta en sus extremos, de tal manera que pueda calcularse el valor de la resistencia por aplicación de la ley de Ohm. Sin embargo, como es sabido, dicha corriente eléctrica provoca a su vez un calentamiento del propio conductor por efecto Joule que puede afectar a la medición de temperatura que se desea efectuar.

Debido a esto, el coeficiente de disipación o autocalentamiento permite estimar la influencia que tiene la corriente de medida sobre el valor final de temperatura obtenido, estableciendo la potencia eléctrica necesaria para elevar la temperatura del sensor un grado, siendo sus unidades habituales  $\text{mW} \cdot \text{grado}^{-1}$ .

Por tanto, este coeficiente permite establecer las condiciones en las que ha de realizarse la medida de la resistencia del sensor para lograr que el efecto de autocaldeo provocado pueda considerarse despreciable. Como norma general, para evitar el efecto de autocaldeo, es habitual emplear intensidades de corriente muy pequeñas para llevar a cabo la medida de la resistencia de este tipo de sondas, permitiendo así su calibración con la mayor precisión posible. [8] [16]

#### 4.8. MECANISMOS DE TRANSMISIÓN DE CALOR IMPLICADOS

Los tres mecanismos de transmisión de calor que existen son: conducción, convección y radiación. No obstante, a la hora de analizar los mecanismos de transmisión de calor que participan el sistema objeto de análisis del presente trabajo, para el cual se supone que se ha alcanzado el equilibrio térmico y que se encuentra en estado estacionario, cabe considerar que al tratarse de modelos con unas geometrías de dimensiones muy reducidas, en las que la zona de estudio (*back wall*) tiene una longitud inferior a 5 mm, y debido a las altas temperaturas alcanzadas, el efecto de la transmisión de calor por radiación será mucho más importante que el debido a la conducción y convección, motivo por el cual será el mecanismo dotado de una mayor importancia desde el punto de vista teórico en el presente documento, siendo introducido en el apartado 4.8.1 y abordado en mayor profundidad en el apartado 4.9, donde se tratan los aspectos más importantes relacionados con la termometría de radiación.

Sin embargo, también se abordarán de forma somera en este apartado los principales aspectos relacionados con la transmisión de calor por conducción. Esto se debe a que en las simulaciones realizadas se tendrán en cuenta también los fenómenos de transmisión de calor por conducción a través de las paredes de conjunto horno – crisol y, en menor medida, entre las propias moléculas del gas argón alojado en su cavidad interior, el cual actúa principalmente como medio participativo desde el punto de vista de la transmisión de calor por radiación, siendo transparente a la misma, es decir: ni la emite, ni la absorbe, ni la dispersa, tan solo la transmite.

Por otro lado, en lo referente a la convección, dadas las reducidas dimensiones de la apertura de salida del horno al exterior (24 mm de diámetro), la cual va a estar además ocupada por el termómetro de radiación encargado de realizar la medición, puede considerarse despreciable el flujo de gas argón en el interior del conjunto horno – crisol, suponiendo, por tanto, que el gas se encuentra estático en el interior de la cavidad.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Por este motivo, la influencia de la transmisión de calor por convección en la caída de temperatura experimentada en la *back wall* se considera despreciable, no siendo objeto de análisis del presente estudio.

Finalmente, cabe mencionar que también existirá una disipación de calor por convección de la pared exterior del horno al ambiente, lo que puede afectar al propósito de mantener todo el sistema en equilibrio térmico a la temperatura del punto fijo de referencia considerado. Debido a ello, dado que dichas pérdidas se considerarán inferiores en cualquier caso a 20 K, la solución planteada para paliar este fenómeno consistirá en incrementar la temperatura de calentamiento del horno 20 K por encima del valor de la temperatura de punto fijo considerada, anulando así el efecto de la convección en este caso.

#### 4.8.1. Transmisión de calor por radiación

Como es sabido, la radiación electromagnética se debe al movimiento de las cargas eléctricas que conforman la materia, lo cual da lugar a multitud de procesos distintos de emisión de radiación no necesariamente relacionados con el contenido energético de un sistema en forma de energía térmica. Este es el caso de la quimioluminiscencia, la fotoluminiscencia o la electroluminiscencia, entre otros. [11]

La forma radiativa de la transmisión de calor, está caracterizada porque la energía se transporta en forma de ondas electromagnéticas que se propagan a la velocidad de la luz. El intervalo completo de todas las longitudes de onda da lugar al espectro electromagnético (Figura 4.20), el cual está subdividido en un determinado número de intervalos de longitudes de onda con unas fenomenologías características: rayos gamma, rayos X, ultravioleta, visible, infrarrojo, microondas, ondas de radio, etc. [9]

La radiación emitida por un sistema es de origen térmico cuando se encuentra asociada a los mismos modos de vibración o grados de libertad que definen el contenido térmico de dicho sistema y, por tanto, depende de la temperatura del mismo. Concretamente, la radiación que tiene un origen y unos efectos térmicos está comprendida en el rango de longitudes de onda que va desde los  $10^{-7}$  hasta los  $10^{-3}$  m (Figura 4.20), lo cual se corresponde con una parte del espectro ultravioleta, todo el visible y todo el infrarrojo. [11]

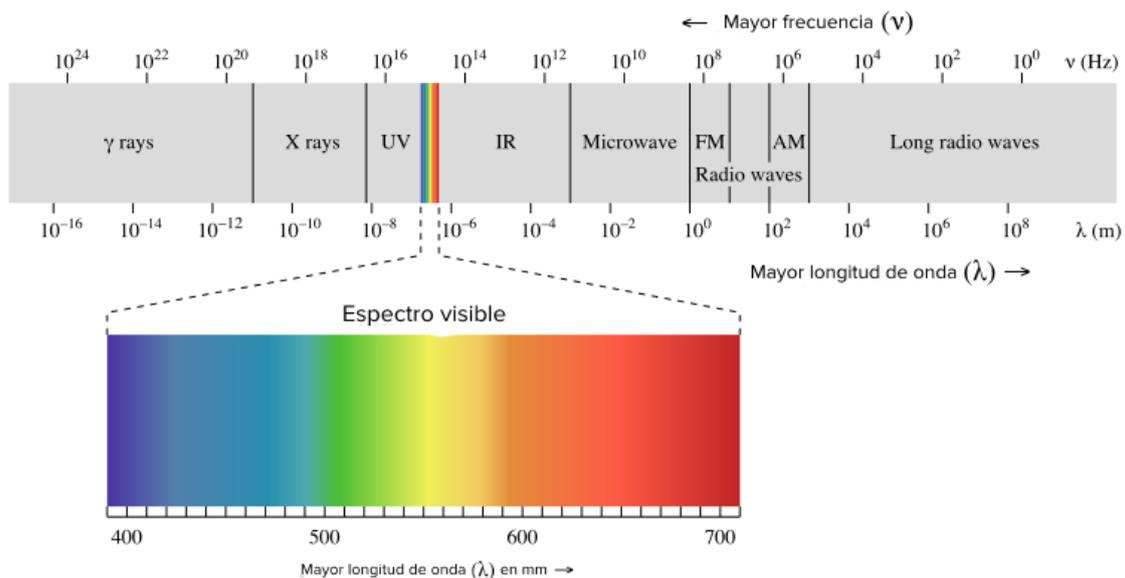


Figura 4.20. Espectro de la radiación electromagnética. Fuente: [21]



A diferencia de lo que ocurre en el resto de mecanismos de transmisión de calor, conducción y convección, donde el calor se propaga necesariamente a través de un medio material, en el caso de la radiación, la transmisión de calor también se produce a través del vacío (logrando incluso una mayor eficiencia). Además, pese a que lo habitual es hablar de la radiación emitida por materiales de tipo sólido, es necesario aclarar que también puede existir una ligera emisión de radiación en forma de calor en el caso de líquidos y gases, aunque esta generalmente se considera despreciable.

La energía en forma de calor transmitida por radiación se denomina energía radiante o calor radiado, y se define como la energía térmica que emite un cuerpo por el simple hecho de estar a una cierta temperatura, con motivo de los cambios provocados en las configuraciones electrónicas de los átomos o moléculas que componen la materia. Esta energía es liberada en forma de ondas electromagnéticas (o fotones, en determinados casos) que se propagan a la velocidad de la luz. El flujo de calor por unidad de área, en  $W/m^2$ , que libera un cuerpo por radiación se denomina exitancia (o emitancia) radiante de una fuente (o superficie)  $M_b$ , y su valor máximo, correspondiente al caso de un radiador ideal o cuerpo negro, viene definido por la ley de Stefan-Boltzmann:

$$M_b = \sigma T_s^4 \quad (25)$$

donde,

- $T_s$  = temperatura absoluta de la superficie, en K.
- $\sigma$  = constante de Stefan-Boltzmann, cuyo valor es  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} Wm^{-2}K^4$ .

Sin embargo, para una misma temperatura absoluta, el flujo de calor que es capaz de emitir una superficie real por radiación es significativamente menor, pudiéndose calcular como:

$$M = \varepsilon \sigma T_s^4 \quad (26)$$

donde  $\varepsilon$  es un parámetro adimensional conocido como coeficiente de emisividad de la superficie, el cual permite establecer una medida de la eficiencia con la que una determinada superficie real es capaz de emitir energía radiante. Dicho parámetro se obtiene como resultado de comparar la radiación emitida por una superficie real en una dirección determinada con la que sería capaz de emitir un cuerpo negro, bajo unas mismas condiciones de temperatura y longitud de onda. En función de la naturaleza y el acabado de la superficie radiante,  $\varepsilon$  adoptará un valor dentro del rango  $0 \leq \varepsilon \leq 1$ , siendo el valor  $\varepsilon = 1$  el correspondiente a un cuerpo negro.

Por tanto, se puede concluir que la intensidad y frecuencia de la radiación electromagnética emitida por una determinada superficie y, por ende, el flujo de calor transmitido por radiación, dependerá fundamentalmente de su naturaleza y de la temperatura absoluta a la cual se encuentre.

Por otro lado, el flujo de calor radiado por unidad de área ( $W/m^2$ ) que incide sobre una superficie se denomina irradiación ( $G$ ) y, al entrar en contacto con la superficie receptora, puede ser absorbida ( $A$ ), reflejada ( $R$ ) o transmitida ( $T$ ) por ésta en proporciones variables en función de su naturaleza (Figura 4.21), debiéndose cumplir en todo momento el principio de conservación de la energía:

$$G = A + R + T \rightarrow 1 = \frac{A}{G} + \frac{R}{G} + \frac{T}{G} \rightarrow \alpha + \rho + \tau = 1 \quad (27)$$



donde,

- $\alpha = A/G$  = absorptividad: parte de la energía radiante que es absorbida.
- $\rho = R/G$  = reflectividad: parte de la energía radiante que es reflejada.
- $\tau = T/G$  = transmisividad: parte de la energía radiante que es transmitida.

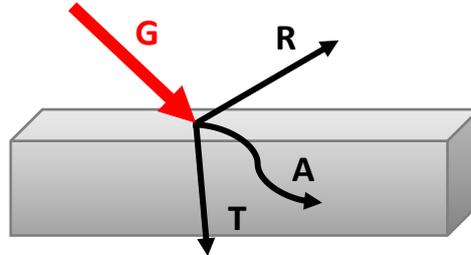


Figura 4.21. Absorción, reflexión y transmisión de la energía radiante. Fuente: [12]

La absorptividad ( $\alpha$ ) establece la parte de la radiación incidente que es absorbida por la superficie de un determinado cuerpo (A):

$$A = \alpha G \quad (28)$$

De la expresión anterior se deduce que, cuanto mayor sea el valor de  $\alpha$ , mayor será la cantidad de radiación incidente que es absorbida por la superficie receptora, lo que provocará un aumento de su energía interna ( $\Delta U$ ) y, como consecuencia, de su temperatura ( $\Delta T$ ). El valor de  $\alpha$  estará comprendido en el rango  $0 \leq \alpha \leq 1$  y dependerá de la naturaleza de la irradiación y de la propia superficie. Además, pese a que se trata de un fenómeno únicamente superficial, una vez absorbido, este calor puede transmitirse hacia el interior del sólido por conducción al haberse generado un gradiente de temperatura entre sus extremos.

Por otro lado, cuando se tiene una superficie receptora opaca, la transmisividad ( $\tau$ ) puede considerarse despreciable con respecto a su absorptividad ( $\alpha$ ) y reflectividad ( $\rho$ ), por lo que:

$$\tau = 0 ; \alpha + \rho = 1 \quad (29)$$

Sin embargo, cuando la superficie receptora está compuesta por materiales como el vidrio o por determinados minerales o plásticos, o bien si el medio receptor es un gas, dado que estos presentan una transmisividad muy alta, en estos casos puede considerarse despreciable tanto su absorptividad como su reflectividad, dándose el siguiente caso:

$$\tau \approx 1 ; \alpha \approx \rho \approx 0 \quad (30)$$

En función de las características de la superficie en cuestión, vez conocidos los valores de  $\tau$  y  $\rho$ , resulta sencillo calcular, del mismo modo que para el caso de la radiación incidente absorbida (28), la parte de la radiación incidente que ha sido transmitida (T) y reflejada (R) por una determinada superficie, respectivamente: [12] [18] [20]

$$T = \tau G \quad (31)$$

$$R = \rho G \quad (32)$$



Finalmente, en lo referente a la fracción de la radiación incidente que es reflejada por la superficie y que viene dada por su reflectividad ( $\rho$ ), cabe añadir que dicho fenómeno de reflexión puede darse de dos formas: especular o difusa. [20] Esto provoca consecuencias muy distintas en lo referente a la disipación de calor por radiación, tal y como se verá en el caso objeto de estudio de este trabajo. Estos y otros aspectos relacionados con la transmisión de calor por radiación se abordarán en mayor profundidad en el apartado 4.9, dedicado a la termometría de radiación.

#### **4.8.2. Transmisión de calor por conducción (régimen estacionario y flujo unidireccional)**

La transmisión de calor por conducción se produce cuando un cuerpo se encuentra sometido a un gradiente de temperatura entre sus extremos, o bien, cuando dos o más cuerpos sometidos a distintas temperaturas se encuentran en contacto directo entre sí. Independientemente de cuál sea el caso, es importante recordar el concepto más básico relacionado con la transferencia de calor: siempre que exista un gradiente de temperatura, la energía (en forma de calor) se transfiere de la zona de mayor temperatura a la zona de menor temperatura, sin necesidad de que exista ningún tipo de aporte externo. Y, en el caso de la conducción, esto se logra sin la necesidad de que exista flujo de materia, al contrario de lo que ocurre en el caso de la convección.

A nivel atómico, este fenómeno se produce como resultado de un intercambio de energía interna entre dos cuerpos o diferentes partes de un mismo cuerpo, constituida por la combinación de la energía cinética y potencial de sus partículas microscópicas (moléculas, átomos y electrones). Además, a pesar de que este fenómeno suele asociarse únicamente a materiales sólidos, la realidad es que también tiene lugar, aunque en menor medida, en el caso de líquidos y gases, en los que a pesar de predominar los fenómenos de la convección, también existe una transmisión de calor por conducción debida fundamentalmente a las colisiones que se producen de forma aleatoria entre las moléculas que los forman y, en las cuales, se produce una transferencia de energía en forma de calor.

Sin embargo, la conducción es mucho más importante en el caso de los materiales sólidos opacos, dado que es el único mecanismo de transmisión de calor que existe en su interior. Este es el caso de los materiales conductores (metales y aleaciones), en los que esta transferencia se produce como consecuencia de las vibraciones de la retícula y, fundamentalmente, del transporte de electrones libres a través del sólido. Es por este motivo por lo que los materiales que son buenos conductores de la electricidad suelen ser también buenos conductores del calor (aluminio, cobre, plata, etc.) y viceversa, es decir, los aislantes eléctricos suelen ser también buenos aislantes térmicos (vidrio, plásticos, etc.).

La propiedad física que determina la capacidad de un material para conducir el calor se denomina conductividad térmica y su valor está caracterizado por el coeficiente de conductividad térmica  $k$ , cuyas unidades habituales son  $W/mK$  (SI). Este coeficiente expresa, para un determinado material homogéneo de espesor un metro, el flujo de calor por metro cuadrado de superficie necesario para conseguir una diferencia de temperatura entre sus caras (planas y paralelas) igual a un grado kelvin, y su valor se obtiene a partir de medidas experimentales, dado que resulta excesivamente complejo predecir su valor analíticamente a partir de las leyes de la Física (salvo en el caso de gases a bajas temperaturas). Por este motivo, para materiales uniformemente heterogéneos, el valor de  $k$  se obtiene como resultado de realizar una media ponderada de los coeficientes obtenidos para cada material constituyente.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Esto es debido a que la conductividad térmica es una propiedad intrínseca de cada material y, además, generalmente varía considerablemente en función de la temperatura a la cual se efectúa la medida. No obstante, en la práctica es muy habitual considerar un valor medio constante de este coeficiente para un determinado rango de temperaturas, logrando resultados lo suficientemente precisos.

En la Tabla 4.3 aparecen recogidos algunos valores típicos de  $k$ , en W/mK, de algunos metales, sólidos no metálicos, líquidos y gases, con el objetivo de poder compararlos y dar una idea del orden magnitud que podrá adoptar este coeficiente en la práctica. Todos ellos, correspondientes a mediciones realizadas a la temperatura de 300 K. Los datos mostrados permiten observar las grandes diferencias existentes entre la conductividad térmica de materiales como el cobre o el aluminio (buenos conductores térmicos), y otros como el vidrio o el plástico (aislantes térmicos).

*Tabla 4.3. Valores del coeficiente de conductividad térmica ( $k$ ) a 300 K, correspondientes a diferentes materiales y sustancias. Fuente: [24]*

MATERIAL	K (W/mK) a 300 K
Platino	386
Aluminio	204
Vidrio	0.75
Plástico	0.2 – 0.3
Agua	0.6
Aceite de motores	0.07
Freón (líquido)	0.07
Aire	0.026

Cabe añadir que, en el caso de los líquidos, la conductividad térmica generalmente decrece a medida que aumenta su temperatura (existiendo excepciones como el agua). No obstante, en la práctica este hecho suele considerarse despreciable para ciertos intervalos de temperatura en los que  $k$  se supone constante. Por el contrario, en los gases, la conductividad térmica aumenta a razón de la raíz cuadrada de su temperatura absoluta. A pesar de ello, los gases cuentan con conductividades térmicas muy bajas, menores cuanto mayor es su peso molecular.

Por otro lado, la influencia que tiene la presión sobre esta propiedad en los líquidos, al ser estos prácticamente incompresibles, no es apreciable. Sin embargo, en el caso de los gases, la conductividad térmica crece con la presión y, aunque a presiones normales este incremento también puede considerarse despreciable, para valores próximos al punto crítico o presiones muy altas o bajas su influencia debe considerarse.

La ecuación que describe cómo se produce el fenómeno de transmisión de calor por conducción es conocida como la ley de Fourier (Figura 4.22), y establece que la tasa de transferencia de calor por conducción en una dirección determinada ( $dQ_x/dt$ ), es directamente proporcional al área normal a la dirección del flujo de calor ( $A$ ) y al gradiente de temperatura existente en esa dirección ( $dT/dx$ ), siendo la constante de proporcionalidad  $k$ , el coeficiente de conductividad térmica del material, de tal forma que:

$$\frac{dQ_x}{dt} = -k A \frac{dT}{dx} \quad (33)$$



donde el signo negativo, hace referencia a que el calor fluye hacia la zona de menor temperatura (Segundo Principio de la Termodinámica) y, por tanto, en dirección opuesta al gradiente de temperatura.

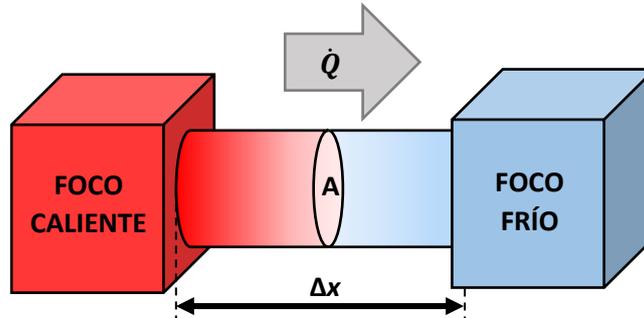


Figura 4.22. Transferencia de calor por conducción: ley de Fourier. Fuente: elaboración propia.

Así pues, considerando una única lámina de material (de grosor variable) cuyas superficies se encuentran a temperaturas diferentes (Figura 4.23), el calor transmitido por unidad de tiempo ( $\dot{Q}$ ), en julios/s (W), que fluirá en dirección perpendicular a dichas superficies, de la más caliente a la más fría, viene dado por la siguiente expresión:

$$\dot{Q} = -k A \frac{\Delta T}{x} = -k A \frac{(T_2 - T_1)}{L} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{L}{k A}} \quad (34)$$

donde,

- $k$  = coeficiente de conductividad térmica del material (W/mK).
- $A$  = superficie de intercambio térmico ( $m^2$ ).
- $L$  = espesor del elemento medido en la dirección del flujo de calor (m).
- $\Delta T = T_1 - T_2$  = diferencia de temperatura entre los extremos del elemento (K).

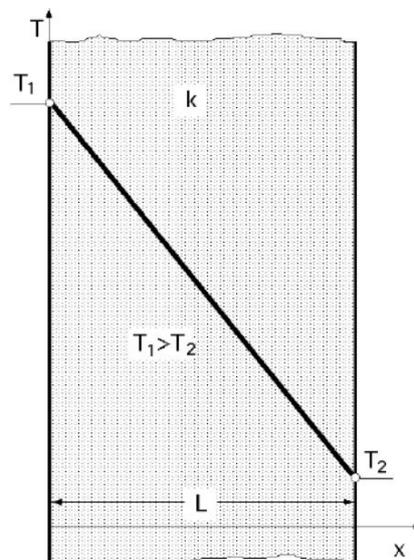


Figura 4.23. Transmisión de calor por conducción a través de una pared plana. Fuente: [24]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Además, se puede establecer una analogía entre el flujo de calor y el flujo de electricidad que permitirá resolver fácilmente, a través de la teoría de circuitos eléctricos, cómo se produce la disipación de calor por conducción en sistemas más complejos. Por tanto, si asociamos el término  $L/kA$  (o resistencia térmica) a una resistencia eléctrica, y el  $\Delta T$  (o potencial térmico) a una diferencia de potencial, podremos establecer este paralelismo a través de la ley de Ohm, de tal forma que:

$$I = \frac{V}{R} \rightarrow \dot{Q} = \frac{\Delta T}{R} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{L}{kA}} \quad (35)$$

Aplicando esta analogía a un caso práctico en el que se disponen tres elementos planos (A, B y C) en serie y en contacto directo entre sí (Figura 4.24), y teniendo en cuenta que el análisis del flujo de calor en estado estacionario a través de cada uno de ellos tiene que ser idéntico, independientemente de que los gradientes de temperatura generados en cada uno de ellos sean diferentes, tendremos que: [20] [24]

$$\dot{Q} = \frac{T_1 - T_2}{\left(\frac{L}{kA}\right)_A} = \frac{T_2 - T_3}{\left(\frac{L}{kA}\right)_B} = \frac{T_3 - T_4}{\left(\frac{L}{kA}\right)_C} = \frac{T_1 - T_4}{\left(\frac{L}{kA}\right)_A + \left(\frac{L}{kA}\right)_B + \left(\frac{L}{kA}\right)_C} \quad (36)$$

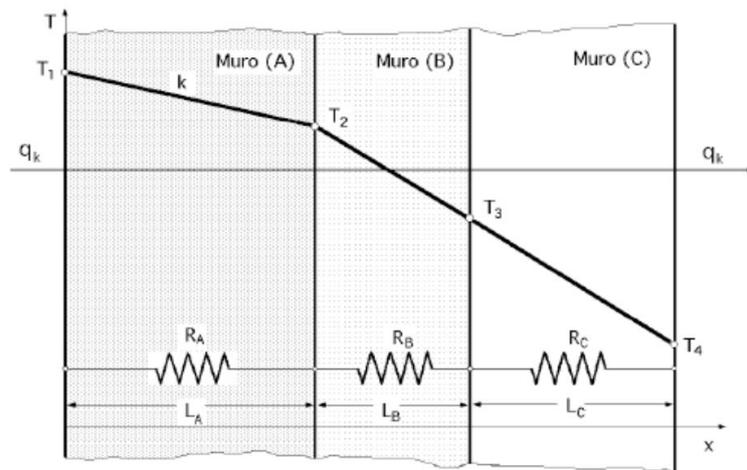


Figura 4.24. Transmisión de calor por conducción a través de varias paredes planas dispuestas en serie. Fuente: [24]

## 4.9. TERMOMETRÍA DE RADIACIÓN

En este apartado se realiza un breve repaso a la evolución de la termometría de radiación a lo largo de la historia, así como a sus conceptos más elementales y a los diferentes tipos de dispositivos utilizados para medir temperaturas mediante la aplicación de métodos radiométricos.

### 4.9.1. Breve repaso por la historia

El origen de la termometría de radiación se remonta al momento en el que el hombre comienza a utilizar hornos de alfarería, forjar metales, fabricar objetos de vidrio, etc., época en la que el único termómetro de radiación que podía emplearse era el propio ojo humano, con el que los primeros alfareros, herreros o sopladores de vidrio, eran capaces, utilizando su propia experiencia, de estimar la temperatura de los hornos o los objetos que fabricaban en base al color que adoptaban al alcanzar una cierta temperatura.



El primer intento de aplicación de la termometría de radiación puede ser atribuido a M'Sweeny, quien en 1828 utilizó un espejo cóncavo con el objetivo de focalizar la radiación emitida por un cuerpo caliente en el bulbo de un termómetro de mercurio para medir su temperatura. No obstante, no sería hasta 1859 cuando Kirchhoff enunció la ley que lleva su nombre y que permite describir la relación entre la absorción y la emisión del flujo radiante de la superficie de un material, estableciendo así la base científica de la relación entre materia y radiación.

Un año más tarde, el propio Kirchhoff introdujo el concepto de cuerpo negro, describiéndolo como aquel que absorbe toda la radiación que le llega, concepto que resultaría a la postre fundamental para el desarrollo de la termometría de radiación. A pesar de ello, no sería hasta finales del siglo XIX, cuando Wien (1894 – 1896) y, sobre todo Planck (1900), establecieron la relación teórica entre la radiancia espectral de un cuerpo negro y su temperatura termodinámica.

Por otro lado, Becquerel sugirió en 1836 emplear el brillo rojizo de una superficie caliente para medir su temperatura, lo cual no fue aplicado hasta que Le Chatelier introdujo el primer termómetro de radiación en 1892, con el que se efectuaron las primeras medidas de temperatura por encima del margen de uso de los termopares. Dicho instrumento contaba con una lámpara de aceite de llama como fuente de comparación de brillo, un visor telescópico con un filtro rojo y un iris para ajustar el brillo y lograr así el ajuste fotométrico.

El termómetro de Le Chatelier fue la antesala del pirómetro de desaparición de filamento, desarrollado de manera independiente por Morse (1899) y posteriormente por Holborn y Kurlbaum (1901), el cual se calibraba empleando un cuerpo negro de oro.

Años más tarde se comenzaron a desarrollar los termómetros de radiación total, los cuales estaban basados en la ley de Stephan-Boltzmann, enunciada en 1879, por la cual se relaciona la radiación emitida por un cuerpo negro con la temperatura del mismo elevada a la cuarta potencia y multiplicada por una constante proporcional que lleva su nombre. La primera patente de este tipo de termómetros la obtuvo Ferry en 1901, quien desarrolló un detector termoeléctrico capaz de generar una señal eléctrica que podía ser controlada y/o registrada, lo cual supuso un gran avance con respecto a los termómetros de desaparición de filamento. El primer termómetro de radiación total que se comercializó fue fabricado por la compañía Leeds and Northrup y salió al mercado en 1931.

Finalmente, tras la Segunda Guerra Mundial, se desarrollaron con fines militares los termómetros de radiación de banda estrecha, los cuales emplean como detectores de la radiación elementos semiconductores, que al absorber la radiación electromagnética de una determinada longitud de onda, provocan la excitación de los electrones de la banda de valencia que saltan a la banda de conducción dando lugar a una corriente fotoeléctrica, pudiendo finalmente establecer una relación entre ésta y la temperatura de la superficie objeto de la medición. Este tipo de termómetros son los instrumentos más precisos y los que se emplean actualmente como patrones de medida de temperatura de radiación. [11]

#### **4.9.2. Generalidades y conceptos previos**

Los procesos de emisión y absorción de radiación térmica en el caso de medios opacos o con una alta capacidad de absorción, tales como los metales, tienen lugar en la superficie, por lo que dependen de la temperatura superficial. Por este motivo, en numerosas aplicaciones de naturaleza científica y en una gran cantidad de procesos industriales, relacionados con industrias como la del acero, el aluminio, el vidrio, los plásticos, etc., resulta de vital importancia medir esta temperatura.



Para lograrlo, en muchos casos resulta indispensable emplear métodos radiométricos, ya que evitan la necesidad de que exista un contacto térmico entre el termómetro y el sistema cuya temperatura se quiere medir, el cual en muchas ocasiones no es recomendable o posible. Tal es el caso de las mediciones efectuadas sobre objetos en movimiento, lejanos o inaccesibles, la necesidad de medir temperaturas tan elevadas que producirían la degradación o directamente la destrucción del termómetro de contacto, la posible perturbación de la temperatura del sistema que se pretende medir al entrar en contacto con la sonda, etc.

La termometría de radiación es quien se ocupa de establecer todas las pautas necesarias para llevar a cabo la medida de las temperaturas superficiales a través de la aplicación de métodos radiométricos, siendo la responsable del desarrollo teórico, procedimientos, instrumentación, calibración, etc. A la hora de efectuar la medida, intervienen los siguientes elementos básicos: la fuente de radiación, el medio de propagación de la radiación (que puede causar una posible absorción de la misma), el entorno (que puede constituir el origen de la radiación reflejada en la fuente) y el propio termómetro de radiación.

No obstante, para que un termómetro de radiación o radiómetro sea capaz de medir la energía radiante emitida y/o reflejada por una determinada superficie y traducir su valor en términos de temperatura superficial de forma precisa, es fundamental que el instrumento esté adecuadamente calibrado, lo cual se consigue habitualmente midiendo la energía radiante emitida por una fuente utilizada como referencia, cuya temperatura es conocida, y estableciendo la relación existente entre la señal de salida del detector del radiómetro y dicha temperatura. Estas fuentes de referencia, además de estar caracterizadas por una temperatura conocida, deben contar con una distribución de energía radiante en función de la longitud de onda bien definida.

Por tanto, para llevar a cabo dicha calibración, resulta fundamental poder definir un parámetro que permita relacionar la distribución de la energía radiante de una superficie arbitraria con la correspondiente a un cuerpo negro (la cual constituye una ley física universal). Dicho parámetro se conoce bajo el nombre de coeficiente de emisividad de la superficie y resulta de vital importancia en el ámbito de la termometría de radiación, ya que es una técnica que emplea la propia superficie radiante como sensor para llevar a cabo la medida de su temperatura.

Para comprender mejor este hecho, se puede establecer una analogía entre la termometría de radiación y la termometría de resistencia, de tal manera que la energía radiante emitida por una superficie equivaldría a la resistencia eléctrica, el medio de propagación (por ejemplo, aire) equivaldría al cable, y el puente de relación de resistencias (o el indicador, en un termómetro de lectura directa) al radiómetro.

A grandes rasgos, se pueden diferenciar dos tipos de fuentes de radiación utilizadas como referencia para la calibración de termómetros de radiación: las fuentes tipo cavidad (de geometrías diversas) y las fuentes planas (utilizadas generalmente para aplicaciones industriales). La principal diferencia a tener en cuenta entre ambos tipos de fuentes es que, mientras que una superficie plana está caracterizada radiativamente por su emisividad intrínseca  $\epsilon$  (propia del material), a la hora de caracterizar radiativamente un cuerpo negro de tipo cavidad se deberá tener en cuenta su emisividad efectiva o aparente  $\epsilon_a$ , la cual depende de la emisividad intrínseca de la superficie, la geometría, el gradiente de temperatura en el interior de la propia cavidad y, como consecuencia de este último, de la longitud de onda ( $\lambda$ ). No obstante, como se explicará en el apartado 4.9.6.1 dedicado a la emisividad efectiva, cabe indicar que en determinados casos también resulta interesante establecer el valor de este parámetro para fuentes planas.



La termometría de radiación tiene un papel esencial en la definición de la temperatura  $T_{90}$  de la ITS – 90, dada la relativamente simple dependencia de la radiancia con la temperatura en los cuerpos negros. Es por ello por lo que, como se ha comentado anteriormente en el apartado 4.4.1, para temperaturas superiores al punto de congelación de la plata (1234.93 K) la ITS – 90 recomienda el empleo de termómetros de radiación, definiendo la  $T_{90}(X)$  de un cuerpo negro en términos de una relación entre radiancias medida por un termómetro de este tipo. Dicho dispositivo actúa entonces como un comparador (únicamente afectado por la linealidad) entre dos cuerpos negros, uno de los cuales presenta una temperatura bien definida en un punto fijo (dada por la ITS – 90), y el otro es aquél cuya  $T_{90}(X)$  se pretende definir. [11]

### 4.9.3. Magnitudes radiométricas básicas

En el presente apartado se definen algunas de las magnitudes más importantes relacionadas con la termometría de radiación. Sin embargo, pese a que a continuación se va a hacer referencia a una gran cantidad de fenómenos relacionados con la radiación cuyo análisis implica una elevada complejidad, para el trabajo que se desarrolla en el presente documento, únicamente será necesario quedarse con una idea general que permita comprender mejor los fenómenos que tendrán lugar en el interior del conjunto horno – crisol.

Antes de comenzar a desarrollar todos estos conceptos, cabe aclarar que, en lo relacionado a la notación utilizada, como norma general, suele emplearse el subíndice “em” para nombrar las magnitudes relacionadas con la radiación emitida por una superficie, “in” para la radiación incidente y “r” para las asociadas a la radiación reflejada, dejando sin subíndice aquellas que se refieren a la radiación tanto emitida como reflejada.

Como punto de partida, debe tenerse en cuenta que la radiación emitida y reflejada por una superficie presenta una serie de características tanto espectrales como direccionales, tal y como se muestra en el esquema de la Figura 4.25, donde se describe un caso genérico de emisión de un flujo radiante  $\Phi_{em}$  desde un elemento diferencial de área  $dA$  y en una determinada dirección  $\vec{\omega}'$  y ángulo sólido  $d\omega'$ , definida por las coordenadas esféricas  $(\theta', \phi')$ .

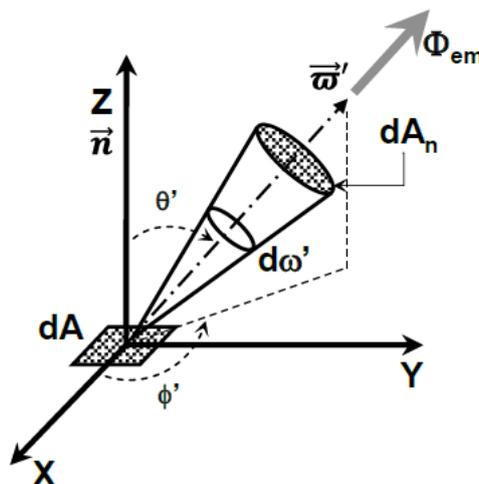


Figura 4.25. Esquema para la descripción de la emisión de radiación. Fuente: [11]

Por un lado, dependiendo del tipo y características de la fuente de radiación considerada, se emplearán diferentes conceptos para describir la radiación emitida y/o reflejada por ella:



- **Radiancia espectral,  $L_{\lambda,em}$** : empleada en el caso de fuentes extensas. Se define como la energía radiante emitida por un elemento  $dA$  en un determinado rango de longitudes de onda comprendidas entre  $\lambda$  y  $\lambda + \Delta\lambda$ , en una dirección  $\vec{\omega}'$  y ángulo sólido  $d\omega'$ , por unidad de área ( $dA_n$ ) perpendicular a  $\vec{\omega}'$ , por unidad de ángulo sólido ( $d\omega' = \sin\theta' d\theta' d\Phi'$ ), por unidad de longitud de onda y por unidad de tiempo, la cual se expresa, en términos de potencia radiante emitida ( $\Phi_{em}$ ), en  $Wm^{-2}sr^{-1}\mu m^{-1}$ , como:

$$L_{\lambda,em}(\lambda, \theta', \Phi') = \frac{d^3\Phi_{em}}{dA \cos\theta' d\omega' d\lambda} \quad (37)$$

- **Intensidad radiante,  $I_{\lambda,em}$** : utilizada en el caso de fuentes puntuales o mucho más pequeñas, en términos de superficie, que la distancia al punto de medida. Se define como el flujo radiante por unidad de ángulo sólido, de tal forma que:

$$I_{\lambda,em} = \frac{d^2\Phi_{em}}{d\omega' d\lambda} \quad (38)$$

Cabe añadir que, en caso de tratarse de un emisor isotrópicamente difuso o lambertiano, es decir, que emite radiación en todas las direcciones con la misma intensidad, la radiancia, por definición, no depende de la dirección ( $\theta', \Phi'$ ).

Por otro lado, integrando la radiancia para toda las direcciones del espacio semiesférico situado sobre el elemento  $dA$ , se obtiene lo que se conoce como **exitancia espectral ( $M_{\lambda,em}$ )**, expresada en  $Wm^{-2}\mu m^{-1}$  como:

$$M_{\lambda,em}(\lambda) = \frac{d\Phi_{em}}{dA d\lambda} \quad (39)$$

la cual, para superficies isotrópicamente difusas o lambertianas adopta la forma:

$$M_{\lambda,em}(\lambda) = \pi L_{\lambda,em} \quad (40)$$

siendo la **exitancia total ( $M_{em}$ )**, la integral de  $M_{\lambda,em}$  para todas las longitudes de onda, cuyas unidades son  $Wm^{-2}$ :

$$M_{em} = \int_0^{\infty} M_{\lambda,em}(\lambda) d\lambda \quad (41)$$

De forma análoga, cuando se habla de la radiación que incide sobre una determinada superficie o irradiación, es posible definir una serie de magnitudes equivalentes a las anteriores. Para poder diferenciar unas de otras, es común emplear primas para nombrar a todas aquellas componentes que definen la dirección de la radiación emitida, empleando la misma notación pero sin primas para aquellas que se corresponden con la radiación incidente. De este modo, para la energía irradiada que incidiría sobre el elemento  $dA$  en la dirección  $\vec{\omega} = -\vec{\omega}'$  (Figura 4.25), pueden definirse las siguientes magnitudes fundamentales:

- **Flujo o potencia incidente ( $\Phi_{in}$ )**: equivalente a la potencia radiante emitida ( $\Phi_{em}$ ).
- **Radiancia espectral incidente ( $L_{\lambda,in}$ )**: equivalente a la radiancia espectral ( $L_{\lambda,em}$ ).



- **Irradiancia espectral ( $E_{\lambda, in}$ ):** equivalente a la exitancia espectral ( $M_{\lambda, em}$ ).
- **Irradiancia total ( $E_{in}$ ):** equivalente a la exitancia total ( $M_{em}$ ).

Hasta este momento, las magnitudes que han sido definidas se refieren tan solo a la radiación que es emitida (y/o reflejada) por una determinada superficie, o bien a la que incide sobre la misma. No obstante, a partir de estos conceptos, es posible definir también de forma general el concepto de **campo de radiación**, constituido por un flujo radiante ( $\Phi$ ) que atraviesa en dirección  $\vec{\omega}$  un elemento  $dA$ , el cual presenta una orientación  $\vec{n}$  y está situado en el espacio en el punto  $\vec{r}$ , tal y como se describe en el esquema de la Figura 4.26.

De tal forma que, la radiancia espectral ( $L_\lambda$ ), puede definirse en este caso como el flujo de energía radiante que atraviesa una unidad de superficie perpendicular a  $\vec{\omega}$  por unidad de ángulo sólido y longitud de onda. Su expresión analítica tendrá una forma similar a  $L_{\lambda, em}$ , pero sin el subíndice “em” y teniendo en cuenta una dependencia explícita del punto  $\vec{r}$ , al tratarse de un campo escalar. [11]

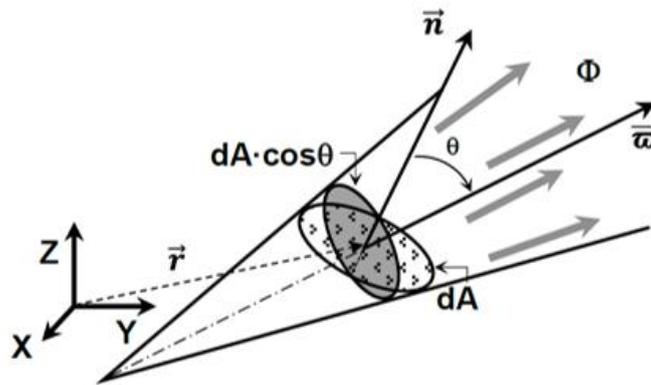


Figura 4.26. Esquema para la definición del concepto de campo de radiación en el espacio. Figura: [11]

#### 4.9.3.1. Absortancia y reflectancia

La capacidad de absorber radiación que presenta una determinada superficie viene establecida por la **absortancia espectral direccional**  $\alpha(\lambda, \theta, \Phi)$ , definida como la fracción de potencia radiante que es absorbida por dicha superficie del total que incide sobre ella desde una dirección determinada ( $\theta, \Phi$ ) y para una longitud de onda concreta ( $\lambda$ ), la cual generalmente depende de la temperatura ( $T$ ) y cuya expresión es la siguiente:

$$\alpha(\lambda, \theta, \Phi, T) = \frac{\Phi_a(T)}{\Phi_{in}} \quad (42)$$

Atendiendo nuevamente al esquema de la Figura 4.25, considerando que  $\Phi_a$  es el flujo de energía radiante absorbido por la superficie  $dA$ , del total que incide en la dirección  $\vec{\omega}(\theta, \Phi)$ , es posible hablar también del concepto de **radiancia absorbida**  $L_{\lambda, a}$ , el cual se puede definir como el flujo de energía radiante que absorbe dicha superficie del total que incide sobre ella en esa dirección ( $L_{\lambda, in}$ ), por unidad de longitud de onda, área de la superficie perpendicular a  $dA$  y ángulo sólido en la dirección de incidencia, de tal manera que:

$$L_{\lambda, a}(\lambda, \theta, \Phi, T) = \alpha(\lambda, \theta, \Phi, T) L_{\lambda, in}(\lambda, \theta, \Phi) \quad (43)$$



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Por su parte, como se ha comentado anteriormente, siempre que se hable de medios opacos, la fracción de la potencia radiante que incide sobre una superficie (irradiancia) y no es absorbida por la misma, será reflejada. De esta manera, se introduce el concepto de **reflectancia de la superficie**, la cual está caracterizada a través de la función de distribución de reflectancia (o reflexión) bidireccional (BRDF, por sus siglas en inglés), expresada como  $f_r$  y que adopta la forma:

$$f_r(\theta_i, \Phi_i, \theta_r, \Phi_r) = \frac{L_r(\theta_r, \Phi_r)}{E_{in}(\theta_i, \Phi_i)} = \frac{L_r(\theta_r, \Phi_r)}{L_{in}(\theta_i, \Phi_i) \cos\theta_i d\vec{\omega}_i} \quad (44)$$

Para comprender mejor en qué consiste, se apoya la explicación en el esquema de la Figura 4.27, donde se tiene un elemento de área  $dA$  sobre el que incide en una dirección  $\vec{\omega}_i$ , una irradiancia o flujo de energía radiante por unidad de área  $E_{in}$ , de tal manera que parte de esta energía es reflejada en la dirección  $\vec{\omega}'$ , la cual está caracterizada por el elemento de radiancia reflejada  $L_r$ .

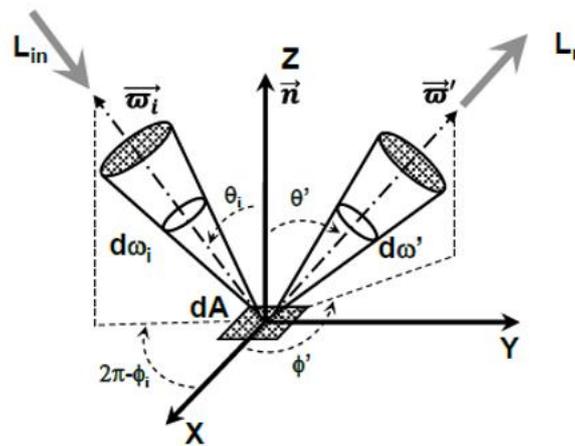


Figura 4.27. Esquema para la definición de la función BRDF. Fuente: [11]

En la función BRDF definida, el elemento de radiancia reflejada  $L_r$  se debe exclusivamente a la radiación incidente  $E_{in}$ . No obstante, cabe indicar que pueden estar presentes otras formas de radiancia (emitida y/o reflejada), aunque estas no resultan de interés para  $f_r$ .

La BRDF proporciona toda la información necesaria acerca de las características de reflexión de la superficie. Sin embargo, se trata de una función cuya aplicación implica una elevada complejidad debido a su dependencia bidireccional, motivo por el cual en la práctica es habitual particularizarla únicamente para superficies isotrópicamente difusas.

Una vez conocida esta función, el siguiente paso consiste en calcular la **radiancia de la radiación reflejada**  $L_r(\theta_r, \Phi_r)$  integrando sobre todo el ángulo sólido sobre el que incide la radiación ( $\Omega_i$ ), de tal forma que:

$$L_r(\theta_r, \Phi_r) = \int_{\Omega_i} f_r(\theta_i, \Phi_i, \theta_r, \Phi_r) L_{in}(\theta_i, \Phi_i) \cos\theta_i d\vec{\omega}_i \quad (45)$$

Llegados a este punto, se puede definir la **reflectancia**  $\rho(\Omega_i, \Omega_r)$  como el cociente entre el flujo reflejado y el flujo incidente integrados en los respectivos ángulos sólidos, es decir:

$$\rho(\Omega_i, \Omega_r) = \frac{\Phi_r}{\Phi_i} = \frac{\int_{\Omega_i} \int_{\Omega_r} f_r(\theta_i, \Phi_i, \theta_r, \Phi_r) L_{in}(\theta_i, \Phi_i) \cos\theta_i \cos\theta_r d\vec{\omega}_i d\vec{\omega}_r}{\int_{\Omega_i} L_{in}(\theta_i, \Phi_i) \cos\theta_i d\vec{\omega}_i} \quad (46)$$



Partiendo de esta expresión, puede obtenerse la **reflectancia direccional-cónica**, considerando  $\Omega_i \rightarrow 0$ , de tal manera que:

$$\rho(\theta_i, \Phi_i, \Omega_r) = \int_{\Omega_r} f_r(\theta_i, \Phi_i, \theta_r, \Phi_r) \cos\theta_r d\vec{\omega}_r \quad (47)$$

Mientras que la **reflectancia direccional-semiesférica** puede calcularse considerando que el flujo radiante es reflejado en todas las direcciones sobre la superficie ( $\Omega_r = 2\pi$ ). Además, si la superficie es isotrópicamente difusa para la reflexión, por tratarse de un reflector lambertiano (Figura 4.28), el flujo reflejado será uniforme en todas las direcciones con independencia de la dirección de la radiación incidente y, por tanto,  $f_r = f_{r,d}$  no dependerá de  $(\theta_r, \Phi_r)$ , pudiendo calcular la **reflectancia direccional-semiesférica difusa** ( $\rho_d$ ) como:

$$\rho_d(\theta_i, \Phi_i, 2\pi) = \pi f_{r,d} \quad (48)$$

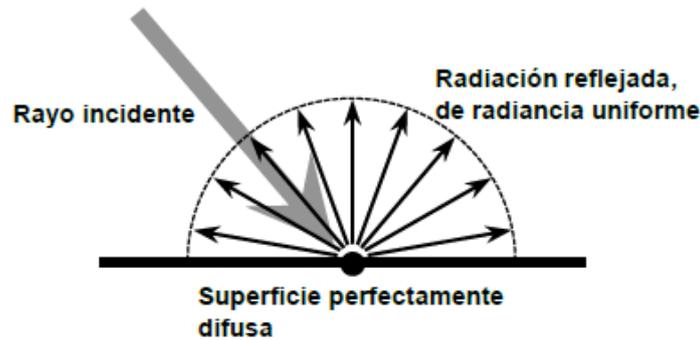


Figura 4.28. Esquema de la reflexión en una superficie isotrópicamente difusa o lambertiana. Fuente: [11]

Por otro lado, en el caso de superficies que presenten características perfectamente especulares, la radiación reflejada cumple con las leyes de la reflexión, las cuales son:

- **1ª Ley de la reflexión:** el rayo incidente, el rayo reflejado y la normal se encuentran contenidos en un mismo plano, situándose los dos primeros en lados opuestos a la normal.
- **2ª Ley de la reflexión:** el ángulo de incidencia es igual al ángulo de reflexión.

En base a ello, si se tiene una superficie perfectamente especular (Figura 4.29), la función BRDF ha de resolverse considerando que cada rayo de energía radiante incidente, produce un único rayo de energía radiante reflejada en la dirección especular, cumpliéndose lo siguiente:  $\theta_r = \theta_i$  y  $\Phi_r = \Phi_i \pm \pi$  (positivo para  $0 \leq \Phi_i \leq \pi$  y negativo para  $\pi \leq \Phi_i \leq 2\pi$ ). De esta manera, es posible obtener finalmente la relación entre la radiancia incidente y la reflejada para una superficie perfectamente especular, sustituyendo la función BRDF obtenida para este caso ( $f_{r,esp}$ ) en la ecuación (45). Dicha relación permite llegar a la siguiente expresión, con la que es posible calcular el valor de la **reflectancia especular semiesférica** ( $\rho_e$ ):

$$\rho_e = \frac{L_{r,esp}(\theta_r, \Phi_r)}{L_{in}(\theta_r, \Phi_r \pm \pi)} \quad (49)$$



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

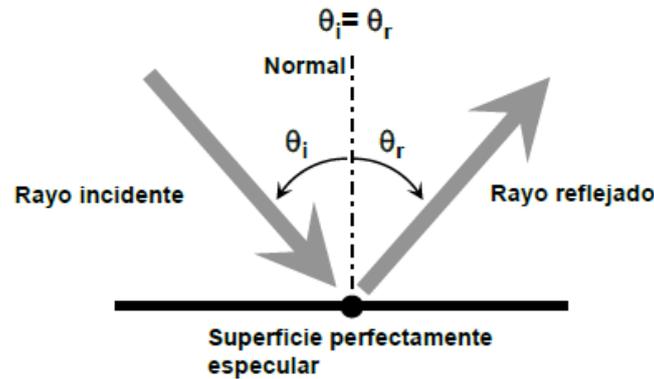


Figura 4.29. Esquema de la reflexión en una superficie perfectamente especular. Fuente: [11]

Así pues, en un medio opaco, en el que la radiación incidente puede ser absorbida ( $\alpha$ ) o reflejada ( $\rho$ ), pero en ningún caso transmitida ( $\tau = 0$ ), el balance energético resultante de aplicar principio de conservación de la energía puede expresarse de la siguiente forma: [11]

$$\rho(\theta_i, \Phi_i, 2\pi) + \alpha(\theta_i, \Phi_i) = 1 \quad (50)$$

#### 4.9.4. Radiación de cuerpo negro

A pesar de que la idea de cuerpo negro se debe históricamente a Isaac Newton, fue Kirchhoff el primero en formular este concepto en un sentido técnico preciso, definiéndolo como un cuerpo ideal capaz de absorber toda la radiación que incide sobre él, independientemente de cuál sea su dirección y longitud de onda. Dicho cuerpo negro podría asemejarse a cavidad cerrada de paredes adiabáticas y absorción  $\alpha$ , la cual se encontraría en equilibrio a una temperatura  $T$ , de tal manera que, pasado un cierto tiempo, la radiación se encontraría también en equilibrio tanto en el interior de la cavidad como en las paredes.

Tras estudiar experimentalmente la radiación para diferentes materiales, temperaturas y longitudes de onda, Kirchhoff llegó a lo que hoy en día se conoce como la **ley de radiación de Kirchhoff**, válida para dicha situación de equilibrio, la cual establece lo siguiente:

$$\frac{M_{\lambda,em}}{\alpha(\lambda)} = E_{\lambda}(\lambda, T) \quad (51)$$

donde  $E_{\lambda}(\lambda, T)$  es una función universal que únicamente depende de la longitud de onda y la temperatura, siendo independiente de la forma, tamaño y material que constituye la cavidad.

Así pues, para una cavidad de cuerpo negro ( $\alpha = 1$ ) se cumpliría que  $M_{\lambda,em}(\lambda)_{black} = E_{\lambda}(\lambda, T)$ , lo cual se traduce en que la radiación emitida por un cuerpo negro a una temperatura  $T$ , es idéntica en su distribución a la radiación de equilibrio correspondiente a una cavidad cerrada e isoterma que se encuentra a esa misma temperatura y, por tanto, no existe ninguna otra superficie capaz de emitir una mayor cantidad de radiación. Estas condiciones son precisamente las que se pretenden reproducir con las geometrías horno – crisol empleadas para llevar a cabo la calibración de termómetros de radiación mediante la utilización de puntos fijos de alta temperatura, las cuales son objeto de análisis del presente estudio.

Con el objetivo de obtener la función  $E_{\lambda}(\lambda, T)$ , en 1900, Max Planck logró demostrar que la **radiancia espectral de cuerpo negro**  $L_{\lambda,b}(\lambda, T)$ , también denominada **radiancia de Planck o ley de Planck**, expresada de la forma más conocida y útil para las aplicaciones de termometría de radiación, es la siguiente:



$$L_{\lambda,b}(\lambda, T) = \frac{c_{1L}}{\lambda^5} \frac{1}{e^{\frac{c_2}{\lambda T}} - 1} \quad (52)$$

donde se establece que la radiancia espectral de cuerpo negro emitida, depende de la temperatura del mismo y de la longitud de onda considerada, siendo:

- $c_{1L} = 1.1910 \cdot 10^{-16} \text{ Wm}^2\text{sr}^{-1}$ .
- $c_2 = 1.4388 \cdot 10^{-2} \text{ mK}$ .

Dicha expresión, en términos de exitancia radiante espectral (o monocromática) de cuerpo negro, para una temperatura T, en  $\text{W/m}^3$ , adopta la forma:

$$M_{\lambda,b}(\lambda, T) = \frac{c_1}{\lambda^5 \left( e^{\frac{c_2}{\lambda T}} - 1 \right)} \quad (53)$$

donde,

- $c_1 = 3.7418 \cdot 10^{-16} \text{ Wm}^2$ .

Por otra parte, la **ley de desplazamiento de Wien**, establece una relación entre el máximo de la función  $L_{\lambda,b}(\lambda, T)$  y la temperatura, donde se toma T como parámetro y  $\lambda$  como variable independiente. De esta manera, es posible obtener la longitud de onda a la cual la radiancia espectral de cuerpo negro alcanza su valor máximo para una temperatura determinada (Figura 4.30). Dicha expresión se obtiene como resultado de derivar respecto de  $\lambda$  e igualar a cero la ley de Planck, adoptando la forma: [11]

$$\lambda_{\max} T = 2.8977 \cdot 10^{-3} \text{ mK} \quad (54)$$

de tal manera que se establece una relación inversa entre la longitud de onda a la cual se produce el pico de emisión de radiación asociada a un cuerpo negro,  $\lambda_{\max}$ , y su temperatura T, dando como resultado del producto de estas dos variables una constante absoluta. [9]

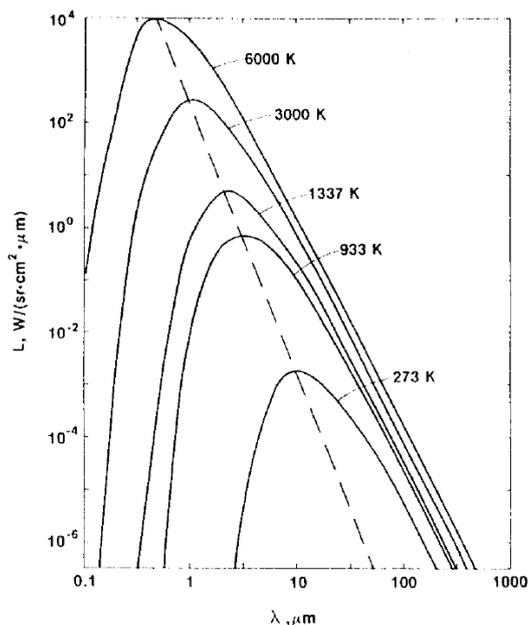


Figura 4.30. Curvas características de la ley de desplazamiento de Wien. Fuente: [17]



Finalmente, la cantidad total de energía radiante por unidad de área que emite la superficie de un cuerpo negro a la temperatura absoluta  $T$  para todas las longitudes de onda, se denomina poder emisivo total o **exitancia total de cuerpo negro**  $M_b$ , y viene dado por la integral de la distribución de Planck para todas las longitudes de onda, de tal forma que:

$$M_b(T) = \int_0^{\infty} L_{\lambda,b}(\lambda, T) d\lambda = \int_0^{\infty} \frac{c_{1L}}{\lambda^5} \frac{1}{e^{\frac{c_2}{\lambda T}} - 1} d\lambda = \sigma T^4 \quad (55)$$

Esta expresión es conocida como la **ley de Stefan-Boltzmann** y sus unidades son  $W/m^2$ , siendo  $\sigma$  la constante de Stefan-Boltzmann, cuyo valor es  $5.67 \cdot 10^{-8} Wm^{-2}K^{-4}$ . [11] Como puede observarse, el valor de  $\sigma$  es muy pequeño, motivo por el cual los efectos de la radiación a bajas temperaturas suelen considerarse despreciables. Sin embargo, su importancia se ve incrementada exponencialmente a altas temperaturas, ya que la exitancia crece a razón de la cuarta potencia de la temperatura absoluta. [9]

Por tanto, un cuerpo negro o radiador ideal es capaz de emitir un flujo neto de energía radiante a través de la superficie proporcional a la cuarta potencia de su temperatura absoluta, es decir:

$$q_r = \sigma A T^4 = A M_b \quad (56)$$

Así pues, si un cuerpo negro  $A_1$  irradia a un recinto  $A_2$  que se encuentra rodeándolo completamente y que puede considerarse también como una superficie negra, la transferencia neta de energía radiante será:

$$q_r = \sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4) = A_1 (M_{b1} - M_{b2}) \quad (57)$$

donde  $A_1$  y  $T_1$  son la superficie (en  $m^2$ ) y la temperatura (en K), respectivamente, del cuerpo negro emisor de la energía radiante, y  $T_2$  la temperatura del recinto sobre el que incide dicha radiación (en K). [9]

Sin embargo, al no existir ninguna superficie real que pueda ser considerada como un radiador ideal, es decir, que sea capaz de emitir radiación al mismo ritmo que un cuerpo negro, es necesario definir un coeficiente que permita relacionar la radiación emitida por un cuerpo negro a una determinada longitud de onda  $\lambda$  por el hecho de estar a una cierta temperatura absoluta  $T$ , con la de un cuerpo gris a esa misma temperatura, el cual se define como aquel que para una temperatura igual a la de un cuerpo negro, emite una fracción constante de la emisión correspondiente dicho cuerpo negro para cada longitud de onda. Dicho coeficiente se conoce bajo el nombre de emisividad intrínseca de la superficie ( $\epsilon$ ). [9] [11]

#### 4.9.5. Factor de forma

A diferencia de lo que ocurre en la situación descrita en la ecuación (57), relativa a la transferencia neta de energía radiante entre dos superficies, constituidas por un cuerpo negro emisor de energía radiante a una temperatura  $T_1$  y un recinto cerrado que lo rodea por completo, formado por una superficie negra receptora de dicha radiación que se encuentra a una temperatura  $T_2$  [9], lo habitual es que las superficies que actúan como emisoras y receptoras de la energía radiante cuenten con geometrías y disposiciones espaciales muy diversas, lo cual hace necesario introducir un nuevo concepto en la ecuación denominado **factor de forma de la superficie** ( $F_{12}$ ), de tal manera que: [11]

$$q_r = \sigma A_1 F_{12} (T_1^4 - T_2^4) = A_1 F_{12} (M_{b1} - M_{b2}) \quad (58)$$



Por tanto, factor de forma entre dos superficies  $A_1$  y  $A_2$ , permite definir la fracción de la energía irradiada que llega a  $A_2$ , del total de la energía radiante emitida y/o reflejada de forma difusa desde  $A_1$ . [9] Este concepto resulta fundamental para poder explicar desde un punto de vista teórico cómo se produce el intercambio de energía radiante entre dos superficies con geometrías y disposiciones espaciales distintas, y suele aplicarse solamente en el caso de superficies difusas. [11]

Así pues, atendiendo lo dispuesto en el esquema de la Figura 4.31, el factor de forma  $dF$  entre un elemento diferencial de área  $dA_1$  (o  $d1$ ) y un segundo elemento  $dA_2$  (o  $d2$ ), puede expresarse como:

$$dF_{d1 \rightarrow d2} = \frac{\cos\theta_1 \cdot \cos\theta_2}{\pi \cdot S_{1 \rightarrow 2}^2} dA_2 = \frac{1}{\pi} \cos\theta_1 d\omega_1 \quad (59)$$

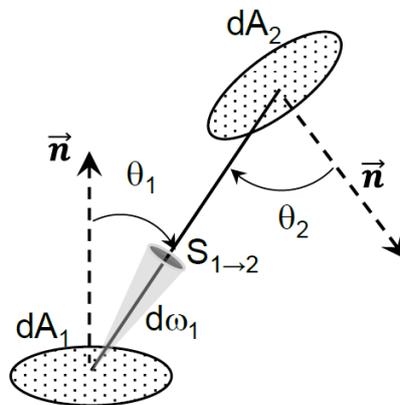


Figura 4.31. Esquema para la definición del factor de forma entre superficies diferenciales. Fuente: [11]

Además, en el caso de superficies difusas, si se considera tanto la radiación emitida como la reflejada, el factor de forma, es decir, la fracción del flujo radiante  $d\Phi_{d1 \rightarrow d2}$  que llega a  $dA_2$  proveniente de  $dA_1$ , del total que sale de  $dA_1$  hacia todo el hemisferio ( $d\Phi_{d1 \rightarrow}$ ), queda definido de la siguiente manera:

$$dF_{d1 \rightarrow d2} = \frac{d\Phi_{d1 \rightarrow d2}}{d\Phi_{d1 \rightarrow}} = \frac{L_\lambda \cos\theta_1 d\omega_1 dA_1}{M_\lambda dA_1} = \frac{L_\lambda \cos\theta_1 d\omega_1}{\pi L_\lambda} = \frac{\cos\theta_1 d\omega_1}{\pi} \quad (60)$$

Por otro lado, cabe añadir que el factor de forma presenta una serie de propiedades importantes como la regla de la reciprocidad de los factores de forma, que puede deducirse directamente de la propia definición, y por la cual:

$$dA_1 dF_{d1 \rightarrow d2} = dA_2 dF_{d2 \rightarrow d1} \quad (61)$$

Dicha regla, traducida a un caso de superficies finitas queda expresada de la siguiente manera:

$$A_1 F_{1 \rightarrow 2} = A_2 F_{2 \rightarrow 1} \quad (62)$$

donde,

$$F_{1 \rightarrow 2} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} F_{d1 \rightarrow d2} dA_1 \quad (63)$$



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Otra propiedad importante asociada a los factores de forma es la regla de la suma para un recinto cerrado, por la cual si una superficie A puede representarse como la unión de N superficies ( $S_1, S_2, \dots$ ) no solapadas entre sí, entonces se cumple que: [11]

$$F_{A \rightarrow \cup S_k} = \sum_{k=1}^N F_{A \rightarrow S_k} \quad (64)$$

Finalmente, empleando la misma notación que en el caso anterior, para superficies planas o convexas se cumple la siguiente propiedad: [9]

$$F_{k \rightarrow k} = 0 \quad (65)$$

A continuación, se describe a modo de ejemplo el factor de forma entre un anillo diferencial  $dA_1$  situado en el interior de un cono y un disco coaxial  $A_2$ , el cual puede resultar interesante teniendo en cuenta la geometría de las cavidades de cuerpo negro que son objeto de estudio del presente trabajo.

En este caso, el cono representaría la cara interior del crisol denominada bajo el nombre de *back wall*, lugar donde el termómetro de radiación incide directamente para realizar la medida de la temperatura, y, el disco coaxial, representaría la lente u objetivo del propio termómetro de radiación, ubicado en la parte final del tubo del horno (Figura 4.32). Para poder llevar a cabo su determinación, es necesario definir previamente las siguientes variables:

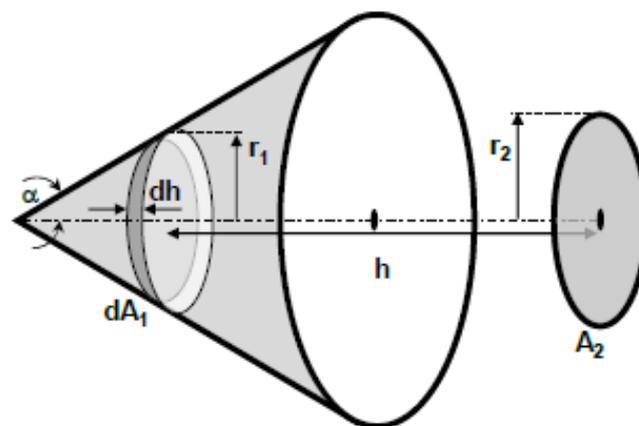
$$R_{1,2} = \frac{r_{1,2}}{h} \quad (66)$$

$$Y = 1 + R_1^2 + R_2^2 \quad (67)$$

$$Z = (\cos(\alpha) - R_1 \sin(\alpha)) \quad (68)$$

siendo finalmente la expresión del factor de forma en cuestión: [11]

$$dF_{d1 \rightarrow 2} = \frac{1}{2R_1} \left( \frac{YZ + 2R_2^2 R_1 \sin \alpha}{\sqrt{Y^2 - 4R_1^2 R_2^2}} - Z \right) \quad (69)$$



**Figura 4.32.** Esquema para la definición del factor de forma entre un anillo diferencial situado en el interior de un cono y un disco coaxial. Fuente: [11]



#### 4.9.6. Concepto de emisividad

Como se ha explicado anteriormente, la emisividad intrínseca o coeficiente de emisividad de una superficie ( $\varepsilon$ ), es un parámetro adimensional que permite relacionar la radiación emitida por una superficie real con la correspondiente a un cuerpo negro, estando ambas sometidas a unas mismas condiciones de temperatura y longitud de onda. Su valor permite establecer una medida de la eficiencia con la que una determinada superficie real o cuerpo gris es capaz de emitir energía radiante. Así pues, en función de la naturaleza y el acabado de la superficie radiante,  $\varepsilon$  adoptará un valor dentro del rango  $0 \leq \varepsilon \leq 1$ , siendo el valor  $\varepsilon = 1$  el correspondiente a un cuerpo negro. [9] [11]

De esta manera, es posible determinar que la radiación neta emitida por un cuerpo gris puede calcularse de la forma:

$$q_r = \sigma A \varepsilon T^4 = A M_b \quad (70)$$

Mientras que, por su parte, la energía radiante neta emitida por un cuerpo gris a una temperatura  $T_1$  que es transferida a un cuerpo negro que lo rodea, y que se encuentra a una temperatura  $T_2$ , puede calcularse como: [9]

$$q_r = \sigma A_1 \varepsilon_1 (T_1^4 - T_2^4) \quad (71)$$

Ahora bien, para poder determinar el valor de la emisividad intrínseca de un material ( $\varepsilon$ ), es necesario definir, para una superficie gris cualquiera que emite radiación, el concepto de **emisividad espectral direccional**  $\varepsilon(\lambda, \theta', \Phi', T)$  de dicha superficie, como la relación entre la radiancia espectral de la radiación emitida por la superficie a una cierta temperatura  $T$  y la correspondiente a un cuerpo negro a esa misma temperatura y para una determinada longitud de onda, de tal forma que:

$$\varepsilon(\lambda, \theta', \Phi', T) = \frac{L_{\lambda,em}(\lambda, \theta', \Phi', T)}{L_{\lambda,b}(\lambda, T)} \quad (72)$$

No obstante, dado que resulta habitual trabajar con la **emisividad espectral semiesférica**  $\varepsilon(\lambda, 2\pi)$ , la relación anterior expresada en términos de exitancia, queda de la forma:

$$\varepsilon(\lambda, 2\pi) = \frac{M_{\lambda,em}(\lambda, T)}{M_{\lambda,b}(\lambda, T)} \quad (73)$$

Cabe destacar, como se observa en la notación utilizada para la emisividad espectral semiesférica, que es habitual asumir una dependencia implícita de  $\varepsilon$  con la temperatura. [11]

Llegados a este punto, una vez han sido definidos los conceptos de emisividad ( $\varepsilon$ ) y absorptancia ( $\alpha$ ), para el caso de superficies grises isotermas que conforman una cavidad, en régimen estacionario, en la que el medio exterior no participa radiativamente y en el supuesto de que la irradiación se distribuye uniformemente a lo largo de la superficie interior, es posible aplicar la Ley de radiación de Kirchhoff [11], previamente enunciada en la ecuación (51), la cual establece que: *“en el equilibrio térmico, la temperatura permanece constante, por lo que la absorptividad  $\alpha$  de una superficie es igual a su emisividad,  $\varepsilon$ ”* [9], de tal forma que:

$$\varepsilon(\lambda, \theta', \Phi') = \alpha(\lambda, \theta, \Phi) \quad (74)$$



Dicha igualdad es considerada válida sin restricción con la única condición de que las direcciones sean opuestas, siempre y cuando se asuman condiciones de equilibrio térmico en la cavidad y teniendo en cuenta que se hace referencia a propiedades intrínsecas de la superficie. Como consecuencia de esta igualdad, el balance energético que resulta de aplicar el principio de conservación de la energía para el caso de medios opacos, donde la transmisividad es despreciable ( $\tau = 0$ ), queda ahora de la siguiente manera: [11]

$$\varepsilon(\theta', \Phi') = 1 - \rho(\theta', \Phi', 2\pi) \quad (75)$$

Finalmente, cabe destacar que para obtener el valor de  $\varepsilon$  correspondiente a una superficie o material en concreto, puede optarse por el empleo de valores de referencia, así como por diferentes métodos de medición o cálculo, pudiendo elegir el más adecuado para cada caso en concreto dentro del amplio abanico de técnicas o métodos existentes, que van desde el simple uso de tablas de emisividad de materiales (útiles para espectros y temperaturas específicas), hasta la realización de pruebas y mediciones de reflectividad aplicando la Transformada de Fourier de Espectroscopia Infrarroja (FTIR, por sus siglas en inglés), donde se cumple que  $\rho + \varepsilon = 1$  (ley de conservación de la energía radiante). [5]

#### 4.9.6.1. Emisividad efectiva

Hasta este momento únicamente se ha hecho referencia a la emisividad intrínseca de una superficie ( $\varepsilon$ ), la cual depende fundamentalmente de la naturaleza del material y del acabado de la misma. Sin embargo, en el caso de las cavidades, es necesario hablar del concepto previamente introducido de **emisividad efectiva o aparente  $\varepsilon_\alpha$** , el cual depende tanto de la emisividad intrínseca de la superficie, como de la geometría, el gradiente de temperatura en el interior de la propia cavidad y, como consecuencia de este último, de la longitud de onda ( $\lambda$ ).

No obstante, cabe añadir que en el caso de fuentes planas, si se considera la influencia y contribución de la radiación reflejada en ellas y originada en el entorno, también resulta adecuado considerar la emisividad efectiva. Este hecho resulta importante en el caso de aplicaciones de termometría de radiación (asociadas generalmente a la calibración) a temperaturas por debajo de los 200 °C, y constituye un factor de corrección e incertidumbre muy importante en la calibración y empleo de termómetros de lectura directa, utilizados en multitud de aplicaciones industriales.

Para poder llevar a cabo la caracterización de la emisividad efectiva de cavidades de cuerpo negro en termometría de radiación, lo más habitual es suponer un comportamiento perfectamente difuso de las mismas. A pesar de que no existe ninguna superficie real cuyo comportamiento sea perfectamente difuso, en la mayor parte de los casos es posible asumir un comportamiento aproximadamente difuso con el objetivo de simplificar en gran medida el desarrollo matemático del problema en cuestión, obteniendo buenos resultados.

Para ello, suelen emplearse materiales, que en su forma natural o bien tras la aplicación de un tratamiento adecuado, presentan un comportamiento que se aproxima en gran medida al de un reflector lambertiano. Una práctica habitual consiste en tratar las superficies de forma mecánica o química (mediante la aplicación de pinturas) obteniendo así acabados rugosos y, por tanto, más difusos para la reflexión de la radiación.



La necesidad de realizar esta aproximación, reside en que las características que presenta una determinada superficie en lo relativo a la reflexión de la energía radiante incidente vienen definidas mediante la función BRDF, mostrada en la ecuación (44), las cuales dependen de aspectos como la temperatura, la longitud de onda, etc. Y, como se ha comentado anteriormente, dicha función presenta una complejidad tan elevada que impide en la mayor parte su definición de forma exacta de un modo factible.

Otra posibilidad (menos común), en aquellos casos en los que se pone de manifiesto la existencia de una componente especular no despreciable, consiste en acudir a la aplicación de un modelo especular – difuso. No obstante, esta componente especular puede considerarse generalmente como parte de la incertidumbre asociada a la emisividad intrínseca, dada la dificultad de establecer con exactitud cuál es la contribución de la componente especular sobre la reflectancia total y, por tanto, su efecto sobre la emisividad efectiva de la cavidad.

El modelo especular – difuso define la reflectancia como la suma de dos componentes: uno puramente difuso y otro puramente especular. Además, se trata de un modelo isótropo, es decir, independiente de la dirección de la radiación incidente. Las principales hipótesis de las que parte el modelo son las siguientes:

- La emisión de radiación es difusa (emisor difuso o lambertiano) y la emisividad es independiente del ángulo e igual a la semiesférica  $\varepsilon(\lambda)$ .
- La reflectancia espectral direccional-semiesférica  $\rho(\lambda) = 1 - \varepsilon(\lambda)$  es independiente de la dirección de incidencia.
- La reflectancia es la suma de dos términos: uno puramente difuso y otro puramente especular:  $\rho = \rho_d + \rho_e$
- La relación entre las componentes especular y difusa  $\rho_e/\rho_d$  es uniforme para ciertos intervalos de longitud de onda.

Además del modelo especular – difuso, existen otra serie de modelos que permiten calcular la emisividad efectiva y que tienen en cuenta la componente especular de la reflectancia, tales como el modelo anisótropo de tres componentes, el modelo especular – difuso en el que la contribución especular obedece a las leyes de reflexión de Fresnel u otros modelos definidos por funciones BRDF más complejas. No obstante, como se ha mencionado, dada la complejidad de los mismos, lo habitual es considerar un comportamiento puramente difuso aún a costa de asumir una mayor incertidumbre para la emisividad intrínseca.

El motivo por el cual se requiere del empleo de cavidades de cuerpo negro para la calibración de termómetros de radiación en términos de temperatura absoluta, reside en que es necesario disponer de fuentes cuya radiación térmica pueda ser calculada y caracterizada en base a las leyes fundamentales de la física, lo cual resulta posible en este caso gracias a la ley de Planck, mostrada en la ecuación (52).

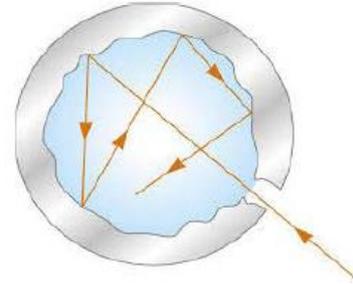
Por tanto, sabiendo que un cuerpo negro es únicamente una idealización teórica, al no existir ningún material en la naturaleza capaz de comportarse estrictamente como tal, y que la distribución de Planck tan solo se cumple en el caso de cavidades cerradas e isotermas, la única posibilidad pasa por construir una geometría que se aproxime lo más posible a la definición de cuerpo negro, la cual está constituida por una cavidad que presenta una única apertura, cuyas dimensiones son tan reducidas que permiten que la radiación que sale de la misma tenga unas características muy próximas a las correspondientes a un cuerpo negro perfecto (Figura 4.33).



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Así pues, las cavidades habitualmente empleadas como fuentes de referencia para la calibración de termómetros de radiación, son estrictamente cavidades abiertas cuyo comportamiento se aproxima al de un radiador ideal en base a las siguientes características básicas:

- Tipo de superficie o recubrimiento (material, rugosidad, etc.).
- Geometría de la cavidad (forma).
- Distribución de temperatura en la cavidad (gradiente).



*Figura 4.33. Esquema de una cavidad de cuerpo negro. Fuente: [9]*

Por otro lado, como ya es sabido, la característica fundamental que diferencia a un cuerpo negro de cualquier otra fuente de radiación térmica es la emisividad y, más concretamente, en el caso de cavidades, la emisividad efectiva o aparente ( $\epsilon_a$ ). La radiación térmica emitida por una fuente de tipo cavidad, la cual presenta únicamente una pequeña apertura, se debe fundamentalmente a tres fenómenos:

- Un fenómeno principal, debido a la emisión directa de radiación desde la superficie interior de la propia cavidad vista por el detector, que depende de la temperatura local.
- Un segundo fenómeno, debido a la radiación emitida desde el resto de la cavidad y reflejada en la superficie de observación, que depende del gradiente de temperatura interno.
- Un tercer fenómeno, debido a la reflexión de la radiación emitida por superficies externas a la cavidad, que depende de la emisividad efectiva. No obstante, este último fenómeno tan solo se considera importante en el caso de fuentes a temperaturas inferiores a 200°C y en el caso fuentes planas.

Teniendo en cuenta todas estas contribuciones, es posible llegar al concepto de emisividad efectiva como resultado de comparar la radiación que proviene de un punto de la fuente en cuestión con la de un cuerpo negro, aplicando para ello la ecuación (72). [11]

En el ámbito de la termometría de radiación, es fundamental obtener el valor de la emisividad efectiva de las fuentes de calibración con incertidumbres inferiores al 0.01%. [11] Además, para que estas fuentes puedan ser consideradas como cavidades de cuerpo negro, deberán presentar como requisito un valor mínimo de  $\epsilon_a \geq 0.95$  (mientras que para radiadores de superficie plana se deberá cumplir que  $\epsilon_a \geq 0.9$ ). [5]



*Figura 4.34. Determinación de la emisividad efectiva mediante el empleo de técnicas experimentales. Fuente: [5]*



Las técnicas experimentales que permiten determinar su valor con la precisión exigida están basadas en diferentes métodos (radiométricos, pirométricos, reflectométricos, etc.), los cuales son muy complejos, siendo habitual por este motivo recurrir al empleo de métodos numéricos y computacionales para llevar a cabo su cálculo.

Como se ha comentado en el apartado 4.9.2, La ITS – 90 establece que por encima del punto de solidificación de la plata, la  $T_{90}$  de un cuerpo negro queda definida por la relación entre radiancias, de tal forma que:

$$r(T_{90}, T_{90}(X)) = \frac{e^{\frac{c_2}{\lambda T_{90}(X)}} - 1}{e^{\frac{c_2}{\lambda T_{90}}} - 1} \quad (76)$$

pudiendo escoger para  $T_{90}(X)$  el valor de la temperatura asignada por la ITS – 90 para cualquiera de los siguientes estados: punto de solidificación de la plata (1234.93 K), del oro (1337.33 K) o del cobre (1357.77 K). Sin embargo, dado que un cuerpo negro es un sistema físico ideal, en la práctica, la ITS – 90 emplea para la definición de la  $T_{90}$  cavidades a temperaturas  $T_{90}(X)$  que presenten una emisividad efectiva lo más alta posible, de tal manera que la radiancia espectral de referencia queda definida realmente como  $L_{\lambda} = \varepsilon_a L_{\lambda,b}$  y, por tanto, la relación entre radiancias queda de la forma:

$$r = \frac{e^{\frac{c_2}{\lambda T_{90}(X)}} - 1}{\varepsilon_a(X) \left( e^{\frac{c_2}{\lambda T_{90}}} - 1 \right)} \quad (77)$$

Además, suponiendo que la relación de radiancias es medida por un radiómetro ideal (monocromático, lineal, etc.), las contribuciones a la incertidumbre típica  $u(T_{90})$  por efecto de  $T_{90}(X)$ ,  $r$  y  $\varepsilon_a$  se pueden calcular mediante la aplicación de la ley de Planck, permitiendo demostrar que el efecto de la emisividad efectiva se logra minimizar cuando  $\varepsilon_a$  se aproxima a 1 y cuanto menor es la incertidumbre en su determinación.

Por tanto, independientemente de cuál sea el método utilizado, el objetivo final es crear las condiciones adecuadas para que las fuentes de referencia utilizadas en la calibración de termómetros de radiación posean una emisividad efectiva lo más próxima posible a 1, la cual debe ser medida o calculada con muy baja incertidumbre.

Cabe añadir que la medida de la relación entre las radiancias ( $r$ ), resulta problemática para longitudes de onda larga por debajo del punto de congelación de la plata, pudiendo aproximar mejor la ITS – 90 mediante un método de ajuste con múltiples cuerpos negros de punto fijo. Además, los cuerpos negros de temperatura variable del tipo “*heat pipe*” (amoníaco, agua, cesio y sodio) con una relación  $L/D > 9$  constituyen también una muy buena alternativa a los de punto fijo. Por su parte, gracias a los puntos fijos de mezclas eutécticas C – M y C – MC que cubren un rango aproximado entre los 1400 K y los 3500 K, este método también puede aplicarse a día de hoy para la realización primaria de la ITS – 90 a temperaturas superiores al punto solidificación de la plata.

En vista de todo lo anterior, se puede afirmar que hoy por hoy la determinación de la emisividad efectiva de las cavidades de cuerpo negro sigue siendo uno de los principales puntos débiles de la termometría de radiación dada su enorme complejidad, siendo además uno de los aspectos que más influencia tiene sobre la incertidumbre en la calibración de los termómetros de radiación. [11]



#### 4.9.6.2. Emisividad efectiva en cavidades de cuerpo negro cilindro - cónicas

Las cavidades de cuerpo negro con geometría cilindro – cónica, como es el caso del crisol de tipo S utilizado para el modelo objeto de análisis del presente trabajo, son las habitualmente empleadas para llevar a cabo la calibración de termómetros de radiación, cámaras de imagen térmica y radiómetros en general, logrando la máxima precisión y permitiendo cubrir un extenso rango de temperaturas.

Para la determinación de la emisividad efectiva de estas cavidades, suelen emplearse modelos matemáticos basados, por ejemplo, en el método de Montecarlo, los cuales permiten calcular su valor en base a las características ópticas, geométricas y térmicas de la cavidad. Algunas de las más importantes son: el tipo de reflexión (difusa, especular – difusa, etc.), la emisividad intrínseca ( $\epsilon$ ), características geométricas como la longitud ( $L + H$ ) y el diámetro de la cavidad ( $D$ ), el ángulo del cono ( $\Omega$ ) o el diámetro de la tapa o apertura de la cavidad ( $A_{per}$ ), etc. (Figura 4.35), el gradiente de temperatura (generalmente variable tan solo a lo largo del eje de simetría) y, debido a este último, la longitud de onda.

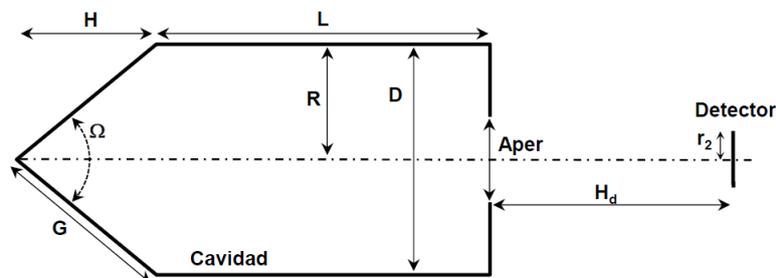


Figura 4.35. Esquema general de una cavidad cilindro – cónica y un detector. Fuente: [11]

Dichos modelos suelen validarse mediante la comparación de los resultados obtenidos con otros existentes que hayan sido publicados, o bien con valores experimentales obtenidos como resultado de la realización de ensayos de laboratorio, en cuyo caso la fiabilidad es menor.

Por otro lado, para poder describir las trayectorias de los fotones tras las reflexiones sucesivas que tienen lugar en el interior de la cavidad, han de desarrollarse modelos geométricos basados en la elección de planos y sistemas de referencia particulares. En este caso, la opción que presumiblemente resultaría más adecuada para este tipo de configuración consistiría en dividir la geometría de la cavidad en tres secciones diferenciadas: un fondo cónico, una pared cilíndrica y una tapa, de tal forma que las trayectorias de los fotones puedan agruparse en:

- Trayectorias de fotones reflejados en el fondo cónico y que van hacia el propio cono, la sección cilíndrica, la tapa o el exterior.
- Trayectorias de fotones reflejados en la tapa que van hacia el fondo cónico o la pared cilíndrica.
- Trayectorias desde la superficie cilíndrica que van hacia el fondo, la tapa, la misma superficie cilíndrica o el exterior.

Finalmente, antes de llevar a cabo el cálculo de la incertidumbre asociada a la determinación de la emisividad efectiva, se debe validar el modelo demostrando que las trayectorias definidas son capaces de predecir correctamente los factores de forma correspondientes a todas las combinaciones posibles entre los diferentes elementos (diferenciales y finitos) que componen la superficie interior de la cavidad, las cuales se reflejan en el esquema de la Figura 4.36 y son:



- Un anillo diferencial de cono y la apertura de la cavidad.
- Un anillo diferencial de cono y una sección coaxial finita del cilindro.
- Un anillo diferencial del cilindro y una sección coaxial finita del cono.
- Un anillo diferencial del cono y una sección coaxial finita del cono.
- Un anillo diferencial del cilindro y una sección coaxial finita del cilindro.
- Un anillo diferencial del cilindro y la apertura de la cavidad.
- Un anillo coaxial diferencial de la tapa y una sección coaxial finita del cilindro.
- Un anillo coaxial diferencial de la tapa y una sección coaxial finita del cono. [11]

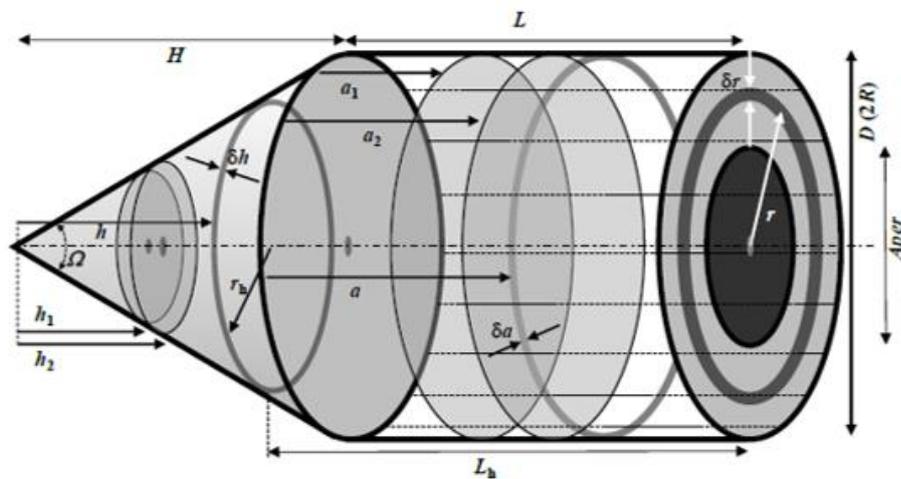


Figura 4.36. Esquema para el cálculo de los factores de forma que definen todas las trayectorias posibles de fotones en el interior de la cavidad. Fuente: [11]

#### 4.9.7. Temperatura de radiación

A la hora de realizar la medición de temperaturas mediante el empleo de termómetros de radiación, es fundamental tener claro el concepto de **temperatura de radiancia (o radiación) espectral  $T_\lambda$**  (generalmente direccional) de una superficie. Esta se corresponde con la de un cuerpo negro con la misma radiancia, para una longitud de onda y dirección determinada, cumpliéndose por definición que  $T_\lambda < T$ , siendo T es la temperatura de la superficie en cuestión, de tal manera que:

$$L_{\lambda,em}(\lambda, \theta', \Phi', T) = L_{\lambda,b}(\lambda, T_\lambda) = \frac{c_{1L}}{\lambda^5} \frac{1}{e^{\frac{c_2}{\lambda T_\lambda}} - 1} \quad (78)$$

Partiendo de esta idea, es posible establecer en base a la radiancia de Planck o ley de Planck, ecuación (52), y a la definición de la emisividad de una superficie, ecuación (72), la siguiente relación entre la temperatura de superficie T y la temperatura de radiación  $T_\lambda$ :

$$T = \frac{c_2/\lambda}{\log\left(\left(e^{\frac{c_2}{\lambda T_\lambda}} - 1\right) \varepsilon(\lambda, \theta', \Phi') + 1\right)} \quad (79)$$



Esta expresión resulta fundamental en el campo de la termometría de radiación, puesto que los termómetros de radiación, previamente calibrados con referencia a un cuerpo negro, proporcionan valores de  $T_\lambda$  al medir la temperatura de una superficie cualquiera, siendo necesario aplicar esta fórmula para obtener finalmente el valor de la temperatura de la superficie objeto de la medición ( $T$ ), para lo cual es necesario conocer previamente el valor del coeficiente de emisividad ( $\varepsilon$ ) de la misma. [11]

#### 4.9.8. Termómetros de radiación

Los termómetros de radiación, también denominados pirómetros, basan su funcionamiento en la ley de Planck enunciada anteriormente, por la que se establece la energía de radiación que emite un cuerpo para una determinada longitud de onda, en función de la temperatura a la que se encuentre. Además, como ya se ha comentado, la superficie de un cuerpo cualquiera emite una determinada cantidad de energía en forma de radiación electromagnética por el simple hecho de estar a una cierta temperatura, siendo únicamente función de ésta (ley de Stefan – Boltzmann).

Por tanto, conociendo la relación existente entre la energía radiada y la temperatura a la que se encuentra el cuerpo en cuestión, es posible llevar a cabo la construcción de un termómetro de este tipo. Estos dispositivos basan su funcionamiento en las leyes de radiación de cuerpo negro.

A modo de recordatorio, un cuerpo negro se define como aquel que absorbe toda la energía incidente o, lo que es lo mismo, aquel que presenta una absorptividad ( $\alpha$ ) = 1. Y, a pesar de que en la realidad no existe ningún material que pueda ser considerado como un cuerpo negro perfecto (o radiador ideal), es posible reproducir este fenómeno a partir de la construcción de un cuerpo hueco cerrado que contenga tan solo un agujero de salida al exterior, lo suficientemente pequeño para evitar que la radiación pueda salir a su través (Figura 4.37).

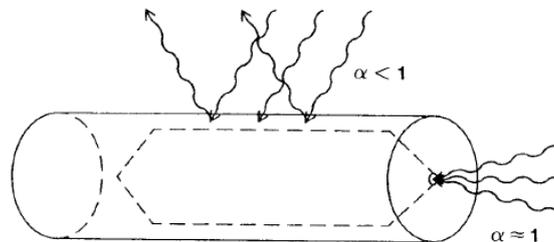


Figura 4.37. Esquema de la construcción de un cuerpo lo más próximo posible a uno negro. Fuente: [17]

Esta construcción es precisamente la que se busca con el diseño de las cavidades de cuerpo negro que son objeto de estudio del presente trabajo. Sin embargo, dado que en la práctica es imposible trabajar con cuerpos negros perfectos, resulta esencial conocer el valor del coeficiente de emisividad intrínseca de la superficie ( $\varepsilon$ ), definido como el cociente de la energía radiante emitida por un cuerpo a una determinada longitud de onda  $\lambda$  y temperatura  $T$ , y la emitida por un cuerpo negro a esa misma  $\lambda$  y  $T$ , adoptando un valor entre 0 y 1 en función del material y del tipo de superficie. [17]

No obstante, cabe recordar que, en el caso de cavidades, lo más adecuado es hablar del concepto de emisividad efectiva o aparente ( $\varepsilon_a$ ), cuya determinación resulta altamente compleja al depender multitud de factores, como son: la emisividad intrínseca de la superficie ( $\varepsilon$ ), la geometría, el gradiente de temperatura en el interior de la propia cavidad y, como consecuencia de este último, la longitud de onda ( $\lambda$ ). Motivo por el cual, con el objetivo de simplificar al máximo los cálculos necesarios para su obtención, se suele suponer un comportamiento completamente difuso de la cavidad, obteniendo buenos resultados. [11]



Finalmente, otro aspecto muy importante a tener en cuenta a la hora de emplear un termómetro de radiación, tiene que ver con la ley de desplazamiento de Wien, por la cual se recuerda que cuanto mayor es la temperatura más cortas son las longitudes de ondas correspondientes a la máxima radiación térmica emitida por el cuerpo.

De tal manera que, cuando se miden temperaturas por encima de los 700 °C se estaría dentro del espectro visible, mientras que para temperaturas más bajas la emisión se produciría principalmente en el infrarrojo.

La característica diferencial de estos dispositivos es que, al tratarse de termómetros de radiación, no es necesario que exista un contacto físico entre el sensor y el sistema cuya temperatura se desea conocer. Además, la ITS – 90 los recomienda para medir temperaturas superiores al punto de congelación de la plata (961.78 °C).

En función de cuál sea la ley de radiación en la que basan su funcionamiento, pueden distinguirse los siguientes tipos de pirómetros:

- **Pirómetros de radiación espectral:** se clasifican dentro del grupo de los termómetros primarios y basan su funcionamiento en la ley de Planck, de tal forma que se compara la radiancia espectral  $L_\lambda$  para una determinada longitud de onda  $\lambda$ , con la correspondiente a la temperatura de referencia y a esa misma  $\lambda$ .
- **Pirómetros de radiación total:** son también termómetros primarios y basan su funcionamiento en la ley de Stefan – Boltzmann, comparando la radiancia total con la emitida por un sistema de referencia.
- **Pirómetros de radiación visible:** también denominados pirómetros de desaparición de filamento, son sensores que basan su funcionamiento en la ley de distribución de la radiación térmica de Wien. Este tipo de sensores suelen emplearse en hornos que operan a elevadas temperaturas, por lo que la longitud de onda de la máxima radiación emitida está dentro del espectro visible y, más concretamente, en las longitudes de onda correspondientes al rojo.

Desde un punto de vista constructivo, para poder analizar la radiación emitida y, de esta forma, determinar el valor de la temperatura, son necesarios una serie de elementos ópticos y electrónicos, tales como:

- Dispositivos de selección de la radiación (lentes, filtros, sectores de disco, etc.).
- Dispositivos para enfocar la radiación (espejos, lentes, prismas, rendijas, etc.).
- Detectores (fotoconductores, fotodiodos, sensores térmicos, etc.).
- Fuentes de referencia para la calibración.

Su principio de funcionamiento consiste, en primer lugar, en enfocar la imagen del foco calorífico sobre el filamento de una lámpara eléctrica, para lo cual se emplea una lente objetivo. Posteriormente, dicha lámpara es observada a través de un filtro rojo mediante un ocular, de tal manera que el observador debe variar la corriente que atraviesa el filamento de la lámpara hasta que resulte imposible distinguirlo sobre el fondo de la imagen del foco calorífico. En caso de que la corriente sea excesiva, el filamento se verá más brillante que el foco, mientras que si por el contrario la corriente es insuficiente, el filamento adoptará un color oscuro claramente distinguible. El filtro rojo permite que dicha comparación se lleve a cabo dentro de un pequeño intervalo de longitudes de onda.



La forma de calibrar este dispositivo, consiste en registrar las lecturas que realiza el amperímetro, encargado de medir la corriente eléctrica que atraviesa el filamento a observar distintos focos de temperatura conocida.

En la Figura 4.38 se muestra un esquema del funcionamiento de un pirómetro de radiación visible o desaparición de filamento, donde aparecen detallados todos sus componentes: fuente (S), lente objetivo (O), limitadores de apertura (AS), disco opcional de cuña gris o sectorizado (D), lámpara de referencia (L), filtro rojo (F), ocular (O) y ojo del observador (E). [17]

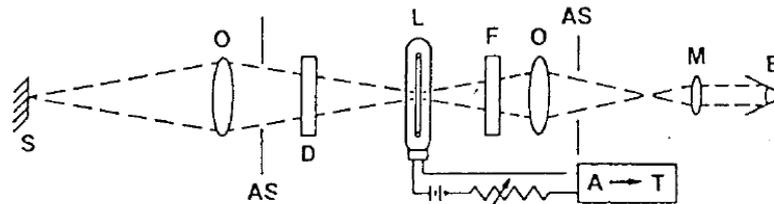


Figura 4.38. Esquema funcional de un pirómetro de radiación visible con todas sus partes. Fuente: [17]

## 4.10. MECÁNICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (MFC)

### 4.10.1. Aspectos generales de la MFC

Tal y como se ha comentado anteriormente, el objetivo del presente estudio consiste, en esencia, en tratar de resolver un problema físico en el que se encuentran involucrados los fenómenos de transmisión de calor por conducción y radiación, para lo que se recurre al empleo de un software de métodos numéricos, el cual resulta fundamental puesto que es capaz de discretizar las ecuaciones que rigen dichos fenómenos con gran facilidad.

En este caso concreto, se aplica lo que se conoce como Mecánica de Fluidos Computacional (MFC), la cual se puede definir como la técnica que permite obtener una solución numérica de las ecuaciones que gobiernan el movimiento de los fluidos en los dominios espacial y temporal, así como otros fenómenos asociados tales como la transferencia de calor, las reacciones químicas, el arrastre de sólidos, etc., dando como resultado una descripción completa y fehaciente del sistema estudiado.

En el caso de los fluidos newtonianos, las ecuaciones que gobiernan esta dinámica son las de Navier – Stokes, las cuales se conocen desde hace más de un siglo. A pesar de ello, la resolución numérica de las mismas resultaba impensable con los medios de cálculo de la época e incluso, hoy en día, se sabe que es necesario realizar importantes simplificaciones o hipótesis para poder llegar a una solución analítica de las ecuaciones que gobiernan el proceso, donde el área de la experimentación de la Mecánica de Fluidos ha tenido un papel fundamental.

A partir de 1950, los avances tecnológicos han permitido disponer de forma sucesiva de ordenadores con una mayor velocidad de cálculo y capacidad de memoria, lo que ha ido abriendo la posibilidad de resolver problemas cada vez más complejos. Este hecho ha provocado que la MFC sea considerada como una rama independiente de la Mecánica de Fluidos complementaria a su rama analítica y experimental.

A día de hoy, la aplicación de la MFC es la manera de obtener una solución numérica de las ecuaciones de Navier – Stokes, para cuya resolución se requiere:

- Definir determinadas condiciones de contorno en los límites del dominio.
- Aportar la información relativa a las propiedades del fluido: densidad, viscosidad, etc.



- Definir las condiciones iniciales en el caso de problemas no estacionarios: campo de presión, velocidad y temperatura inicial en el interior del volumen computacional.

Por tanto, lo que realmente ha impulsado la MFC es la mejora del potencial de cálculo en la resolución numérica de dichas ecuaciones, ya que éstas son siempre las mismas independientemente de cuál sea la situación del flujo de fluidos, siendo las condiciones iniciales y de contorno impuestas las que establecen las particularidades que presenta cada caso en concreto.

Desde un punto de vista científico, la MFC tiene un carácter multidisciplinar ya que en ella intervienen, entre otras, la física de fluidos, la matemática aplicada o la informática. Además, el abanico de aplicaciones para el que puede emplearse es muy amplio y variado, pudiendo destacar a modo de ejemplo los siguientes campos:

- **Aerodinámica:** estudio del flujo en torno a coches, aviones, barcos, edificios, etc.
- **Medio Ambiente:** estudio de la dispersión de contaminantes en la atmósfera, la propagación de columnas de humo o penachos, etc.
- **Climatización:** análisis de instalaciones de calefacción, sistemas de ventilación en sitios cerrados, etc.
- **Medicina:** análisis del flujo sanguíneo en venas, simulación de *bypass*, etc.

Actualmente, el empleo de la MFC está en pleno auge en lo referente a las aplicaciones ingenieriles gracias a que hoy en día es posible obtener una visión tridimensional de los problemas fluido-dinámicos, lo cual permite ir un paso más allá del análisis bidimensional que proporciona la Mecánica de Fluidos teórica o experimental.

Como se ha comentado anteriormente, con el objetivo de resolver numéricamente las ecuaciones que gobiernan el comportamiento de los fluidos en el sistema que se pretende estudiar, la MFC requiere del empleo de ordenadores como herramienta de trabajo, así como de un software específico para la resolución de este tipo de problemas. El papel del usuario consiste en especificar al programa las condiciones del problema que se quiere resolver y facilitar una serie de parámetros de resolución para que éste sea capaz de encontrar una correcta solución al mismo. [8]

#### 4.10.2. Ventajas e inconvenientes de la MFC

Entre las principales ventajas que presenta el empleo de la MFC para la resolución de problemas de flujo de fluidos se pueden destacar:

- Reduce significativamente los tiempos y costes de resolución, los cuales resultan cada vez menores a medida que avanza el desarrollo tecnológico y se optimizan los softwares existentes.
- Permite analizar sistemas o condiciones muy difíciles de simular experimentalmente (velocidades hipersónicas, temperaturas muy bajas o altas, movimientos relativos, etc.).
- Permite estudiar sistemas bajo condiciones que en la práctica resultarían peligrosas o que estarían más allá de sus condiciones límite de funcionamiento.
- Da como resultado una solución que proporciona una información más completa y detallada que los métodos experimentales en el espacio y tiempo de los campos de velocidad, presión, temperatura, etc.



Por el contrario, entre los principales inconvenientes que puede presentar la aplicación de la MFC se encuentran:

- Es una técnica cara desde el punto de vista económico: requiere del uso de ordenadores con una gran capacidad de cálculo, la adquisición de licencias de software con precios poco accesibles al público en general y personal cualificado capaz de manejar el programa y analizar adecuadamente los resultados obtenidos.
- Los modelos existentes para la turbulencia, flujo bifásico, combustión, etc. presentan aún ciertas limitaciones. [8]

#### 4.10.3. Pasos para la resolución de problemas mediante software de MFC

Como se ha comentado anteriormente, a la hora de emplear alguno de los diferentes softwares existentes para la resolución de problemas relacionados con la MFC, el usuario debe ser capaz de definir las condiciones del problema que se va a resolver y de dotar al código de determinados parámetros de resolución para que este sea capaz de proporcionar una solución correcta al problema planteado.

A modo de resumen, los principales pasos a seguir para llevar a cabo una simulación de un problema este tipo se pueden agrupar en las siguientes etapas:

- **Preproceso:** etapa en la que se lleva a cabo la discretización del dominio geométrico, se establecen las propiedades del fluido y se definen las condiciones iniciales y de contorno.
- **Resolución:** etapa en la que se especifican las ecuaciones a resolver, los algoritmos empleados para su resolución y sus parámetros para, posteriormente, generar de forma iterativa la solución del sistema de ecuaciones que gobiernan el proceso.
- **Post-proceso:** etapa final en la que los resultados obtenidos se procesan y almacenan facilitando su análisis posterior. En esta etapa se lleva a cabo una visualización y análisis de los resultados con la finalidad de llevar a cabo su validación, tratando de extraer conclusiones sobre su fiabilidad e identificando posibles errores que se hayan podido cometer en el proceso.

A continuación se enumera la secuencia de pasos que debe seguirse para asegurar que se ha introducido toda la información requerida por el programa, así como los principales aspectos a tener en cuenta en cada uno de ellos:

1. **Definir la geometría del problema:** consiste en introducir en el programa los contornos del dominio del problema. Se trata de un proceso relativamente sencillo en el caso de modelos bidimensionales, basta con definir una serie de líneas que delimiten la zona que será sometida a estudio. Dichas líneas pueden ser, en el caso más sencillo, rectas y/o circunferencias, pudiendo requerir del empleo de líneas curvas de otro tipo, las cuales deberán introducirse mediante puntos. Mientras que, en el caso de los modelos tridimensionales, la única diferencia que se encuentra es que se deberán introducir las superficies del contorno de la zona sometida a estudio, pero el procedimiento es el mismo. Esta posibilidad simplifica mucho la tarea, ya que evita la complejidad que supondría llevar a cabo esta definición por puntos.
2. **Crear el mallado:** se deben definir las características de los volúmenes para los que se van a calcular todas las variables por la aplicación del método de los elementos finitos. En el punto 4.10.4.1 del presente documento se explican de forma somera los diferentes tipos de malla que pueden considerarse para la resolución de este tipo de problemas.



3. **Imponer las condiciones de contorno:** se trata de fijar los valores de determinadas variables en los límites del dominio, tales como la presión, temperatura, velocidad o el gradiente de alguna de ellas. Adicionalmente, es necesario imponer condiciones para las variables de turbulencia que estén presentes en base al modelo de turbulencia que se esté aplicando.
4. **Introducir las condiciones iniciales:** se trata de un paso esencial en el caso de problemas no estacionarios, donde es necesario definir una serie de valores de las variables para todos los puntos del dominio que serán utilizados como punto de partida para que el programa comience a calcular las soluciones de los sucesivos pasos temporales. Sin embargo, si el problema es estacionario, bastará con introducir en el programa unos valores iniciales de las variables a partir de los cuales comenzará el proceso iterativo.
5. **Especificar las variables relativas al fluido en cuestión:** por ejemplo, la viscosidad o la densidad. En caso de que dichas magnitudes puedan variar con la temperatura, la presión, etc., es necesario introducir en el programa el modelo matemático que establezca la ley de variación con los coeficientes correspondientes en cada caso.

Además, es posible considerar varios tipos de problema en función de si se tiene o no en cuenta la transferencia de calor que tiene lugar en el sistema. En caso afirmativo, es necesario introducir además las propiedades térmicas del fluido que participa en dicha transferencia.

6. **Establecer los parámetros de control que afectan a la resolución del problema.** [8]

#### 4.10.4. Aspectos tenidos en cuenta a la hora de trabajar con *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>

Para desarrollar el presente trabajo se ha elegido el módulo de Mecánica de Fluidos Computacional proporcionado por *ANSYS*<sup>®</sup> denominado *Fluent*<sup>®</sup>. Esto es debido a los buenos resultados obtenidos en anteriores estudios, a la robustez de sus algoritmos y al hecho de estar algo familiarizados con el software al haber sido utilizado en algunas clases prácticas introductorias del mismo durante los estudios de grado y máster realizados en la Escuela Politécnica de Ingeniería de Minas y Energía.

A continuación se desarrollan algunos de los principales aspectos teóricos relacionados con dicho software que deben conocerse previamente para la resolución del problema que se plantea en el presente trabajo.

##### 4.10.4.1. Aspectos generales relacionados con el mallado de la geometría

En este punto se hace un repaso general de los diferentes tipos de mallado que pueden considerarse para la resolución de problemas relacionados con la Mecánica de Fluidos Computacional a través del método de los volúmenes finitos, así como los aspectos más importantes a tener en cuenta para garantizar que se ha generado un mallado con una calidad adecuada. En esencia, se pueden distinguir dos grandes grupos de mallas:

- **Mallas estructuradas:** constituidas por celdas que están ordenadas y que cuentan con una conectividad regular y trivial, lo que las hace muy eficientes desde un punto de vista computacional. Para un mismo número de celdas y una misma calidad de malla, las mallas estructuradas proporcionan una mejor convergencia y precisión que las no estructuradas. Sin embargo, presentan el inconveniente de que son difíciles de adaptar a geometrías complejas, lo cual dificulta la automatización del proceso y aumenta los requerimientos de interacción humana.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

- **Mallas no estructuradas:** son mallas irregulares en las que la conectividad entre las celdas no se obtiene de forma trivial. Por este motivo, para obtener una misma precisión en los resultados, el coste computacional asociado a este tipo de mallas es mucho mayor que en el caso de las mallas estructuradas. No obstante, son fáciles de generar de forma automática por lo que, en la práctica, pueden dar un mejor resultado que las mallas estructuradas para problemas con geometrías muy complejas, dada la dificultad de realizar un mallado estructurado de alta calidad en estos casos.

Para comprender mejor en qué consisten las mallas estructuradas, se plantea el caso sencillo mostrado en la Figura 4.39, en la cual se representa un dominio unidimensional dividido en un total de cinco celdas. Cada una de ellas está conectada por ambos lados a otra celda o bien, a una celda y a una de las dos condiciones de contorno, tal y como ocurre en el caso de las celdas 1 y 5. Esto permite aplicar una ordenación trivial de las celdas, de tal manera que cada celda  $i$  tiene a un lado una celda  $i - 1$  y al otro una celda  $i + 1$ , lo que permite a su vez que la conectividad entre celdas pueda definirse directamente por la posición que ocupan los elementos en los vectores en los que se guarda la información (dos elementos están conectados si están juntos en el vector en memoria).



Figura 4.39. Malla estructurada compuesta por cinco celdas. Dominio unidimensional. Fuente: [14]

Es decir, el elemento  $i$  del vector de estado se corresponde con la celda  $i$ , la cual se ve afectada por las celdas más cercanas,  $i - 1$  e  $i + 1$ , cuya información se almacena precisamente en las posiciones  $i - 1$  e  $i + 1$  del vector en memoria. Esta coincidencia se traduce en un menor coste computacional a la hora de determinar la conectividad entre las celdas del dominio y requiere de un menor espacio en la memoria para su almacenamiento.

En caso de tratarse de un dominio bidimensional (Figura 4.40), la conectividad entre las celdas puede obtenerse de forma muy sencilla de la misma manera, con la única diferencia de que es necesario conocer el número de celdas que hay en una y otra dirección. Finalmente, si se tiene un dominio tridimensional, el razonamiento es el mismo con la salvedad de que las celdas tendrán forma de hexaedros en vez de cuadriláteros.



Figura 4.40. Malla estructurada compuesta por diez celdas. Dominio bidimensional. Fuente: [14]

Por el contrario, si la conectividad entre celdas no es trivial, estaremos ante mallas no estructuradas (Figura 4.41). Este hecho hace que sea necesario calcular la información relativa a la conectividad entre las celdas y, posteriormente, guardarla en algún tipo de estructura de datos, lo cual aumenta en gran medida los costes computacionales y los requerimientos de almacenamiento en comparación con las mallas estructuradas, por lo que son menos eficientes.



Figura 4.41. Malla no estructurada compuesta por diez celdas. Dominio bidimensional. Fuente: [14]



CÉSAR DEL POZO MESONES

Sin embargo, a pesar de que a priori el mallado estructurado parece ser el más adecuado, tiene el gran inconveniente de que no es capaz de adaptarse de forma relativamente sencilla a geometrías con una cierta complejidad. Es por ello por lo que su aplicación tan sólo resulta razonable en el caso de geometrías que, deformándolas de forma continua, sean convertibles en un rectángulo (si son bidimensionales, Figura 4.42) o en un hexaedro (si son tridimensionales).

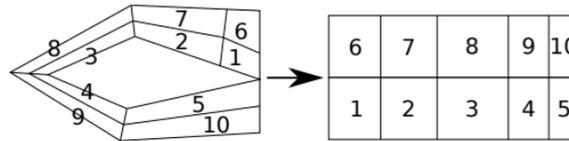


Figura 4.42. Conversión por deformación continua de un dominio a uno equivalente rectangular. Fuente: [14]

Para el resto de casos, el proceso de mallado en mallas estructuradas es lo suficientemente complejo como para requerir de una excesiva interacción humana, lo cual reduce enormemente su utilidad al encarecer demasiado los costes de procesamiento. Dado que habitualmente el tiempo de ingeniería humana es notablemente más costoso que el tiempo de procesamiento automático, generalmente resulta más interesante que la máquina sea capaz de realizar la mayor parte del proceso, motivo por el cual se suele recurrir al empleo de mallas no estructuradas, donde el proceso de mallado suele ser mucho más automático.

Sin embargo, en determinados casos en los que pueda primar la precisión de los resultados sobre los costes, podría ser más adecuado optar por la generación de mallas estructuradas ya que, si están bien hechas, pueden proporcionar una mejor convergencia y precisión que las mallas no estructuradas (aunque esto no ocurre en todos los casos).

Por su parte, las mallas no estructuradas pueden estar constituidas por celdas con formas mucho más diversas, lo cual facilita su adaptación a geometrías complejas. En dominios bidimensionales, la forma básica adoptada por las celdas es el triángulo, mientras que en el caso de dominios tridimensionales será el tetraedro. Sin embargo, en la práctica, lo habitual es utilizar mallas más complejas formadas por elementos de diferentes formas poliédricas.

Independientemente de si se opta por el empleo de mallas estructuradas o no estructuradas, el software ofrece además otras muchas posibilidades para adaptar el mallado a las necesidades planteadas por el problema a resolver, dando lugar a los siguientes subtipos de mallas:

- **Mallas híbridas:** permiten dividir el dominio del problema en bloques de mallas de distinto tipo (estructuradas y no estructuradas) o bien, de un mismo tipo pero de diferentes características, en función de las necesidades. Es habitual emplear este tipo de mallas para rodear las zonas más complejas de la geometría, formadas por bloques de mallas no estructuradas, mediante bloques de mallas estructuradas. Las interfaces entre estos bloques pueden ser de dos tipos:

- Conformes: cuando las caras y los nodos de los elementos situados a uno y a otro lado de la interfaz son coincidentes (Figura 4.43). En este caso, para poder adaptar las celdas de un bloque a las del adyacente, se suele recurrir al empleo de capas de transición con formas especialmente adaptadas, tales como pirámides en el caso de zonas de transición de mallas no estructuradas a mallas estructuradas.

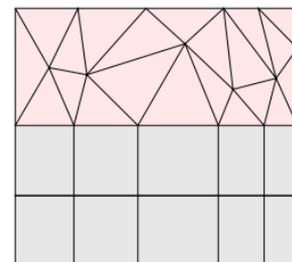
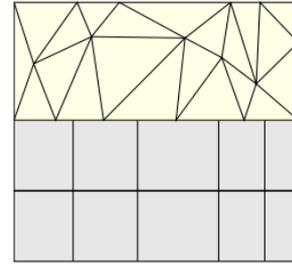


Figura 4.43. Interfaz conforme entre bloques de mallas. Fuente: [14]



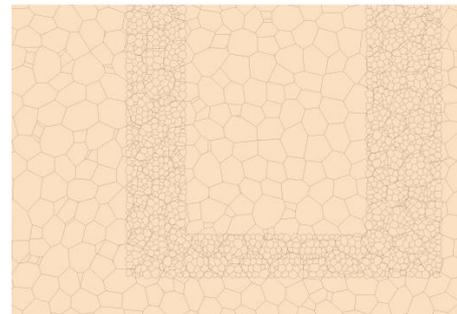
**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

- **No conformes:** cuando las caras y los nodos de los elementos situados a uno y otro lado de la interfaz no coinciden (Figura 4.44). Esto hace necesario interpolar la solución de los flujos implicados en el cálculo a ambos lados de la interfaz, dando lugar a posibles problemas de precisión, convergencia y conservación de las variables implicadas, motivo por el cual deberá usarse siempre y cuando no sea posible aplicar una interfaz conforme.



*Figura 4.44. Interfaz no conforme entre bloques de mallas. Fuente: [14]*

- **Mallas móviles:** utilizadas para la simulación de dominios que han de moverse. Permiten que la totalidad de la malla o una parte de la misma pueda desplazarse en una dirección o girar.
- **Mallas deslizantes:** útiles para simular movimientos relativos entre diferentes partes del dominio mediante el deslizamiento de una malla sobre la otra. Este tipo de mallas resultan interesantes para la simulación, por ejemplo, de turbomáquinas o de palas de helicópteros y aerogeneradores.
- **Mallas deformadas:** ofrecen la posibilidad de deformar la totalidad de la malla o una parte de la misma en función de las necesidades del problema. También existe la opción de deformar el dominio y, posteriormente, volver a generar el mallado, aunque esto no es muy habitual.
- **Mallas quimera u *overset*:** están constituidas por dos mallas superpuestas, las cuales pueden desplazarse y girar de forma independiente (Figura 4.45). La solución en este caso, se calcula en una u otra malla pudiendo realizar una interpolación de la misma cuando sea necesario. Este tipo de mallas son muy útiles para la simulación de problemas en los que un sólido se mueve en el dominio fluido debido a su interacción con el mismo, tal y como ocurre, por ejemplo, en problemas de tipo aeroelástico.



*Figura 4.45. Dos mallas superpuestas en configuración quimera u overset. Fuente: [14]*

Por otro lado, en cuanto a los aspectos relacionados con la calidad del mallado, es importante tener en cuenta lo siguiente:

- **Se debe evitar la existencia de cambios bruscos en el tamaño de las celdas**, pudiendo adoptar como norma general que la distancia entre nodos consecutivos no debe crecer o decrecer en más de un 20 – 30%.
- **Se debe evitar que las celdas sean excesivamente alargadas**, debiendo buscar alargamientos en torno a la unidad como norma general. No obstante, en aquellos casos en los que las características del flujo y sus gradientes lo permitan, puede llegar a ser razonable aplicar alargamientos cercanos a la decena o incluso superiores.
- **Se debe evitar una elevada deformación de las celdas.** Dicha deformación suele medirse en base a los ángulos máximos y mínimos que forman las esquinas de las celdas del mallado. Para poder evaluarla, el software calcula un parámetro de calidad denominado *skewness*, el cual no debe superar un valor de 0.85 como norma general



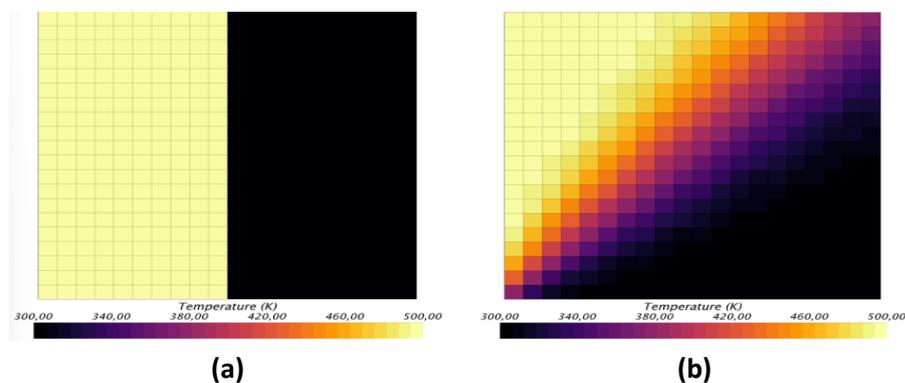
en el caso de celdas hexaédricas, siendo recomendable que la mayor parte de las celdas del mallado tengan un valor del parámetro *skewness* mucho menor, preferiblemente comprendido entre 0 y 0.25.

- **El tamaño de las celdas debe afinarse en las zonas más críticas para el cálculo.** Se debe tratar de que las celdas sean más pequeñas en zonas próximas a las capas límite, así como cerca de ondas de choque u otras discontinuidades y en zonas sometidas a fuertes gradientes. Sin embargo, aquellas zonas del dominio que no se consideran relevantes por no afectar significativamente a la zona en la que se desea obtener una solución más precisa, pueden cubrirse con celdas de mayor tamaño con el ahorro de costes computacionales que eso supone.
- **Las celdas han de estar razonablemente orientadas en base a la dirección del flujo.** Es posible lograr mejores resultados cuando la dirección del campo de velocidades en una zona determinada es lo más perpendicular posible a las caras de las celdas.

La presencia de flujos en direcciones excesivamente oblicuas a dichas caras suelen dar problemas de difusión numérica elevada. Este es uno de los motivos principales por los que se prefiere el empleo de mallas poliédricas en vez de mallas tetraédricas para dominios tridimensionales, a pesar del mayor coste computacional que esto supone. Además, por este motivo es también mejor idea emplear capas de celdas prismáticas con caras muy bien orientadas según la dirección del flujo para el mallado de las capas límite.

Con el objetivo de comprender mejor este problema, en el ejemplo mostrado en la Figura 4.46 se compara la solución obtenida para un problema convectivo plano puro con resolución de primer orden, en caso de emplear un mallado bien orientado y uno mal orientado. De tal manera que, en el caso (a), se tiene un mallado bien orientado, al existir un campo de velocidades vertical en dirección ascendente. La condición de contorno inferior está dividida en dos: en el lado izquierdo presenta una temperatura de 500 K y en el lado derecho de 300 K. No hay difusión alguna, lo cual coincide con el problema físico que se está resolviendo.

Sin embargo, en el caso (b), se está ante un mallado mal orientado, al existir un campo de velocidades diagonal que va de la esquina inferior izquierda hacia la esquina superior derecha. La condición de contorno izquierda presenta una temperatura de 500 K mientras que la de abajo, presenta una temperatura de 300 K. La fuerte difusión presente no se corresponde de ningún modo con la realidad.



**Figura 4.46.** Solución de un problema convectivo plano puro con resolución de primer orden para el caso de un mallado bien orientado (a) y un mallado mal orientado (b). Fuente: [14]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Como se puede observar, en ninguna de estas recomendaciones se indican las reglas que han de utilizarse para determinar el tamaño de celda a utilizar en cada caso. Esto es debido a que se trata de un proceso más artesanal de lo que a priori podría esperarse, basado en la mayor parte de los casos en realizar una estimación inicial a partir de la información disponible en otros problemas resueltos de similares características o bien, a partir de la propia experiencia del usuario para, posteriormente, ir refinando el mallado en función de la precisión de los resultados obtenidos.

No obstante, en aquellos casos en los que esto no resulte suficiente, con el objetivo de comprobar que el tamaño de la malla no está influyendo negativamente en la solución obtenida, es recomendable realizar un estudio de independencia (o convergencia) de malla. Dicho estudio suele realizarse tomando una de las variables de la solución ( $w$ ) y comprobando como varía su valor al realizar diferentes simulaciones empleando distintos tamaños de celda para el mallado, siendo habitual seguir los siguientes pasos:

1. **Mallar con un tamaño inicial de celda y resolver el problema.**
2. **Mallar con celdas un 50% más grandes que el tamaño inicial y resolver el problema.**
3. **Mallar con celdas un 50% más pequeñas que el tamaño inicial y resolver el problema.**
4. **Comparar las soluciones obtenidas.** Si estas son muy similares se habría alcanzado la convergencia y, por tanto, el tamaño inicialmente elegido para el mallado es adecuado. En caso contrario, se deberá repetir el proceso tomando como punto de partida un tamaño de celda un 50% menor al inicialmente elegido. Como norma general, se busca emplear el tamaño máximo de malla que permita resolver el problema garantizando la precisión mínima exigida.

Una opción muy extendida para llevar a cabo este tipo de estudio consiste en aplicar el *procedimiento de extrapolación generalizada de Richardson*, de tal manera que si la malla es lo suficientemente fina se cumple lo siguiente:

$$w(h) = w(0) + C h^p + o(h)^p \quad (80)$$

Donde  $w(h)$  es la solución para un tamaño de malla  $h$ ,  $w(0)$  es la solución en el límite asintótico de malla infinitesimalmente fina,  $p$  es el orden de convergencia global de la solución y  $C$  una constante. Así pues, empleando varias mallas con diferente tamaño de celda, es posible obtener el valor de  $p$  (e incluso, de  $C$ ), pudiendo estimar el valor de la solución para mallas infinitesimalmente finas a partir de mallas más gruesas.

En la Figura 4.47 se muestra el resultado habitualmente obtenido tras realizar un estudio de independencia de malla aplicando el *método de extrapolación generalizada de Richardson*. En este caso, se supone que el valor asintótico de la variable  $w$  es el marcado en rojo para un valor de  $h = 0$ . El resto de puntos reflejan los diferentes resultados obtenidos tras realizar las simulaciones correspondientes a la aplicación de mallas con un distinto valor de  $h$ , los cuales se ajustan bien a una curva polinómica de orden  $p$  al estar dentro del rango asintótico de convergencia. Sin embargo, aparece un punto azul fuera de dicho rango que representa el resultado de una simulación para la que el tamaño de malla era demasiado grueso y, por este motivo, a la hora de calcular el valor de la variable  $w$ , no ha sido posible captar parte de los fenómenos que han de tenerse en cuenta para lograr un resultado lo suficientemente preciso.



CÉSAR DEL POZO MESONES

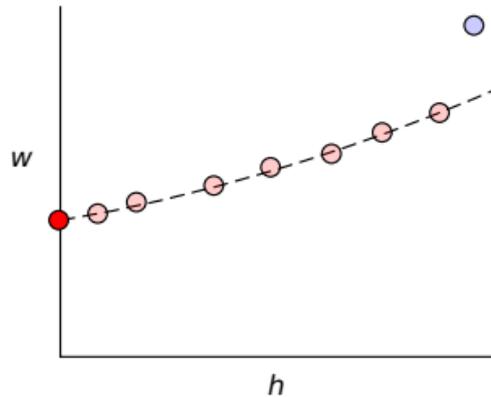


Figura 4.47. Resultado típico de un estudio de independencia de malla aplicando la extrapolación generalizada de Richardson para obtener el resultado asintótico para una malla infinitesimalmente fina. Fuente: [14]

Otro de los parámetros de calidad del mallado que puede considerarse en este sentido es el *Grid Convergence Index* (GCI), el cual puede obtenerse a partir de la ecuación (81) cuando se emplea la solución de una malla fina o de (82) cuando se utiliza la solución de una malla gruesa. En dichas ecuaciones,  $r$  es la relación entre el tamaño de la malla gruesa y el tamaño característico de la malla fina,  $\epsilon$  es la estimación del error relativo de la solución (obtenido como la diferencia entre la solución fina y la gruesa dividida entre la solución fina) y  $F$  es un factor de seguridad que suele adoptar un valor de 3 (pudiendo ser de hasta 1.25 en caso de utilizar una gran cantidad de tamaños de malla para estimar el orden de convergencia  $p$ ):

$$GCI_{\text{fine}} = \frac{F |\epsilon|}{r^p - 1} \quad (81)$$

$$GCI_{\text{coarse}} = \frac{F |\epsilon| r^p}{r^p - 1} \quad (82)$$

El valor del GCI suele expresarse en tanto por ciento y permite, además, estimar el tamaño de malla que sería necesario para obtener una solución de una determinada calidad a partir de las mallas previamente probadas. [14]

A la hora de determinar la calidad del mallado generado para las geometrías sometidas a estudio en el presente trabajo, se hará uso de los parámetros *Skewness* y *Orthogonal Quality*, calculados automáticamente por el software y recomendados por la guía de usuario de ANSYS®. Dichos parámetros permiten establecer la calidad del mallado en base a la oblicuidad y ortogonalidad del mismo, respectivamente. [3]

#### 4.10.4.2. Ecuación de la energía y modelos de radiación

Para el caso en el que se centra el presente estudio, es importante conocer de antemano como resuelve ANSYS Fluent® dos ecuaciones que resultarán fundamentales para el cálculo. Por un lado, la ecuación de la energía, por la cual se establece que cualquier cambio de energía en el tiempo, dentro de un volumen de control, se produce por el trabajo de las fuerzas que inciden sobre dicho volumen, así como por el flujo de calor neto que incide sobre él [26], de modo que:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v} (\rho E + p)) = \nabla \cdot \left( k_{\text{eff}} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau}_{\text{eff}} \vec{v}) \right) + S_h \quad (83)$$



donde cada uno de los términos que componen dicha ecuación hace referencia a lo siguiente:

- $\frac{\partial}{\partial t} (\rho E)$  = variación de la energía respecto del tiempo.
- $\nabla (\vec{v} (\rho E + p))$  = variación de la energía según las entradas y salidas de masa.
- $\nabla (k_{\text{eff}} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau}_{\text{eff}} \vec{v}))$  = transferencia de energía por conducción, difusión de especies y disipación viscosa, respectivamente. Donde  $k_{\text{eff}}$  es la conductividad térmica efectiva (suma de la conductividad  $k$  y la conductividad turbulenta  $k_c$ ) y  $J_j$ , el flujo de difusión de las especies  $j$ .
- $S_h$  = generación interna de calor debida a cualquier fuente de calor volumétrica o bien a reacciones químicas. [15]

Por su parte, el término  $E$  de la ecuación se determina de la siguiente forma:

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{v^2}{2} \quad (84)$$

donde  $h$  es la entalpía sensible, calculada de la forma:

$$h = e + \frac{p}{\rho} \quad (85)$$

siendo  $e$  la energía interna por unidad de masa del gas, cuya expresión es la siguiente:

$$e = \int_{T_{\text{ref}}}^T c_p dT \quad (86)$$

donde  $c_p$  es el calor específico y  $T_{\text{ref}}$  equivale a 298.15 K (25 °C). Finalmente, cabe añadir que esta ecuación, aplicada exclusivamente a las regiones sólidas de la simulación, queda simplificada de la siguiente manera:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \nabla (\vec{v} p h) = \nabla (k \nabla T) + S_h \quad (87)$$

donde  $\rho$  es la densidad,  $h$  la entalpía sensible,  $k$  la conductividad de los materiales implicados,  $T$  la temperatura y  $S_h$  hace referencia a las fuentes de calor volumétricas. En este caso, el término  $\nabla (\vec{v} p h)$  se refiere a la transferencia de energía convectiva causada por la translación o rotación de la región sólida, mientras que el término  $\nabla (k \nabla T)$  representa la transferencia de energía por conducción. Por su parte, el valor de la entalpía sensible en el caso de las regiones sólidas, se calcula directamente de la forma:

$$h = \int_{T_{\text{ref}}}^T c_p dT \quad (88)$$

Dicha ecuación tan solo se encarga de resolver la transmisión de calor por conducción y convección, por lo que en lo relativo a la transferencia de energía por radiación (fenómeno que en los medios opacos se produce cuando se rompe el equilibrio térmico debido a un aumento de su temperatura, de tal manera que para recuperar dicho estado de equilibrio los cuerpos emiten ondas electromagnéticas), la absorción, emisión y dispersión de la radiación viene



definida por ANSYS® a través de la Ecuación de Transferencia Radiante (RTE, por sus siglas en inglés), que para un medio participativo (en este caso el argón), adopta la forma:

$$\frac{d I(\vec{r}, \vec{s})}{ds} + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega' \quad (89)$$

donde  $\vec{r}$  y  $\vec{s}$  son los vectores posición y director respectivamente,  $\vec{s}'$  la dirección de dispersión,  $s$  la longitud del trayecto,  $a$  el coeficiente de absorción,  $n$  el índice de refracción,  $\sigma_s$  el coeficiente de difusividad,  $\sigma$  la constante de Stefan – Boltzmann ( $5.672 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ),  $I$  la intensidad de la radiación,  $T$  la temperatura local,  $\Phi$  la función de fase y  $\Omega'$  el espacio correspondiente al ángulo sólido. Dicha ecuación complementa a la ecuación de transferencia de energía anteriormente enunciada dentro del término  $S_h$ , el cual abarca a las fuentes de radiación. [26]

Tal y como se ha explicado en el apartado 4.8, el hecho de que únicamente se haga hincapié en estas dos ecuaciones se debe a que, en el caso sometido a estudio en el presente documento, al tratarse de un problema que cuenta con una geometría de dimensiones muy reducidas, donde la zona objeto de estudio tiene una longitud aproximada de unos 5 mm, van a resultar predominantes los fenómenos de transmisión de calor por radiación frente a los de conducción y convección, los cuales van a resultar despreciables para el presente estudio.

Además, Fluent ofrece diferentes modelos para llevar a cabo la resolución del problema de transmisión de calor por radiación, por lo que es necesario seleccionar el que más se ajusta a cada caso en particular. El criterio que ofrece el programa para elegir el método más adecuado consiste en diferenciar los problemas a resolver en dos tipos en función del valor del denominado espesor óptico, el cual se define como el producto de la absorción del medio ( $a$ ) y la longitud característica de la geometría a estudiar ( $L$ ).

De esta forma, si el producto de  $a$  por  $L$  es menor que uno se tratará de problemas de espesor óptico fino y si es mayor que uno, serán considerados problemas de espesor óptico grueso, seleccionando en base a esto el tipo de método a utilizar para el cálculo. A continuación se explica brevemente en qué consiste cada uno de estos modelos:

- **Modelo DTRM (Discrete Transfer Radiation Model):** parte de la hipótesis que establece que la radiación emitida por una superficie en un determinado ángulo sólido puede aproximarse a un rayo. En este modelo se resuelven las ecuaciones de conservación de la masa, de la cantidad de movimiento y de la energía, así como una ecuación específica de radiación que depende del modelo de radiación seleccionado y que es incorporada como un término más a la ecuación de la energía.

Entre las ventajas que presenta el modelo *DTRM* destacan:

- Es un modelo sencillo.
- Permite aumentar su precisión incrementando el número de rayos.
- Puede aplicarse para un amplio rango de espesores ópticos.

Por otro lado, entre sus desventajas cabe considerar:

- El modelo asume todas las superficies como difusas, motivo por el cual la reflexión de la radiación incidente sobre la superficie es isotrópica respecto al ángulo sólido.
- No se contemplan los efectos de la dispersión.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

- Supone que se trata de radiación gris y, por tanto, emitida por cuerpos grises.
- Desde un punto de vista computacional, si se requiere de un modelo de alta precisión, su resolución es significativamente costosa.
- **Modelo  $P-1$ :** se trata del caso más simplificado del conocido como modelo  $P-N$ , el cual está basado en la expansión de la intensidad de radiación ( $I$ ) en series ortogonales de armónicos esféricos. Entre sus principales ventajas están:
  - Demanda pocos recursos de la CPU para la resolución de la ecuación de transferencia de calor por radiación, al tratarla como una ecuación de difusión.
  - Es capaz de simular los efectos de la dispersión.
  - Es el modelo más adecuado para la resolución de problemas de espesor óptico grueso ( $a \cdot L \gg 1$ ) que involucren fenómenos de combustión, así como para geometrías complejas que incluyan coordenadas curvilíneas.

Por otra parte, es importante destacar las siguientes desventajas del método:

- Asume siempre que se trata de cuerpos o superficies grises.
- Únicamente es capaz de simular radiación gris.
- Para problemas de espesor óptico fino, el modelo pierde exactitud cuanto mayor es complejidad de la geometría.
- Tiende a sobredimensionar los flujos de calor de radiación de determinadas fuentes o sumideros de calor.
- **Modelo *Rosseland*:** resulta adecuado para problemas de espesor óptico grueso ( $a \cdot L \gg 1$ ), recomendándose su aplicación para aquellos en los que el espesor óptico sea superior a 3. Se trata de un modelo basado en el conjunto de ecuaciones que constituyen el modelo  $P-1$ , pero introduciendo una serie de modificaciones. Las principales ventajas que presenta este modelo son:
  - No requiere de la resolución de ecuaciones adicionales para el cálculo de la radiación incidente.
  - Es un modelo más rápido y requiere de una CPU con una memoria de menor capacidad.

Por el contrario, las desventajas más importantes que presenta este modelo son:

- Únicamente puede aplicarse a geometrías de espesor óptico grueso.
- Solo puede emplearse para modelos de resolución con las ecuaciones desligadas. [8]
- **Modelo *DO (Discrete Ordinates)*:** resuelve la ecuación de transferencia de calor por radiación para un número discreto de ángulos sólidos, asociando a cada uno de ellos un vector de dirección  $\vec{s}$  referenciado en base al sistema global de coordenadas cartesianas ( $x, y, z$ ). [8]

Por tanto, dicho modelo permite representar la variación de la dirección de la energía radiante, dando solución a la ecuación de transferencia de energía radiante para las diferentes direcciones de ángulo sólido. Y, además, cada una de estas direcciones se encuentra asociada una dirección vectorial fijada en el sistema cartesiano global. [26]



En este caso, el usuario determina el nivel de discretización angular requerido de forma similar a lo que ocurre cuando se elige el número de rayos en el modelo *DTRM*. La principal diferencia entre estos dos modelos reside en que, mientras el *DTRM* lleva a cabo un trazado de rayos, el *DO* transforma la Ecuación de Transferencia Radiante (RTE) en una ecuación de transporte de la intensidad de radiación en las coordenadas espaciales ( $x, y, z$ ), resolviendo tantas ecuaciones de transporte como direcciones  $s$  existen. El método de resolución empleado para ello es el mismo que se emplea para resolver las ecuaciones de flujo de fluido y de la energía.

En el modelo *DO* se resuelven las ecuaciones de conservación de la masa, de la cantidad de movimiento y de la energía, así como una ecuación específica de radiación que depende del modelo de radiación seleccionado y que es incorporada como un término más a la ecuación de la energía.

La implementación de este modelo en *Fluent*<sup>®</sup>, incluye una variante conservativa del modelo de ordenadas discretas denominado esquema de volúmenes finitos, así como una extensión para el caso de mallas no estructuradas.

Entre las ventajas que ofrece la aplicación de este método destacan:

- Es válido para todo el rango de espesores ópticos.
- Permite simular todo tipo de problemas, tanto aquellos en los que intervienen medios no participativos, como aquellos en los que aparecen medios participativos.
- Permite la simulación de medios semitransparentes.
- Para las típicas discretizaciones angulares empleadas los costes computacionales son moderados.
- Permite implementar tanto radiación gris como direccional.

Finalmente, atendiendo a las desventajas derivadas de la aplicación del modelo *DO* cabe mencionar:

- Si se requieren precisiones elevadas, es decir, discretizaciones angulares muy finas, se consume una gran cantidad de recursos de la CPU.
- Para la simulación de la radiación direccional, el modelo asume como constante la absorptividad para cada longitud de onda.
- **Modelo S2S (*Surface to Surface*):** puede emplearse para calcular el intercambio de radiación que tiene lugar en un recinto compuesto por superficies grises y considerando radiación difusa.

Como es sabido, la transferencia de energía por radiación entre dos superficies depende en cierta medida de su tamaño, separación y orientación, por lo que en este método se calculan una serie de parámetros que hacen referencia a ello haciendo uso de una función geométrica denominada factor de forma.

La principal hipótesis de partida del modelo S2S consiste en que toda la absorción, emisión y dispersión de la radiación puede ser ignorada y que, por tanto, a la hora de efectuar el análisis tan solo es necesario considerar la radiación que es transferida de superficie a superficie.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Entre las ventajas del modelo S2S destacan:

- Es el más adecuado para realizar la simulación de cavidades en las que exista una transferencia de calor por radiación sin la intervención de medios participativos.
- Es el método más rápido a la hora de realizar las iteraciones. No obstante, la parte que tiene que ver con el cálculo de la matriz de los factores de forma sigue siendo computacionalmente costosa.

Por otro lado, las principales desventajas que pueden asociarse a este modelo son:

- Asume todas las superficies como difusas.
- Supone que se trata de radiación gris y, por tanto, emitida por cuerpos grises.
- No permite su empleo en problemas que incluyan medios participativos.
- No permite el trabajo con mallas deslizantes.
- No permite establecer condiciones de simetría ni de periodicidad.
- Los requerimientos de memoria aumentan rápidamente cuanto mayor es el número de caras involucradas en la radiación. [8]

Para el caso sometido a estudio en el presente documento, se optará por el empleo del modelo de radiación *Discrete Ordinates (DO)*, el cual modifica el primer término de la ecuación (89) dando lugar a la siguiente expresión: [26]

$$\nabla \cdot (I(\vec{r}, \vec{s}) \vec{s}) + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega' \quad (90)$$

Las razones que llevan a la elección de dicho modelo serán detalladas en el apartado 5.1.3.1 del capítulo 5 dedicado a la metodología.



## 5. METODOLOGIA

En este capítulo se exponen los pasos seguidos para la consecución de los resultados mostrados en el capítulo 6, los cuales han permitido extraer una serie de conclusiones que han sido recogidas en el capítulo 7 del presente trabajo.

Para lograr alcanzar los objetivos marcados, de tal manera que sea posible demostrar cuál es la influencia que presenta el diseño del horno y del crisol en la determinación de puntos fijos de alta temperatura para la calibración de termómetros de radiación, se lleva a cabo un modelo de análisis numérico a través del empleo del software proporcionado por ANSYS® para la resolución de problemas relacionados con la Mecánica de Fluidos Computacional.

Dadas las características del sistema sometido a estudio, el análisis se reduce a un problema de transferencia de calor por conducción y radiación en estado estacionario y en equilibrio térmico, pudiendo desprejiciar la parte relativa a la convección, al considerarse que el gas presente en el interior del horno, en este caso argón, es un gas ideal y se encuentra completamente quieto. Esto puede considerarse así dadas las reducidas dimensiones de la apertura de salida del horno al exterior, de 24 mm de diámetro, lugar donde además se ubica el termómetro de radiación, encargado de efectuar la medición con el objetivo de llevar a cabo su calibración, por lo que el conjunto horno – crisol puede considerarse un recipiente prácticamente estanco.

Los pasos seguidos poder resolver el problema planteado comprenden desde la creación de una geometría en 2D mediante Diseño Asistido por Computadora (CAD, por sus siglas en inglés), la generación de un mallado a partir de dicha geometría y, finalmente, el análisis físico del problema aplicando los conceptos propios de la Mecánica de Fluidos Computacional y su resolución mediante la aplicación del método de los elementos finitos, así como una última etapa de post-proceso para el tratamiento de los resultados obtenidos. Para ello, se han empleado respectivamente los potentes módulos de ANSYS® denominados: ANSYS *DesingModeler*®, ANSYS *Meshing*® y ANSYS *Fluent*®.

Cabe recordar, como se ha mencionado en el capítulo 3 del presente trabajo, relativo a la descripción del caso de estudio, que las diferentes geometrías de horno y crisol consideradas están basadas en el modelo de horno Nagano (VR10-A45), fabricado por *Nagano Co., Ltd.* (Figura 3.3), y el crisol de tipo S (Figura 3.4), simplificando el estudio al análisis de los siguientes casos:

- **Caso I: longitud del tubo del horno igual a dos veces su diámetro interior (2 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm).**
- **Caso II: longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm).**
- **Caso III: longitud del tubo del horno igual a dos veces su diámetro interior (2 x 24 mm) y crisol con apertura reducida (1.5 mm).**
- **Caso IV: longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura reducida (1.5 mm).**

De tal manera que todas las geometrías mencionadas, serán probadas para cada uno de los puntos fijos de alta temperatura considerados para llevar a cabo el análisis del efecto horno, los cuales se corresponden con los puntos de fusión (en el caso de los metales puros) o puntos eutécticos (en el caso de las aleaciones eutécticas C – M) de los siguientes materiales: cobre (1358 K), cobalto – carbono (1597 K), platino – carbono (2011 K) y renio – carbono (2747 K).



### 5.1. PASOS SEGUIDOS PARA LLEVAR A CABO LA SIMULACIÓN

En el presente apartado se desarrolla, a modo de ejemplo, el procedimiento seguido mediante el empleo de los diferentes módulos previamente mencionados proporcionados por ANSYS® para la obtención del modelo de análisis numérico correspondiente al segundo de los casos: longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm), empleando inicialmente el cobre como material de punto fijo de alta temperatura (1358 K).

Para la elaboración del presente estudio se emplea concretamente la versión de ANSYS 2020 R1®. El primer paso, consiste en crear un nuevo proyecto en ANSYS Workbench® seleccionando, en este caso, entre las diferentes posibilidades ofrecidas por el software en lo relativo a los sistemas de análisis (“Analysis Systems”), incluidos en la caja de herramientas del programa (“Toolbox”), el módulo denominado Fluent®, destinado a la resolución de problemas relacionados con la Dinámica de Fluidos Computacional (CFD, por sus siglas en inglés), el cual permite llevar a cabo simulaciones numéricas de flujos fluidos, transferencia de calor y otros fenómenos relacionados tales como reacciones químicas, de combustión, etc., utilizando para el cálculo diferentes métodos numéricos.

Al seleccionar el módulo de ANSYS Fluent® se genera directamente en el esquema de proyecto de ANSYS Workbench® (“Project Schematic”) un nuevo proyecto desglosado en una serie de componentes que han de ser definidos y resueltos en orden cronológico para llevar a cabo la simulación de forma satisfactoria (Figura 5.1).

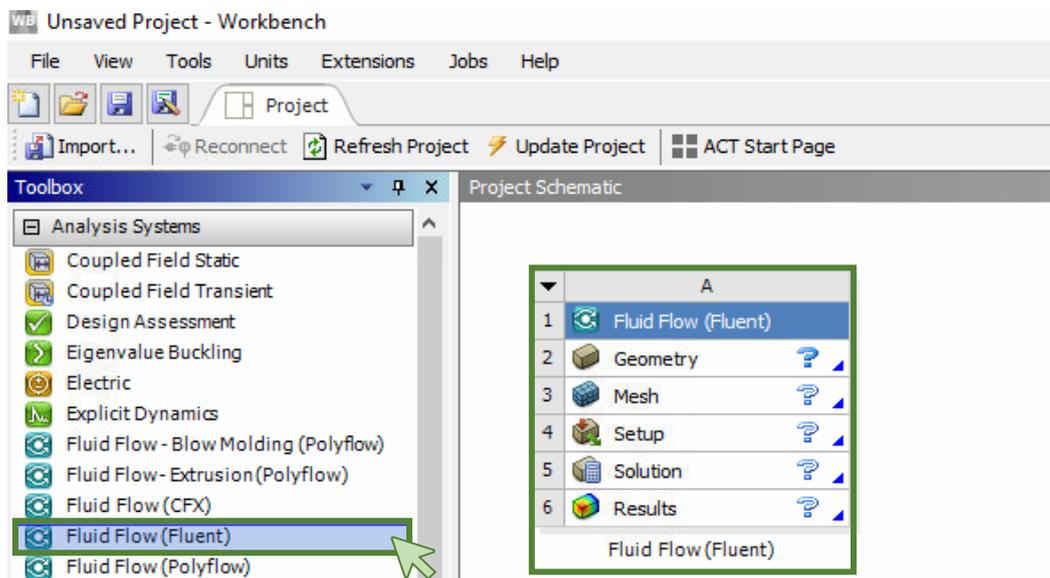


Figura 5.1. Creación de un nuevo proyecto de CFD en ANSYS Workbench®. Fuente: elaboración propia.

Estos son:

- **Geometría:** definición de la geometría del sistema sometido estudio mediante el empleo de las herramientas de Diseño Asistido por Computadora (CAD, por sus siglas en inglés) que ofrece ANSYS® para la generación de modelos 2D o 3D. En este caso en concreto, se emplea la herramienta *DesignModeler*®, aunque existe otra alternativa incluida en las últimas versiones del programa denominada *SpaceClaim*®. Además, el software también permite importar geometrías desde otros tipos de software CAD en formato *.stp*.



- **Mallado:** la generación de un mallado adecuado al nivel de precisión exigido a partir de la geometría anteriormente definida, es una parte fundamental para la resolución de cualquier tipo de problema con *ANSYS*<sup>®</sup>, dado que es habitual que dichos problemas involucren geometrías complejas para las que generalmente no es posible obtener una solución analítica de las ecuaciones planteadas sin recurrir a la aplicación de métodos numéricos. Para su resolución, concretamente se emplean: el método de diferencias finitas, el de elementos finitos o bien el de volúmenes finitos, los cuales permiten obtener una solución numérica al problema planteado con la suficiente precisión en la mayor parte de los casos.

Para la elaboración de dicho mallado se emplea el software *ANSYS Meshing*<sup>®</sup>, el cual permite dividir la geometría del sistema en un número determinado de pequeños polígonos que va en función del grado de precisión exigida, con la finalidad de resolver para cada uno de ellos las ecuaciones relativas al problema en cuestión. En esta etapa resulta fundamental el papel del ingeniero, ya que debe determinar la finura óptima para la malla. Para ello, debe considerarse que cuanto más fina sea mayor será la precisión de los resultados obtenidos, pero también serán mayores los tiempos de procesamiento requeridos (es decir, el coste computacional), por lo que es necesario encontrar un punto óptimo entre la densidad de malla y la precisión mínima requerida en los resultados.

- **Configuración:** una vez definida la geometría y generado el mallado en base al grado de precisión exigida, haciendo clic en la opción “*Setup*” se accede directamente al módulo de *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>, donde se van a definir las ecuaciones que intervienen en el problema, los materiales y fluidos involucrados junto con sus propiedades termodinámicas, las condiciones iniciales y de contorno, así como otras variables necesarias para poder llevar a cabo la simulación del flujo fluido o del problema de transmisión de calor planteado, según el caso.
- **Solución y Resultados:** aunque aparecen como si se tratara de módulos independientes, tanto el apartado de solución como el de resultados se encuentran incluidos dentro del propio software de *ANSYS Fluent*<sup>®</sup>.

Por un lado, dentro del apartado “*Solution*”, es posible definir aspectos como la forma de resolver las interacciones entre las diferentes celdas del mallado, el grado de complejidad de las ecuaciones a resolver en función de la precisión exigida, el criterio de convergencia establecido para los valores residuales, el número de iteraciones requeridas, etc. Mientras que, por otro lado, una vez finalizado el cálculo, en el apartado “*Results*”, *ANSYS Fluent*<sup>®</sup> ofrece diferentes opciones de post-proceso que permiten visualizar y almacenar de múltiples formas el resultado de la simulación, facilitando su análisis. Entre ellas, se puede destacar la posibilidad de generar de contornos, vectores, gráficos o animaciones de cualquiera de las variables involucradas en el cálculo. [4] [26]

### 5.1.1. Diseño de la geometría con *ANSYS DesignModeler*<sup>®</sup>

Como se ha comentado anteriormente, el primer paso consiste en definir la geometría del sistema sometido a estudio con ayuda de alguna de las herramientas CAD que ofrece el programa para la generación de modelos 2D y 3D. Para reproducir la geometría del horno y crisol correspondientes a este caso, se opta por el empleo de la herramienta *ANSYS DesignModeler*<sup>®</sup>, la cual puede seleccionarse en el menú desplegable que aparece al hacer clic con el botón derecho del ratón sobre el componente “*Geometry*” del proyecto creado en *ANSYS Workbench*<sup>®</sup> (Figura 5.1).



En este caso, dado que todas las geometrías implicadas en el presente estudio tienen la peculiaridad de ser axisimétricas, es posible optar por la elaboración de un modelo simplificado en 2D para llevar a cabo su definición, dibujando para ello en el plano XY, un perfil de revolución del conjunto horno – crisol objeto de análisis, haciendo coincidir el eje de simetría 3D o eje de revolución del modelo con el eje X del dibujo. El resultado final del modelo en 2D utilizado para este caso en concreto se muestra en la Figura 5.2.

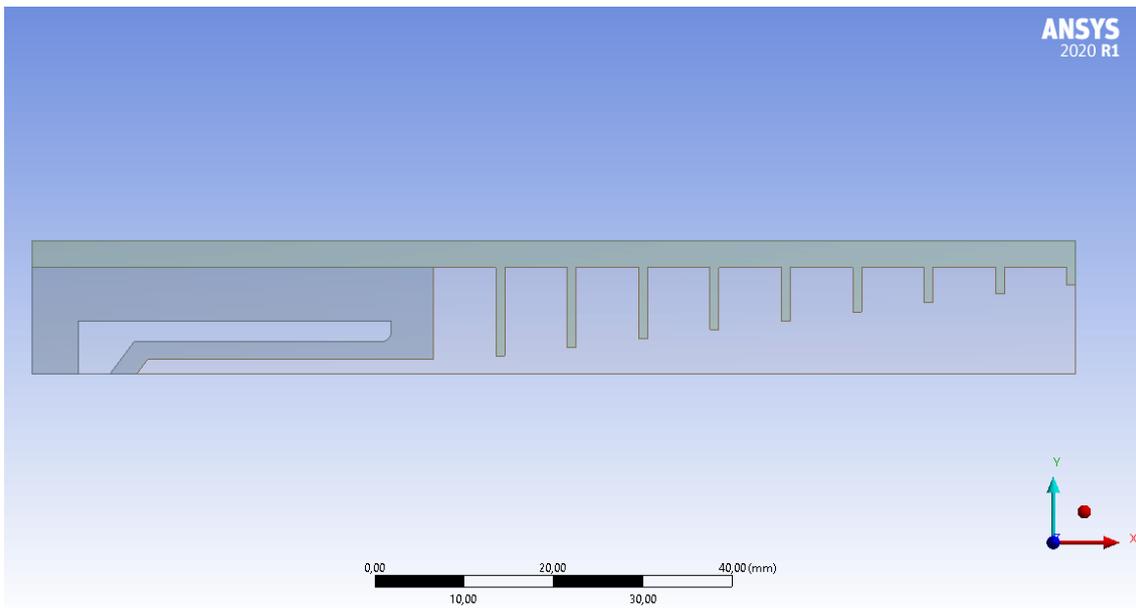


Figura 5.2. Geometría 2D correspondiente al caso III. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.

No obstante, cabe mencionar que esta decisión está respaldada además por Castro Alonso (2011), quien ha realizado un estudio comparativo donde se ha podido validar la condición de simetría axial para la resolución de problemas relacionados con la transmisión de la radiación a través del eje. Dicho estudio compara los resultados obtenidos, tras analizar la transmisión de calor por radiación a lo largo de la geometría de un determinado conjunto horno – crisol, entre un modelo bidimensional axisimétrico, uno bidimensional sin condición de axisimetría y uno tridimensional, obteniendo resultados muy similares en todos los casos. [8]

Para indicar al programa que se trata de un modelo en 2D, previamente, haciendo clic con el botón izquierdo del ratón sobre el componente “Geometry” del proyecto creado en ANSYS Workbench®, se abre una ventana emergente donde es posible modificar las propiedades de la geometría. Una vez aquí, entrando en “Advanced Geometry Options” → “Analysis Type”, es posible establecer que se va a tratar de una geometría 2D antes de entrar a la herramienta ANSYS DesignModeler®, evitando así posibles errores futuros en el proceso.

Las medidas utilizadas para su construcción, han sido estimadas previamente a partir de la información presente en los esquemas de la Figura 3.3, correspondiente al horno Nagano (VR10-A45), y la Figura 3.4, relativa al crisol de tipo S. Estas aparecen reflejadas en el capítulo 9 dedicado a los anexos, donde se incluye como Anexo 1 un plano acotado con los perfiles de revolución axisimétricos correspondientes a los casos I y IV, realizado con ayuda de AutoCAD®. Estos casos recogen todas las variantes que han sido implementadas en las diferentes geometrías sometidas a estudio, por lo que a partir de esta información es posible dar forma a la geometría de los casos II y III con relativa facilidad, motivo por el cual se han elegido como casos representativos para la elaboración de dicho plano.



Además, con el fin de tener una visión en 3D de la forma que adoptan los modelos sometidos a estudio, en dicho capítulo se incluyen como Anexo 2 y Anexo 3, dos planos en los que se recoge una vista isométrica del conjunto horno – crisol relativa a los casos I y IV respectivamente, y en la que se incluye un corte parcial a 90º (semicorte) con el objetivo de proporcionar un mayor nivel de detalle de todas sus partes.

Para llevar a cabo el dibujo, *ANSYS DesignModeler*® cuenta con dos modos de trabajo: “*Modeling*” y “*Sketching*”. El primer paso para la elaboración del modelo en 2D del conjunto horno – crisol considerado, consiste seleccionar en la pestaña “*Modeling*” el plano en el que se va a realizar el dibujo (en este caso, “*XYPlane*”) para, en segundo lugar, crear dentro de él tantos dibujos o *sketches* como partes se quieran diferenciar en el modelo, empleando para ello la herramienta “*New Sketch*” (Figura 5.3).

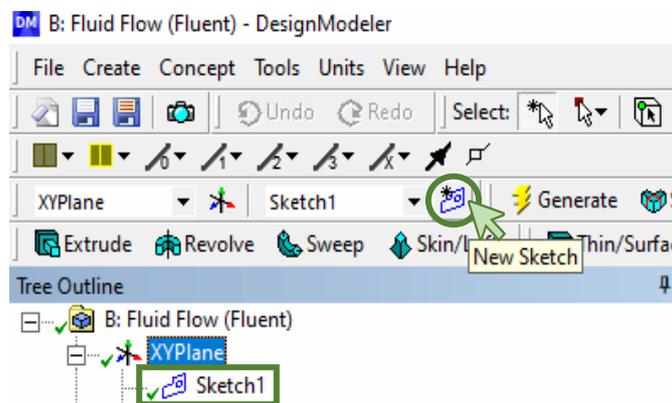


Figura 5.3. *New Sketch*. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.

En este caso en concreto, se crean un total de cuatro *sketches* con el objetivo de diferenciar las principales entidades o elementos superficiales que constituyen el conjunto horno – crisol que se desea modelar, las cuales se detallan en la Tabla 5.1.

Tabla 5.1. *Sketches* generados para definir las diferentes partes que constituyen la geometría del modelo en cuestión. Fuente: elaboración propia.

Sketch	Parte del modelo
Sketch1	Área destinado a alojar el material de punto fijo de alta temperatura
Sketch2	Área correspondiente a la celda o crisol
Sketch3	Área formado por el tubo del horno y los discos pantalla
Sketch5	Espacio o cavidad interior donde se aloja el gas argón

Para dar forma a cada una de las diferentes partes mencionadas, una vez creado y seleccionado el *sketch* correspondiente, se han utilizado algunas de las diferentes formas incluidas en la opción “*Draw*” presente en la pestaña “*Sketching*” (Figura 5.4). Como se ha comentado anteriormente, dado que se trata de una geometría relativamente sencilla, se han empleado fundamentalmente líneas para su elaboración.

Posteriormente, para dotar de las dimensiones o la inclinación asociada a cada elemento trazado de forma precisa, se emplea la opción “*Dimensions*”, la cual permite seleccionar e introducir el valor numérico de la longitud, los grados de inclinación requeridos para cada elemento, etc.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

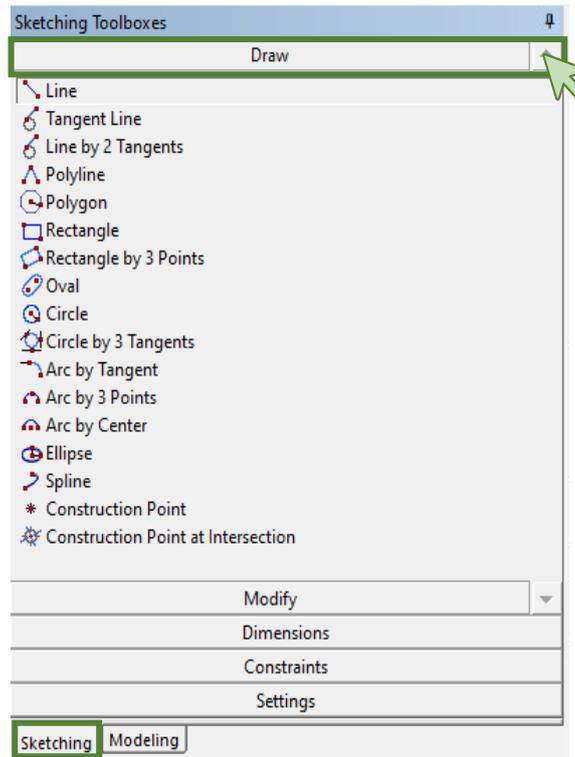


Figura 5.4. Sketching → Draw. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.

Por tanto, el procedimiento completo consiste en crear en primer lugar la unidad de dibujo deseada, por ejemplo, una línea, dotándola de unas dimensiones o un ángulo aproximados y, finalmente, seleccionar la entidad creada y escribir en su tabla de propiedades las dimensiones y/o el ángulo exactos que han de tener (Figura 5.5).

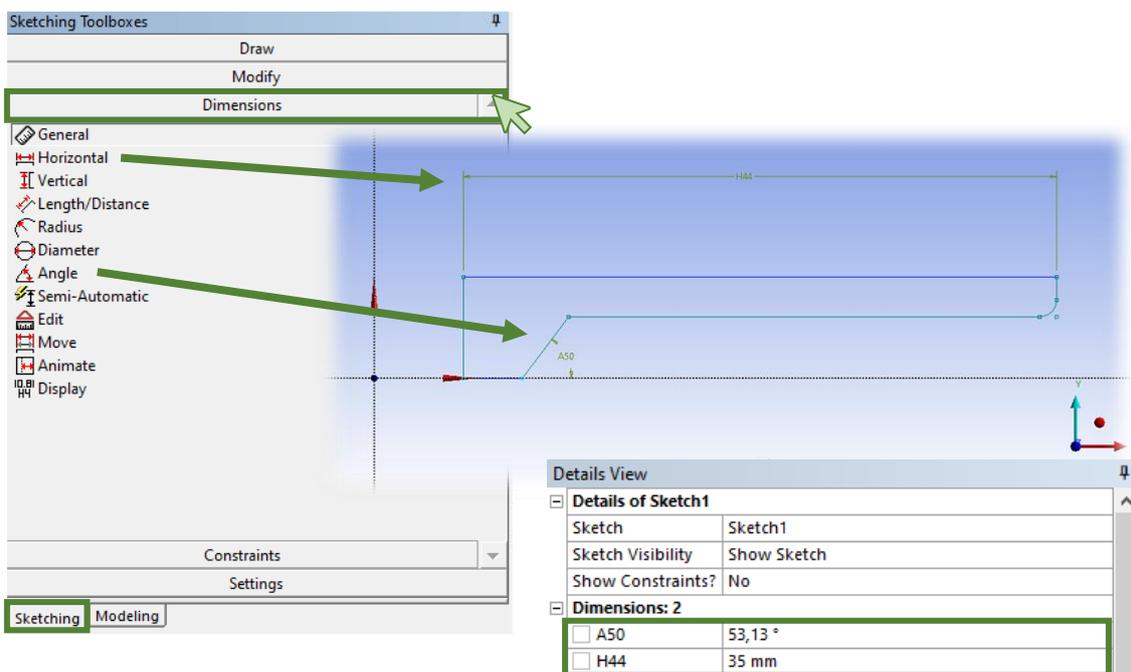


Figura 5.5. Sketching → Dimensions. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.



De forma adicional, ocasionalmente se han empleado algunas herramientas de ayuda al dibujo presentes en la opción “Modify”, tales como: “Trim” (recortar), “Extend” (extender), “Copy” (copiar), “Paste” (pegar), “Move” (mover) o “Fillet” (para realizar un chaflán con un determinado radio de curvatura).

Además, en la opción “Settings”, se ofrece la posibilidad de utilizar una rejilla de ayuda al dibujo totalmente customizable, la cual se ha desactivado a fin de disponer de una mayor limpieza del área de trabajo ya que, en este caso, al tratarse de una geometría constituida fundamentalmente por líneas paralelas y perpendiculares a los ejes, no suponía una gran ayuda.

El siguiente paso consiste en crear superficies a partir de los conjuntos de líneas generados para cada uno de los diferentes elementos que integran el modelo del conjunto horno – crisol correspondiente. Para ello, en el modo de trabajo “Modeling” se selecciona la herramienta “Surfaces from Sketches” incluida en el menú desplegable “Concept”, donde se pide un nombre para la nueva superficie, el sketch asociado a la misma y la operación que se desea hacer, en este caso “Add Frozen”, la cual permite crear superficies sólidas independientes a partir de sketches de forma sencilla y no suele dar problemas.

Finalmente, la herramienta pregunta si el vector normal a la superficie va a estar o no orientado en la dirección normal al plano (en este caso el XY) y si se desea que la superficie adopte un determinado espesor. En ambos casos, interesa dejar la opción que aparece por defecto (Figura 5.6).

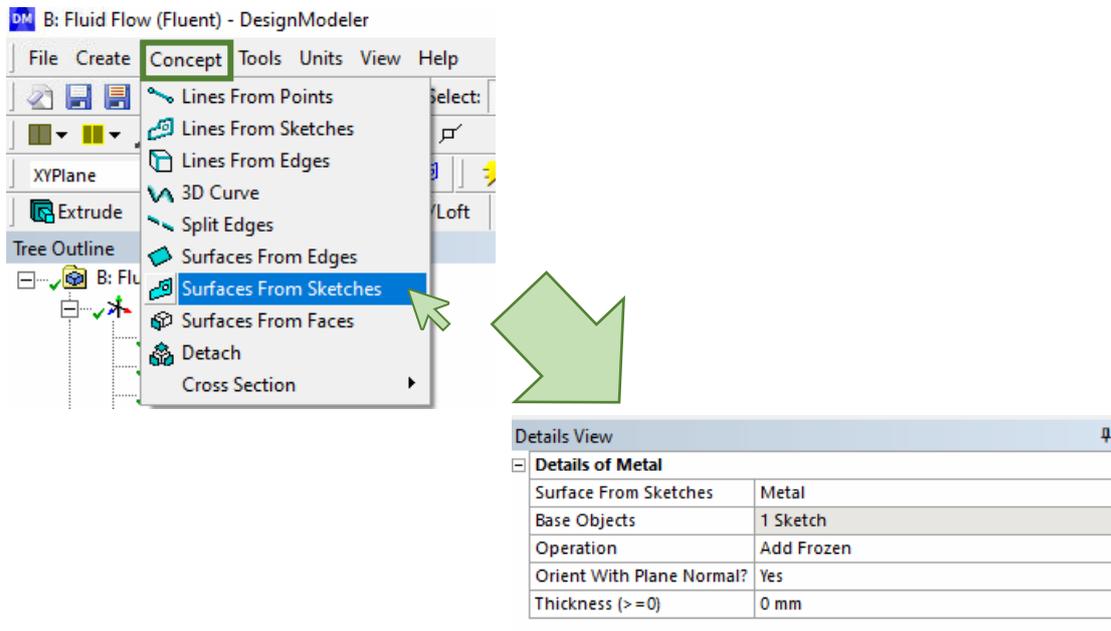


Figura 5.6. Modeling → Concept → Surfaces From Sketches. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 5.7 se muestra el resultado de aplicar dicha herramienta para dar lugar a las diferentes superficies creadas: “Metal”, “Celda”, “Horno\_1” y “Argon”. Como se puede observar, hasta este punto se han creado cuatro superficies o cuerpos independientes monoparte (“4 Parts, 4 Bodies”).



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

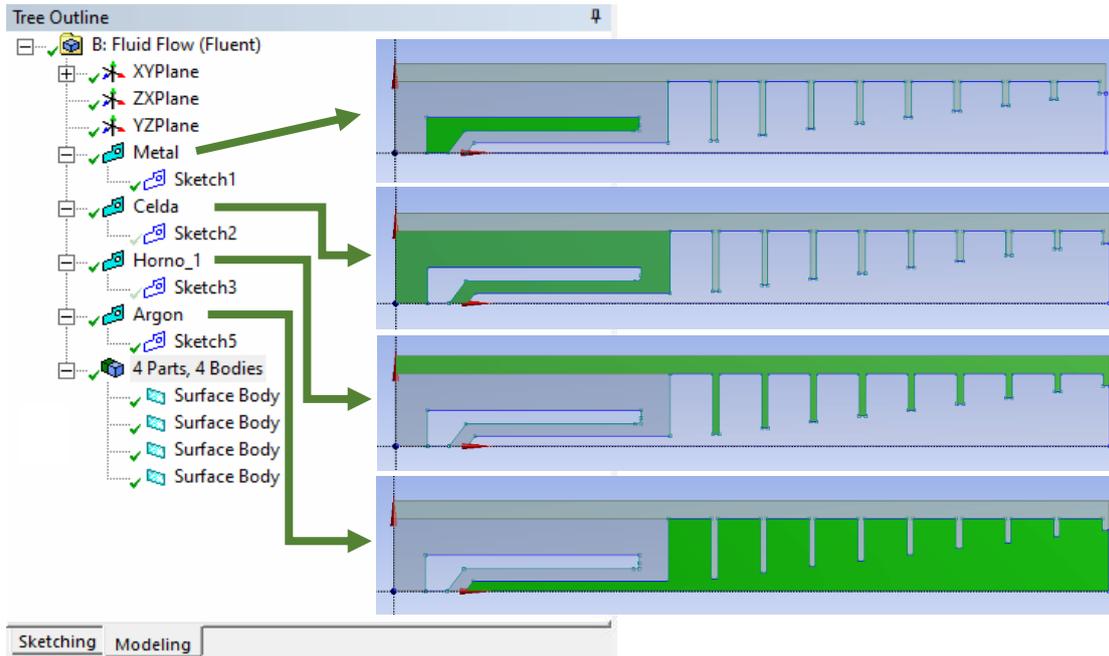


Figura 5.7. Resultado de aplicar la herramienta Surfaces From Sketches para cada una de las diferentes partes que constituyen la geometría del modelo. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.

El último paso a realizar para completar la geometría del modelo pasa por crear un único cuerpo multiparte en 2D que incluya todas las superficies anteriores. Este paso resulta fundamental para lograr posteriormente generar con éxito un mallado continuo y uniforme a lo largo de todo el conjunto horno – crisol, evitando así los problemas que pueden aparecer a la hora de definir las zonas de contacto entre superficies adyacentes en caso de generar un mallado a partir de cuerpos independientes.

Para lograrlo, se seleccionan todas las superficies anteriormente generadas (llamadas todas ellas por defecto “Surface Body”) y se emplea la herramienta “Form New Part” presente en el menú desplegable “Tools”, obteniendo como resultado lo que se muestra en la Figura 5.8: un cuerpo monoparte formado por cuatro superficies diferenciadas (“1 Part, 4 Bodies”).

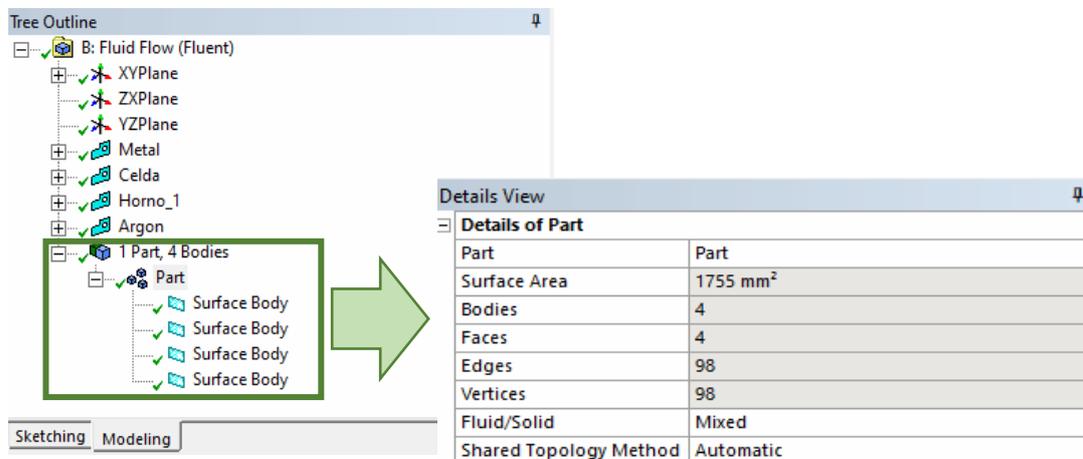


Figura 5.8. Modeling → Tools → Form New Part. ANSYS DesignModeler®. Fuente: elaboración propia.



### 5.1.2. Generación de un mallado con ANSYS Meshing®

Una vez se tiene la geometría en 2D del conjunto horno – crisol, el siguiente paso consiste en generar un mallado adecuado al nivel de precisión exigido en los resultados, para lo que se accede al componente “Mesh” del proyecto creado en ANSYS Workbench® (Figura 5.1), lo que da acceso directamente al software de ANSYS Meshing®, cuya interfaz se muestra en la Figura 5.9.

Dicho software carga directamente la información relacionada con la geometría generada, es decir: el número de entidades de superficie creadas, el área y volumen asociado a las mismas, el sistema de referencia empleado, etc., la cual es utilizada para poder calcular y generar el mallado más adecuado en cada caso. [26]

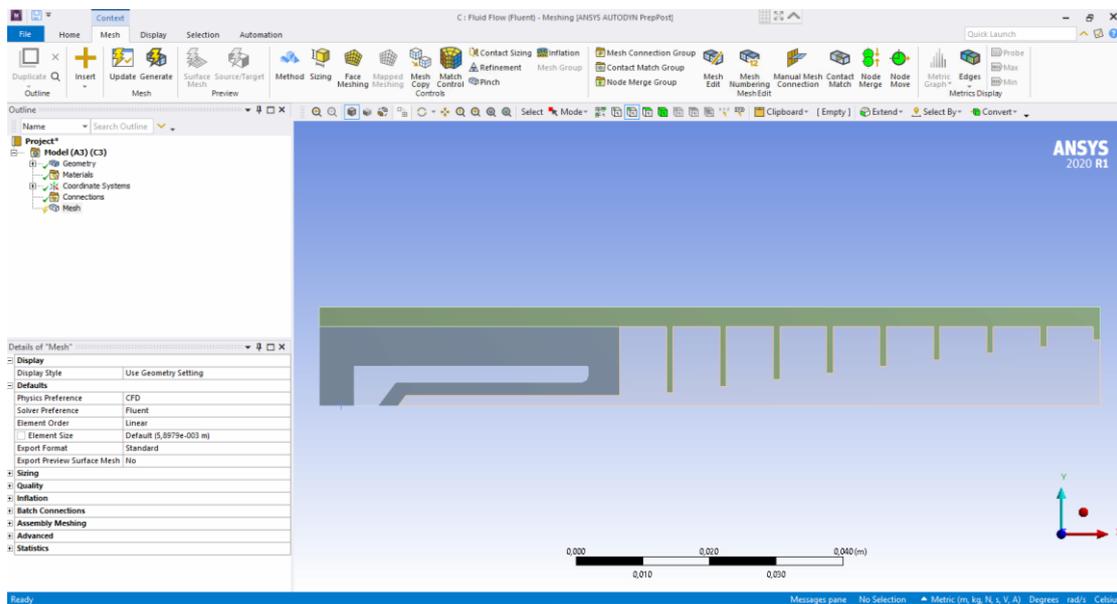


Figura 5.9. Interfaz de ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

Como paso previo a la creación del mallado, se procede a nombrar los diferentes elementos o grupos de elementos singulares presentes en la geometría, a los que posteriormente se les va a atribuir una serie de propiedades y características propias a la hora de realizar el análisis físico del problema en ANSYS Fluent®, tal y como se verá más adelante.

Para ello, en primer lugar se selecciona el elemento o grupo de elementos que se desea nombrar haciendo uso de las herramientas de selección disponibles en la barra de herramientas y, posteriormente, haciendo clic con el botón derecho sobre los elementos seleccionados, se abre un menú desplegable en el que se encuentra la herramienta “Create Named Selection”. Al hacer clic sobre dicha herramienta, se abre una ventana emergente en la cual se escribe el nombre deseado para la selección, dejando el resto de parámetros tal y como vienen por defecto.

En la Figura 5.10, se muestra un ejemplo en concreto de la secuencia de pasos a seguir para el empleo de dicha herramienta correspondiente al caso del eje (“Axis”).



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

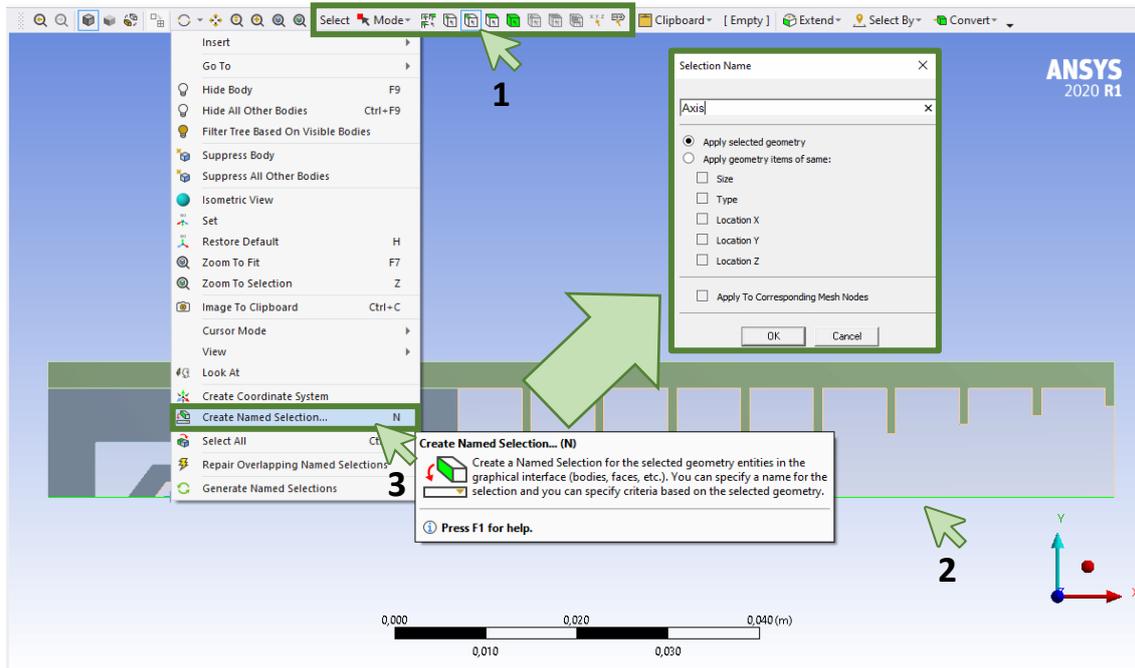
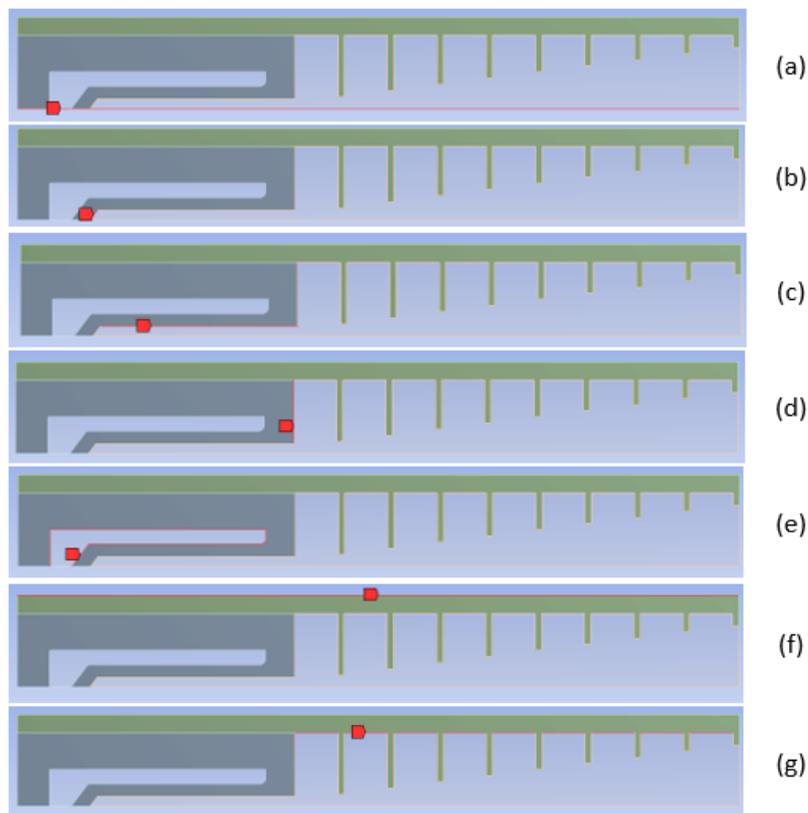


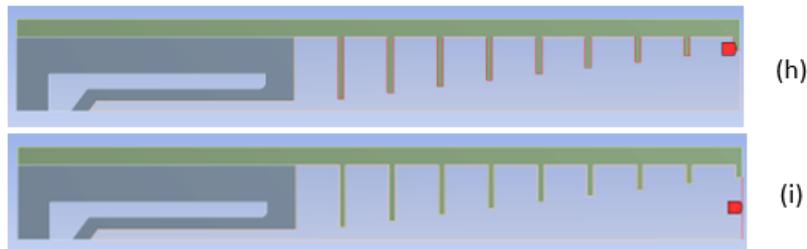
Figura 5.10. Create Named Selection. ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 5.11 se detallan todos los bordes de la geometría que han sido nombrados con el objetivo de diferenciarlos del resto. Y, del mismo modo, en la Figura 5.12 se muestran las diferentes caras que han sido nombradas, las cuales coinciden, como es evidente, con las superficies previamente creadas.



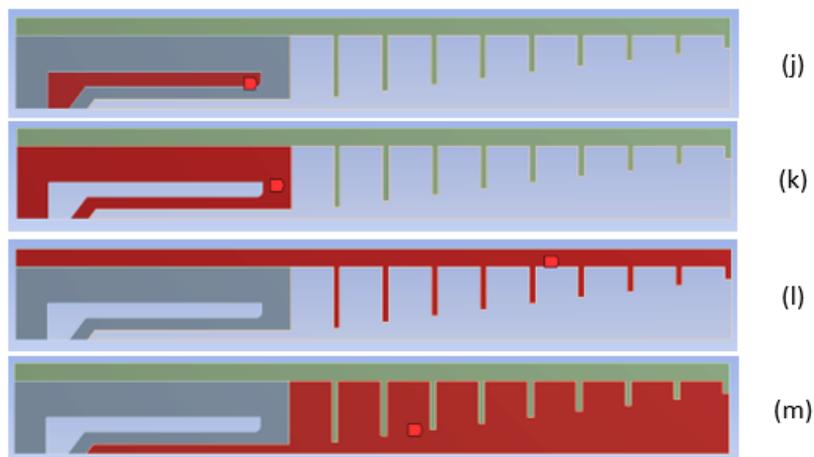


CÉSAR DEL POZO MESONES



**Figura 5.11.** Resultado de aplicar la herramienta *Create Named Selection* para cada uno de los bordes singulares de la geometría generada: (a) "Axis"; (b) "Back Wall"; (c) "Side Wall"; (d) "Cell - Argon"; (e) "Cell - Metal Junction"; (f) "Outer Wall Furnace"; (g) "Furnace - Argon"; (h) "Discs - Argon"; (i) "Aperture". ANSYS Meshing®.

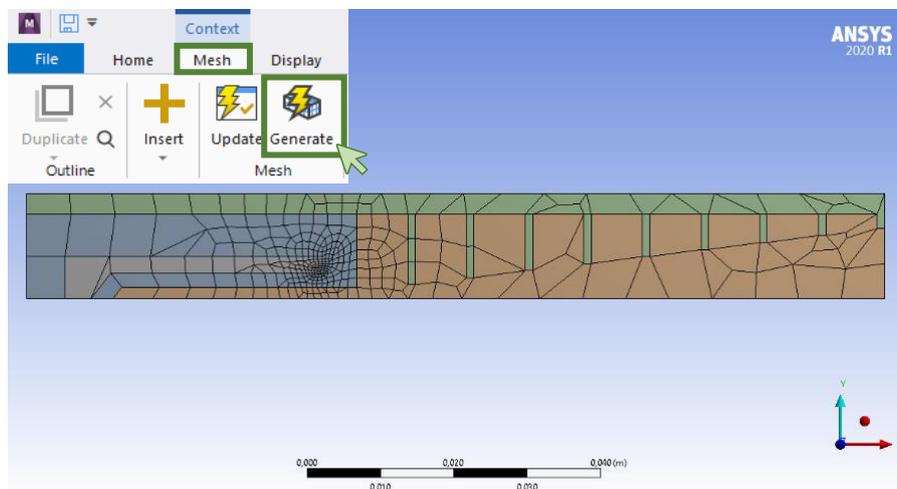
Fuente: elaboración propia.



**Figura 5.12.** Resultado de aplicar la herramienta *Create Named Selection* para cada una de las superficies generadas: (j) "Fixed Point Material"; (k) "Cell"; (l) "Furnace"; (m) "Argon". ANSYS Meshing®.

Fuente: elaboración propia.

En una primera aproximación, se genera el mallado que el programa calcula por defecto haciendo uso de la herramienta "Generate" disponible en la paleta "Mesh", obteniendo el resultado mostrado en la Figura 5.13. Dicho resultado no satisface el objetivo buscado puesto que existe una gran variabilidad en el tamaño de las celdas, siendo excesivamente grandes en la mayor parte del mallado en relación a las dimensiones del modelo sometido a estudio y, por tanto, ofreciendo un nivel de detalle muy pobre para la precisión exigida.



**Figura 5.13.** Mesh → Generate. ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

La malla generada cuenta con 384 nodos y 358 elementos o celdas, tal y como se muestra en el apartado “Statistics” de la tabla de propiedades del mallado (“Details of Mesh”). Además, como se puede observar, el software resuelve con bastante dificultad las zonas de la geometría más complejas, como es el caso de la zona curva presente en la parte destinada a alojar el material de punto fijo de alta temperatura correspondiente.

Con el objetivo de resolver estos problemas y afinar el mallado ajustándolo a la precisión exigida, se hace uso de las opciones presentes en el apartado “Sizing” de la tabla de propiedades del mallado (“Details of Mesh”). Para ello, se activa la opción “Use adaptive Sizing” con el objetivo de mejorar la adaptación del mallado a las diferentes formas que adopta la geometría del modelo, se aumenta la resolución del mismo hasta un valor de 5 y se vuelve a generar la malla, obteniendo el resultado mostrado en la Figura 5.14.

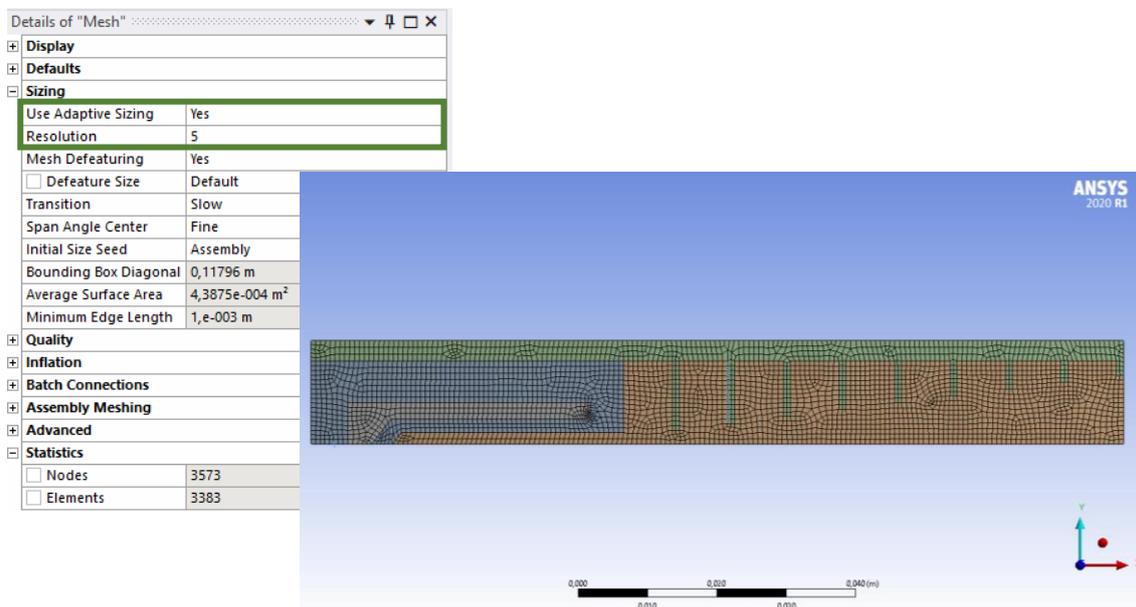


Figura 5.14. Details of “Mesh” → Sizing. ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

El mallado generado cuenta con 3573 nodos y 3383 elementos, es bastante regular al no existir por lo general una gran variabilidad en la forma y tamaño de las celdas, y el nivel de detalle logrado con esta densidad de malla puede considerarse aceptable para el grado de precisión exigida, teniendo en cuenta las dimensiones del modelo.

Sin embargo, con el objetivo de tratar de afinar aún más dicha malla y pulir ciertas imperfecciones presentes en la misma, buscando fundamentalmente una mayor uniformidad en el tamaño y forma de las celdas que componen el mallado a lo largo de todo el dominio del problema, se empleará la herramienta de “Sizing” presente en la paleta “Mesh”.

Dicha herramienta permite seleccionar todas las caras o cuerpos que conforman el modelo en el apartado “Scope”, seleccionando la opción “Geometry Selection” y utilizando la herramienta de selección “Face” ya empleada anteriormente, y fijar el tamaño de las celdas al valor deseado en el apartado “Definition”, seleccionando la opción “Element Size” y ajustándolo a un valor que se considera adecuado en base al grado de precisión exigida, en este caso 0.5 mm, generando nuevamente la malla con el resultado que se muestra en la Figura 5.15.



CÉSAR DEL POZO MESONES

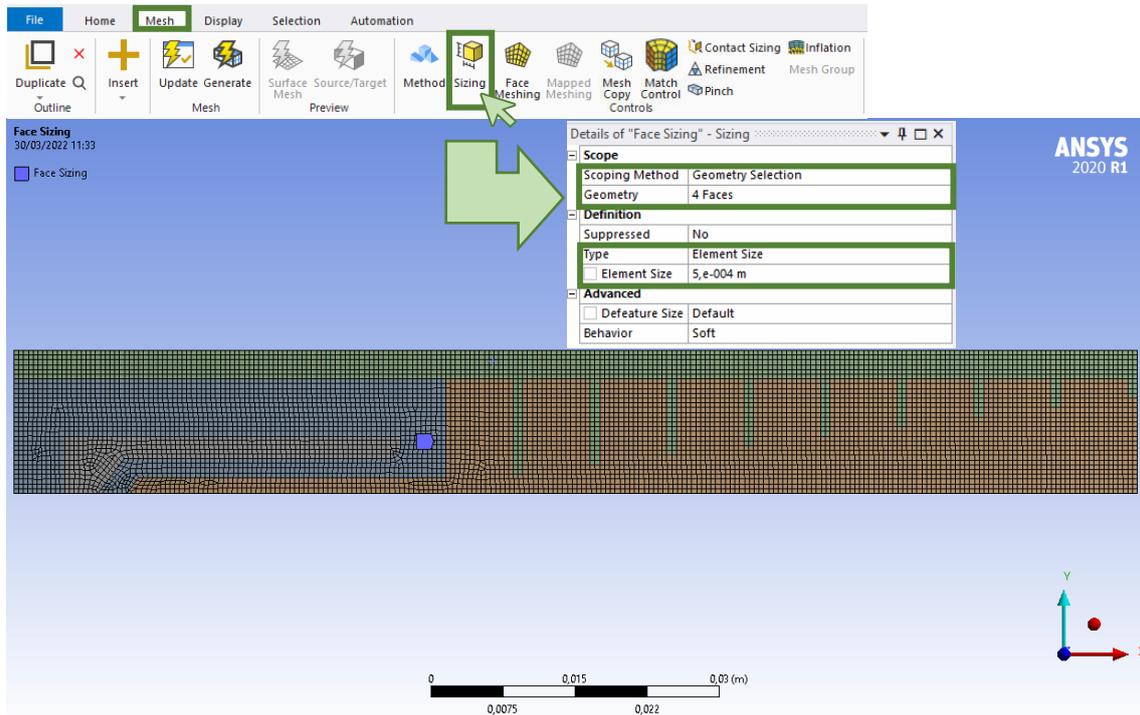


Figura 5.15. Mesh → Sizing. ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

De esta manera se obtiene una malla aún más afinada, con un tamaño de celda menor y mucho más regular, ya que una gran parte del mallado está compuesto por celdas cuadradas del mismo tamaño repartidas en filas y columnas. Y, además, el software logra resolver mejor las zonas de la geometría que resultan más complejas.

Finalmente, pese a que en líneas generales el nivel de detalle logrado con esta densidad de mallado a priori podría considerarse suficiente para alcanzar el nivel de precisión exigida, a la hora de realizar la simulación y analizar los fenómenos de transferencia de calor que tienen lugar en el modelo considerado, resulta especialmente importante hacer hincapié en dos paredes concretas: la *back wall* y la *side wall*.

Esto es debido a que se trata de las paredes sobre las que el termómetro de radiación va a efectuar directamente la medición de la temperatura, la cual será comparada con la temperatura de referencia del punto fijo de alta temperatura seleccionado para llevar a cabo la calibración, es decir, el punto de fusión del metal en el caso del cobre (Cu) o el punto eutéctico en el caso de los materiales carbono – metálicos (C – M): cobalto – carbono (Co – C), platino – carbono (Pt – C) y renio – carbono (Re – C).

Por tanto, al tratarse de un modelo cuyas dimensiones son muy reducidas, en el que la *back wall* y la *side wall* presentan una longitud en torno a los 2 y 32 mm respectivamente, resulta interesante tratar de que en estas zonas exista todavía una mayor densidad de malla para lograr unos resultados lo suficientemente precisos que permitan extraer las conclusiones oportunas.

Esto podría lograrse, por ejemplo, aumentando la resolución del mallado como anteriormente se ha explicado o bien reduciendo el tamaño fijado para las celdas a un valor inferior a los 0.5 mm con la herramienta “Sizing”. No obstante, estas soluciones afectarían a la totalidad de la geometría, por lo que los costes computacionales podrían resultar excesivos y, por tanto, el aumento de precisión obtenida no compensaría los tiempos requeridos para el cálculo.



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

Por estos motivos, se decide que lo más adecuado es tratar de aumentar la densidad de malla únicamente en estas zonas tratando de que esto no afecte a la calidad del resto del mallado, algo que se consigue utilizando nuevamente la herramienta “Sizing”, pero esta vez aplicada únicamente sobre la *back wall* y la *side wall*. Para ello, se seleccionan ambos bordes haciendo uso de la herramienta de selección “Edges” y se fija el tamaño de las celdas en esta zona a la mitad, es decir, 0.25 mm, dando lugar al resultado que se muestra en la Figura 5.16.

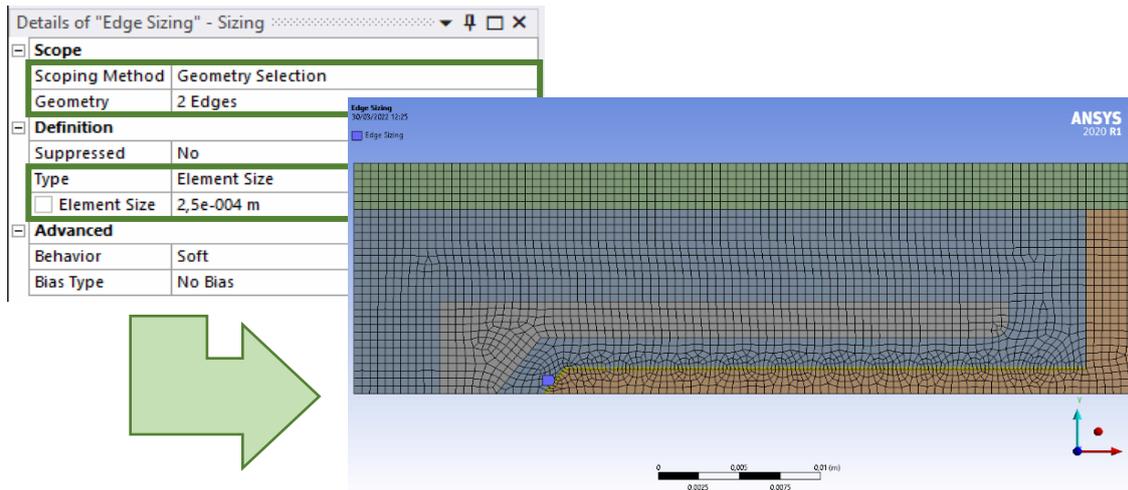


Figura 5.16. Resultado de aplicar la herramienta Sizing únicamente sobre la *back wall* y la *side wall*. ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

Como se ha comentado en el apartado 4.10.4.1, lograr generar un mallado adecuado es uno de los aspectos más importantes a la hora de llevar a cabo la simulación, ya que la calidad del mismo afecta a la bondad y la precisión los resultados obtenidos y, por tanto, influye directamente en la validez de las conclusiones finales que serán extraídas a partir del análisis realizado. Con el objetivo de evaluar la calidad del mallado, se consulta la guía de usuario de ANSYS®, donde aparecen explicados los diferentes parámetros que calcula el software de forma automática y que permiten determinar la calidad de la malla y sus elementos, pudiendo considerar como los más relevantes: “Skewness” y “Orthogonal Quality”, encargados de medir la oblicuidad y ortogonalidad de la malla respectivamente.

En dicha guía se establece, que para disponer de una calidad de mallado excelente, los valores del parámetro *Skewness* deben estar comprendidos entre 0 y 0.25, mientras que los relativos al parámetro *Orthogonal Quality* deben estar entre 0.9 y 1. [3]

En la Tabla 5.2 se recogen los valores de dichos parámetros correspondientes al mallado generado para este caso en concreto, los cuales indican que la calidad del mismo es excelente según el criterio anteriormente expuesto (atendiendo a los valores medios de dichos parámetros). Estos valores pueden consultarse en el apartado “Quality” de la tabla de propiedades de la malla (“Details of Mesh”).

Por su parte, el aspecto del mallado definitivo se muestra en la Figura 5.17 y cuenta con 7675 nodos y 7425 elementos, tal y como se recoge en el apartado “Statistics” de la mencionada tabla de propiedades.



Tabla 5.2. Parámetros de calidad del mallado: “Skewness” y “Orthogonal Quality”. Fuente: elaboración propia.

MESH QUALITY	
Check Mesh Quality	Yes, Errors
Target Skewness	Default (0.900000)
Smoothing	Medium
<b>Mesh Metric: Skewness</b>	
Min.	1,3057e-010
Max.	0,58879
Average	3,7669e-002
Standard Deviation	8,5012e-002
<b>Mesh Metric: Orthogonal Quality</b>	
Min.	0,72821
Max.	1,
Average	0,99365
Standard Deviation	2,1947e-002

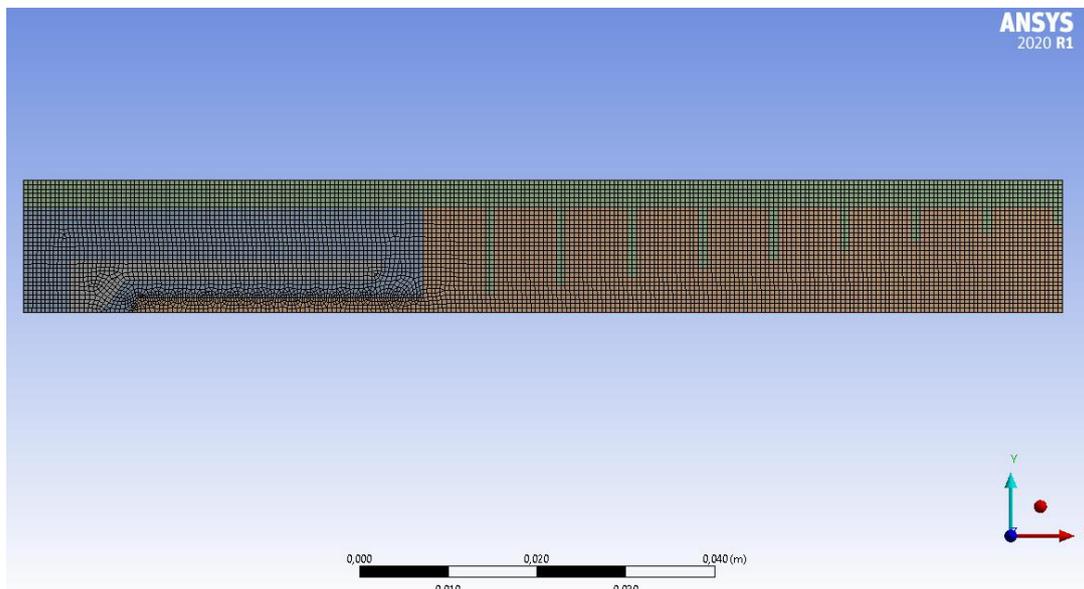


Figura 5.17. Aspecto final del mallado generado con ANSYS Meshing®. Fuente: elaboración propia.

### 5.1.3. Análisis físico con ANSYS Fluent®

Una vez definida la geometría y generado el mallado con la precisión adecuada para todo el dominio del sistema sometido a estudio, acudiendo nuevamente al esquema de proyecto de ANSYS Workbench®, se está en condiciones de acceder ya al componente del proyecto creado denominado “Setup” (Figura 5.1), el cual da acceso directo al software de ANSYS Fluent®.

Inmediatamente antes de que comience a cargar dicha interfaz aparece una ventana emergente en la cual se muestran diferentes opciones de configuración previas (Figura 5.18). En ella, se debe comprobar en el apartado “Dimension” que esté activada la opción de 2D y marcar en el apartado “Options” la opción “Double Precision”. Esto resulta fundamental dado el orden de magnitud que se busca, ya que las pérdidas de temperatura obtenidas en la *back wall* son habitualmente del orden de los mili – kelvin (mK). El resto de parámetros como el número de procesadores y GPUs destinadas a realizar los cálculos matemáticos requeridos, etc. se dejan con sus valores por defecto.



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

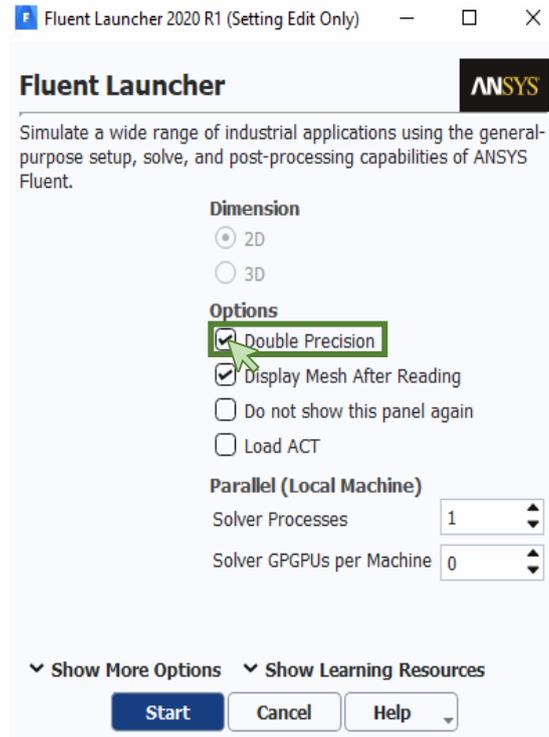


Figura 5.18. Opciones de configuración previas de ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 5.19 se muestra la interfaz de ANSYS Fluent®, en cuyo margen izquierdo aparece la “Outline View”, un menú general desde el que se puede acceder a todas las opciones de configuración, cálculo y post-proceso que ofrece el software.

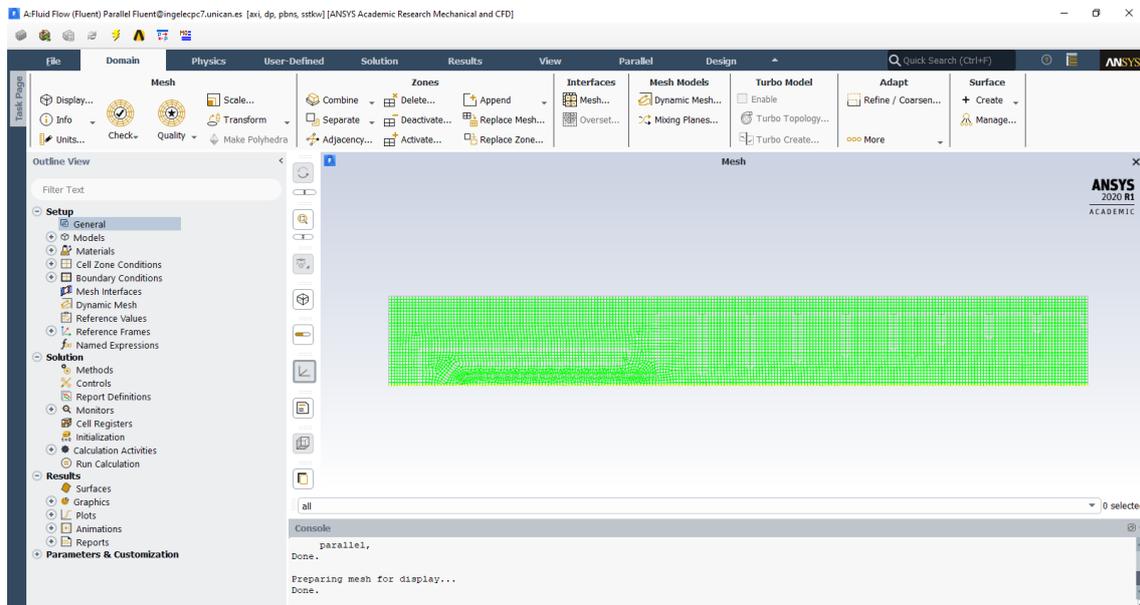


Figura 5.19. Interfaz de ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.



### 5.1.3.1. Configuración

En el menú desplegable “Setup” de la “Outline View” de ANSYS Fluent® se recogen las diferentes opciones de configuración que ofrece el software relacionadas con los ajustes generales del programa, los modelos matemáticos implicados, las propiedades físicas de los materiales presentes y las condiciones impuestas para las zonas malladas y para el contorno. Esta información debe estar clara desde el primer momento, pues resulta fundamental para poder modelar con precisión la física relacionada con el problema que se plantea. Dichas opciones se encuentran divididas en las siguientes pestañas:

- **General:** en esta pestaña se encuentran los ajustes generales divididos en dos bloques: los relativos al cálculo y los que hacen referencia al mallado, además de una opción para incluir la influencia la gravedad en la resolución del problema (Figura 5.20).

En el bloque “Solver” se encuentran opciones de configuración relativas al tipo, la velocidad de formulación, el tiempo y el espacio 2D. Por otro lado, en el bloque “Mesh” se incluyen aspectos relativos al dominio, la escala o el sistema de unidades a emplear. Además, clicando en “Display” se muestran todas las opciones de visualización posibles y, haciendo clic en “Check” y “Report Quality”, el software lleva a cabo un chequeo del estado del mallado y emite un reporte de los parámetros de calidad del mismo, respectivamente (muy recomendable).

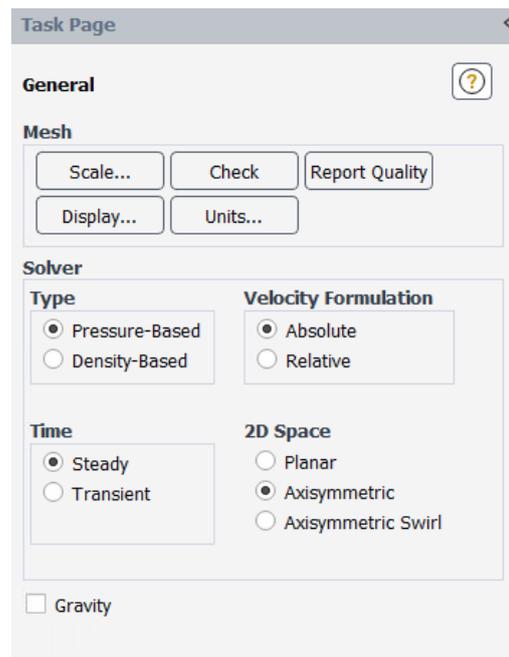


Figura 5.20. Outline View → Setup → General. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

En este caso, se opta por un tipo de solución basada en la presión y asociada a un fenómeno en estado estacionario, dado que se considera despreciable el flujo de gas argón en el interior del conjunto horno – crisol y, por tanto, que las variables de entrada y de salida del dominio computacional no varían con el tiempo. Por otro lado, se deja la velocidad de formulación absoluta por defecto y se marca la opción “Axisymmetric” para el espacio 2D por los motivos ya explicados anteriormente en el apartado 5.1.1 dedicado a la geometría.

- **Modelos:** pestaña en la que se incluyen todos los modelos matemáticos que ofrece el software. Generalmente, ANSYS Fluent® proporciona más de un modelo matemático para la resolución de un mismo fenómeno físico, siendo el usuario quien debe decidir el modelo que mejor se ajusta a un problema en concreto, debiendo tener en cuenta aspectos como la precisión o el coste computacional requerido. [26]

En este caso, para llevar a cabo la simulación es necesaria la activación del modelo de energía y, dentro de los modelos de radiación, el denominado “Discrete Ordinates (DO)”, ya que el modelo de energía tan solo resuelve fenómenos de transferencia de calor por conducción y convección (este último considerado despreciable para el presente estudio).



En la Figura 5.21 se muestran los diferentes modelos matemáticos que ofrece el programa junto con el cuadro de diálogo que aparece al activar la ecuación de la energía, el cual no ofrece ningún tipo de opción de configuración adicional.



Figura 5.21. Outline View → Setup → Models. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

El motivo por el cual se escoge el modelo “Discrete Ordinates (DO)” de entre todas las opciones ofrecidas por el programa para la resolución de los fenómenos de transporte de calor por radiación reside, por un lado, en que se trata de un problema de espesor óptico fino ( $a \cdot L < 1$ ), dado que presenta una longitud característica  $L$  de unos 2.5 mm (*back wall*) y el valor de la absorptividad  $a$  puede considerarse prácticamente cero al suponer que fluido actúa como un medio no participativo al no absorber radiación alguna. Esto permite descartar directamente el empleo de los modelos “P-1” y “Rosseland”, adecuados para problemas de espesor óptico grueso ( $a \cdot L > 1$ ).

Por otro lado, de entre los tres modelos de radiación restantes se ha optado por utilizar el modelo “DO” dada la gran cantidad de bibliografía y estudios existentes relacionados con la bondad del mismo, al contrario de lo que ocurre con los modelos “DTRM” o “S2S”.

Además, como ha podido constatar Castro Alonso (2011), la implementación del modelo “DTRM” no ofrece buenos resultados para este caso, ya que da lugar a un gradiente de temperatura excesivamente grande que no se corresponde con los resultados obtenidos en los estudios experimentales realizados.

Por su parte, el modelo “S2S” se descarta al no permitir implementar la condición de axisimetría. A pesar de ello, Castro Alonso (2011) ha probado su aplicación para un modelo 3D de un conjunto horno – crisol determinado sin lograr resultados satisfactorios, entre otros motivos por el elevado coste computacional relacionado con la necesidad de implementar un mallado lo suficientemente fino para satisfacer el grado de precisión requerido por el problema. [8]

Entre las opciones de configuración proporcionadas por el modelo de radiación “Discrete Ordinates (DO)” mostradas en la Figura 5.22, se establecen las siguientes:

- Parámetros de iteración: una única iteración de la ecuación de la energía por iteración de la ecuación de radiación.



- Discretización angular: un total de doce divisiones de ángulo sólido y una resolución de tres píxeles por división.
- Aplicación para todo el espectro de radiación.

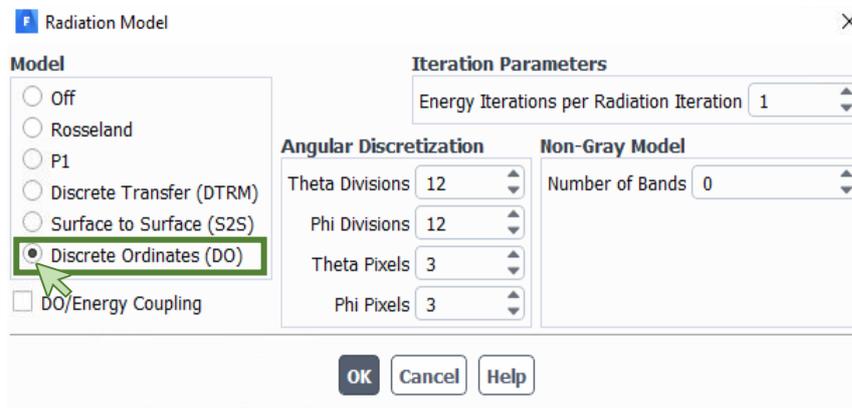


Figura 5.22. Opciones de configuración relativas al modelo de radiación Discrete Ordinates (DO). ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

Por último, tan solo quedaría seleccionar el modelo de viscosidad que más se ajusta al problema que se pretende resolver. En este caso, tal y como se ha comentado anteriormente, dadas las reducidas dimensiones de la apertura de salida del horno al exterior (24 mm), puede considerarse despreciable la influencia de la convección en la caída de temperatura experimentada en el interior del conjunto horno – crisol, al suponer que no existe un flujo de gas argón en su interior y que, por tanto, el gas se encuentra en ausencia de movimiento apreciable.

Teniendo esto en cuenta, el caso de estudio se reduce a un problema de transmisión de calor por conducción y, fundamentalmente, radiación, motivo por el cual el modelo de viscosidad seleccionado no es relevante para el cálculo, al afectar únicamente a la transmisión de calor por convección.

En la Figura 5.23 se muestra el cuadro de diálogo correspondiente a la pestaña de modelos de viscosidad, donde se incluyen todos los modelos de viscosidad ofrecidos por el software para los diferentes tipos de flujo (no viscoso, laminar o turbulento), junto con las opciones de configuración propias de cada uno de ellos.

El modelo “SST  $k$ - $\omega$  (2eqn)” es el que se encuentra activado por defecto en ANSYS Fluent®, y se emplea para flujos turbulentos. Sin embargo, en este caso en concreto, dado que resulta indiferente el modelo de viscosidad utilizado, se busca aquel que permita simplificar al máximo el cálculo con el fin de reducir el coste computacional asociado a cada simulación.

Con este objetivo, en una primera instancia se opta por seleccionar el modelo “Inviscid” para flujos no viscosos. No obstante, a la hora de ejecutar la simulación se encuentra que existe algún tipo de problema con la versión de ANSYS Fluent® utilizada al aplicar este modelo de viscosidad, motivo por el cual se decide emplear finalmente el modelo “Laminar” para flujos laminares.



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

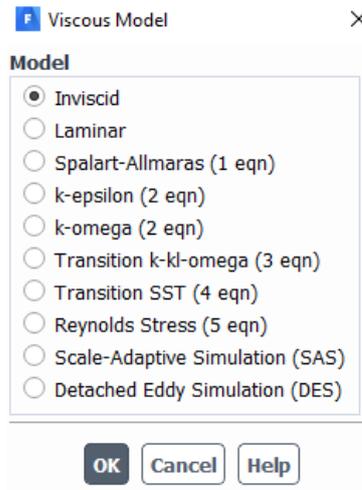


Figura 5.23. Modelos de viscosidad. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

- **Materiales:** dentro de esta pestaña es posible definir los materiales sólidos y los fluidos que están involucrados en la simulación. Para ello, ANSYS Fluent® cuenta con una potente base de datos compuesta por una amplia variedad de materiales y fluidos con sus propiedades, las cuales pueden ser cargadas de forma sencilla.

Además, el software permite editar las propiedades de aquellos presentes en su base de datos en función de las necesidades, así como crear otros nuevos con sus respectivas propiedades que pudieran no encontrarse disponibles en la librería del programa, haciendo uso de la opción “Create/Edit Materials” del cuadro de diálogos.

Por defecto, el programa carga la información relativa al aluminio y al aire, por lo que ha sido necesario cargar las propiedades del argón y el cobre (utilizado como material de punto fijo de alta temperatura para esta primera simulación) presentes en la base de datos del programa (“Fluent Database”), así como crear un nuevo material para el caso del grafito e introducir sus propiedades atendiendo a la información encontrada en otras fuentes (Figura 5.24).

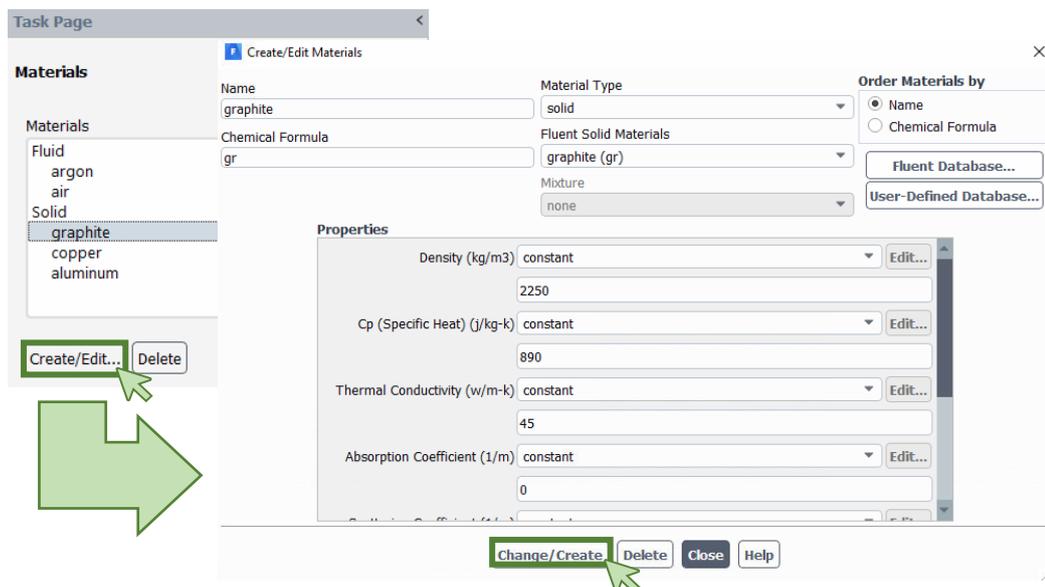


Figura 5.24. Outline View → Setup → Materials. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.



Las propiedades de los materiales requeridas por el software para llevar a cabo la simulación dependen de los modelos matemáticos que hayan sido activados y, por tanto, de las ecuaciones que han de resolverse. Así pues, la ecuación de la energía requiere la información relacionada con la densidad, el calor específico y la conductividad térmica de los materiales sólidos y fluidos implicados, mientras que el modelo de radiación seleccionado, en este caso “Discrete Ordinates (DO)”, requiere de los datos del coeficiente de absorción y dispersión, la función de la fase dispersa y el índice de refracción.

Además del cobre (Cu), se aprovecha para cargar también las propiedades del resto de materiales de punto fijo de alta temperatura que serán analizados más adelante en el presente estudio: el cobalto – carbono (Co – C), el platino – carbono (Pt – C) y el renio – carbono (Re – C).

No obstante, dado que no ha sido posible obtener la información relativa a las propiedades de dichos materiales carbono – metálicos (C – M) a excepción de su punto eutéctico, se introducen las correspondientes al metal puro en cada caso. Además, las propiedades del cobalto, platino y renio no aparecen disponibles en la base de datos de la versión utilizada de ANSYS Fluent®, por lo que ha sido necesario crear dichos materiales e introducir sus respectivas propiedades a partir de la información obtenida de otras fuentes, tal y como se hizo en la caso del grafito.

Cabe añadir, puesto que los materiales empleados como puntos fijos de alta temperatura (HTFPs, por sus siglas en inglés) van a ser calentados hasta su punto de fusión (en el caso del cobre) o su punto eutéctico (en el caso de los materiales carbono – metálicos, C – M), que podrían ser incluidos perfectamente en el apartado correspondiente a los materiales fluidos. No obstante, dadas las características del problema, esto no afectará a los resultados obtenidos. En la Tabla 5.3 se recogen todos los materiales sólidos y los fluidos que van a ser utilizados en el presente estudio junto con sus respectivas propiedades.

Tabla 5.3. Propiedades de los materiales y fluidos implicadas en el estudio. Fuente: elaboración propia.

PROPIEDADES DE MATERIALES

FLUIDOS		SÓLIDOS	
<b>1. Argon (Ar)</b>		<b>1. Grafito (Gr)</b>	
Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	1.6228	Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	2250
Calor específico (Cp) [j/kg·K]	520.64	Calor específico (Cp) [j/kg·K]	890
Conductividad térmica [W/m·K]	0.0158	Conductividad térmica [W/m·K]	45
Viscosidad [kg/m·s]	2.125e-05	Coeficiente de absorción [1/m]	0
Coeficiente de absorción [1/m]	0	Coeficiente de dispersión [1/m]	0
Coeficiente de dispersión [1/m]	0	Función de fase dispersa	Isotropic
Función de fase dispersa	Isotropic	Índice de refracción	1
Índice de refracción	1	<b>2. Cobre (Cu)</b>	
		Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	8978
		Calor específico (Cp) [j/kg·K]	381
		Conductividad térmica [W/m·K]	387.6
		Coeficiente de absorción [1/m]	0
		Coeficiente de dispersión [1/m]	0
		Función de fase dispersa	Isotropic
		Índice de refracción	1



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

3. Cobalto (Co)	
Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	8900
Calor específico (Cp) [j/kg·K]	421
Conductividad térmica [W/m·K]	100
Coefficiente de absorción [1/m]	0
Coefficiente de dispersión [1/m]	0
Función de fase dispersa	Isotropic
Índice de refracción	1
3. Platino (Pt)	
Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	21450
Calor específico (Cp) [j/kg·K]	133
Conductividad térmica [W/m·K]	72
Coefficiente de absorción [1/m]	0
Coefficiente de dispersión [1/m]	0
Función de fase dispersa	Isotropic
Índice de refracción	1
4. Renio (Re)	
Densidad [kg/m <sup>3</sup> ]	21020
Calor específico (Cp) [j/kg·K]	137
Conductividad térmica [W/m·K]	48
Coefficiente de absorción [1/m]	0
Coefficiente de dispersión [1/m]	0
Función de fase dispersa	Isotropic
Índice de refracción	1

- **Condiciones de las zonas de celdas:** en esta pestaña se hace referencia a todas las zonas compuestas por celdas o elementos, es decir, los cuerpos o superficies malladas que componen el dominio computacional del problema. Dichas zonas están compuestas por elementos que pueden ser de dos tipos: fluidos o sólidos, pudiendo seleccionar el tipo correspondiente a cada una de ellas en el menú desplegable "Type" (Figura 5.25).

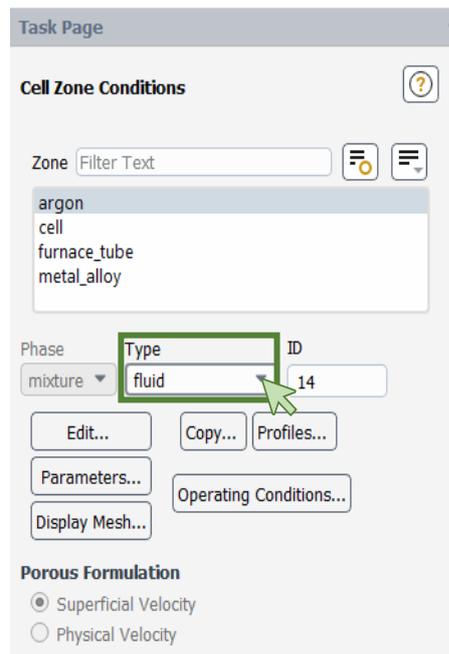


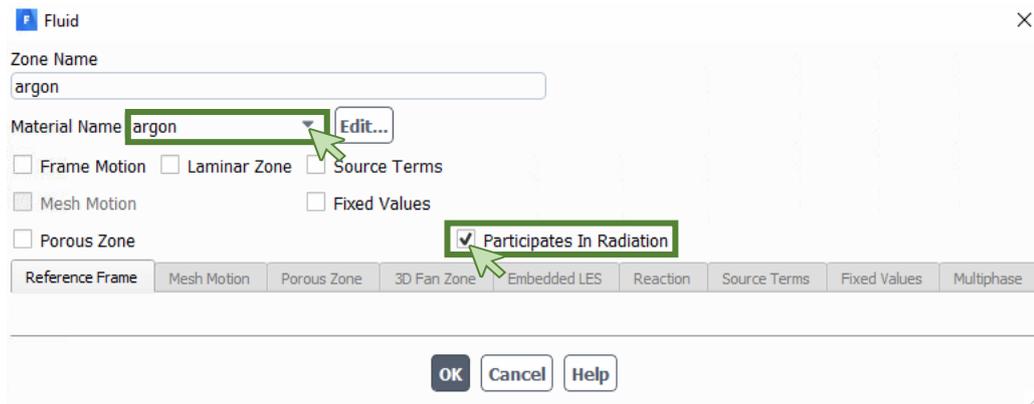
Figura 5.25. Outline View → Setup → Cell Zone Conditions. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.



En este caso se tiene una única zona compuesta por elementos de tipo fluido denominada “argon”, relativa a la zona en la que se encuentra el gas, y tres zonas compuestas por elementos de tipo sólido denominadas “cell”, correspondiente a la celda o crisol, “furnace\_tube”, relativa al horno, y “fixed\_point\_material”, correspondiente al lugar destinado a alojar el material de punto fijo de alta temperatura correspondiente.

Como se ha comentado anteriormente, en el caso de la zona “fixed\_point\_material”, dado que los materiales de punto fijo empleados van a ser calentados hasta su temperatura de fusión (en el caso del cobre) o eutéctica (en el caso de los materiales C – M), también podría considerarse perfectamente como una zona de elementos de tipo fluido.

Haciendo doble clic en cualquiera de ellas o entrando en la opción “Edit” se abre un cuadro de diálogo con todas las opciones de configuración que ofrece el software en cada caso. De esta manera, entrando en las opciones de configuración relativas a la zona de elementos fluidos denominada “argon”, es posible seleccionar el fluido correspondiente previamente añadido a la lista de materiales y activar la opción “Participates In Radiation” (Figura 5.26), ya que el argón actúa como medio participativo desde el punto de vista de la transmisión de calor por radiación, siendo transparente a la misma, es decir: ni la emite, ni la absorbe, ni la dispersa, tan solo la transmite ( $\tau \approx 1$ ).



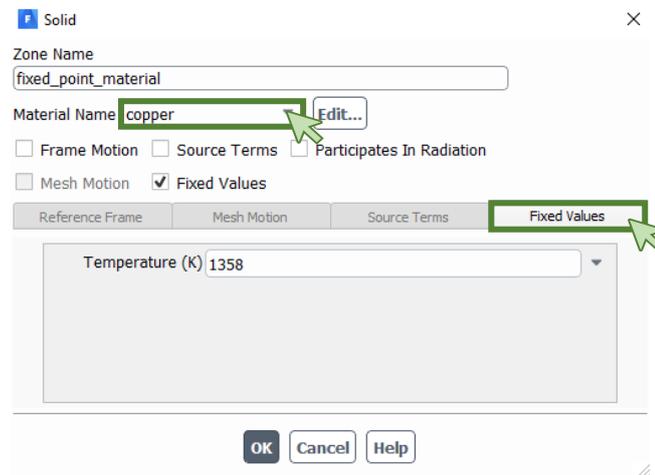
**Figura 5.26.** Opciones de configuración relativas a la zona ocupada por el gas argón. Cell Zone Conditions → argon. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

Por otro lado, en el caso de las zonas de elementos sólidos, cabe destacar la denominada “fixed\_point\_material” correspondiente al lugar donde se alojará el material de punto fijo de alta temperatura. Para esta primera simulación, se selecciona el cobre dentro de la lista de materiales previamente cargada y se fija el valor de la temperatura de esta región al correspondiente a su temperatura de fusión: 1358 K (Figura 5.27).

Finalmente, para las otras dos zonas de elementos sólidos, “cell” y “furnace\_tube”, basta con seleccionar el grafito dentro de la lista de materiales, dejando el resto de opciones de configuración tal y como vienen por defecto.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**



*Figura 5.27. Opciones de configuración relativas a la zona donde se aloja el material de punto fijo empleado. Cell Zone Conditions → fixed\_point\_material. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.*

- **Condiciones de contorno:** se consideran contornos o bordes todas las zonas de contacto entre superficies adyacentes, los límites la geometría definida y el contorno de cada una de las celdas que componen el mallado. [26]

ANSYS Fluent® clasifica de forma automática dichos bordes en tres categorías utilizando la información proporcionada anteriormente en ANSYS Meshing® a través del empleo de la herramienta “Named Selection”: “Axis” para los ejes, “Wall” para los bordes que separan entidades de superficie distintas y para los límites del dominio computacional del problema e “Internal”, para todos aquellos que se encuentran dentro de un mismo cuerpo o entidad superficial diferenciada (correspondientes al mallado de la geometría). No obstante, el programa permite cambiar la categoría asignada por defecto en caso de que fuera necesario.

Además, aquellos bordes que se corresponden con una zona de contacto entre superficies adyacentes clasificados como “Wall”, son duplicados de forma automática por el software, creando una copia con el mismo nombre junto con la terminación “-shadow”. La única diferencia que esta presenta con la original reside en que se les ha atribuido una superficie adyacente distinta, es decir, uno de los bordes representaría el lado de la pared directamente en contacto con una de las superficies, mientras que el otro se correspondería con el que se encuentra en contacto con la otra superficie. Esto requiere de un especial cuidado a la hora de atribuir las propiedades correspondientes a cada uno de ellos, ya que resulta común cometer errores provocados por no fijarse bien en este aspecto a la hora de introducir las propiedades.

El cuadro de diálogo que se muestra al hacer clic sobre cualquiera de los bordes categorizados como “Axis” o “Internal” no ofrece ningún tipo de opción que pueda ser modificada, por lo que lo único que se debe hacer es comprobar que estos bordes hayan sido clasificados correctamente en la categoría correspondiente.

Sin embargo, haciendo clic en aquellos clasificados como “Wall”, aparece un cuadro de diálogo en el que se pueden atribuir diferentes condiciones de contorno a los mismos, las cuales dependerán nuevamente de los modelos matemáticos que hayan sido activados. En este caso, se pueden modificar los parámetros incluidos en las pestañas “Momentum”, “Thermal” y “Radiation”.



En la Figura 5.28 se muestran, a modo de ejemplo, las diferentes opciones ofrecidas para la *back wall*, con los valores que vienen por defecto.

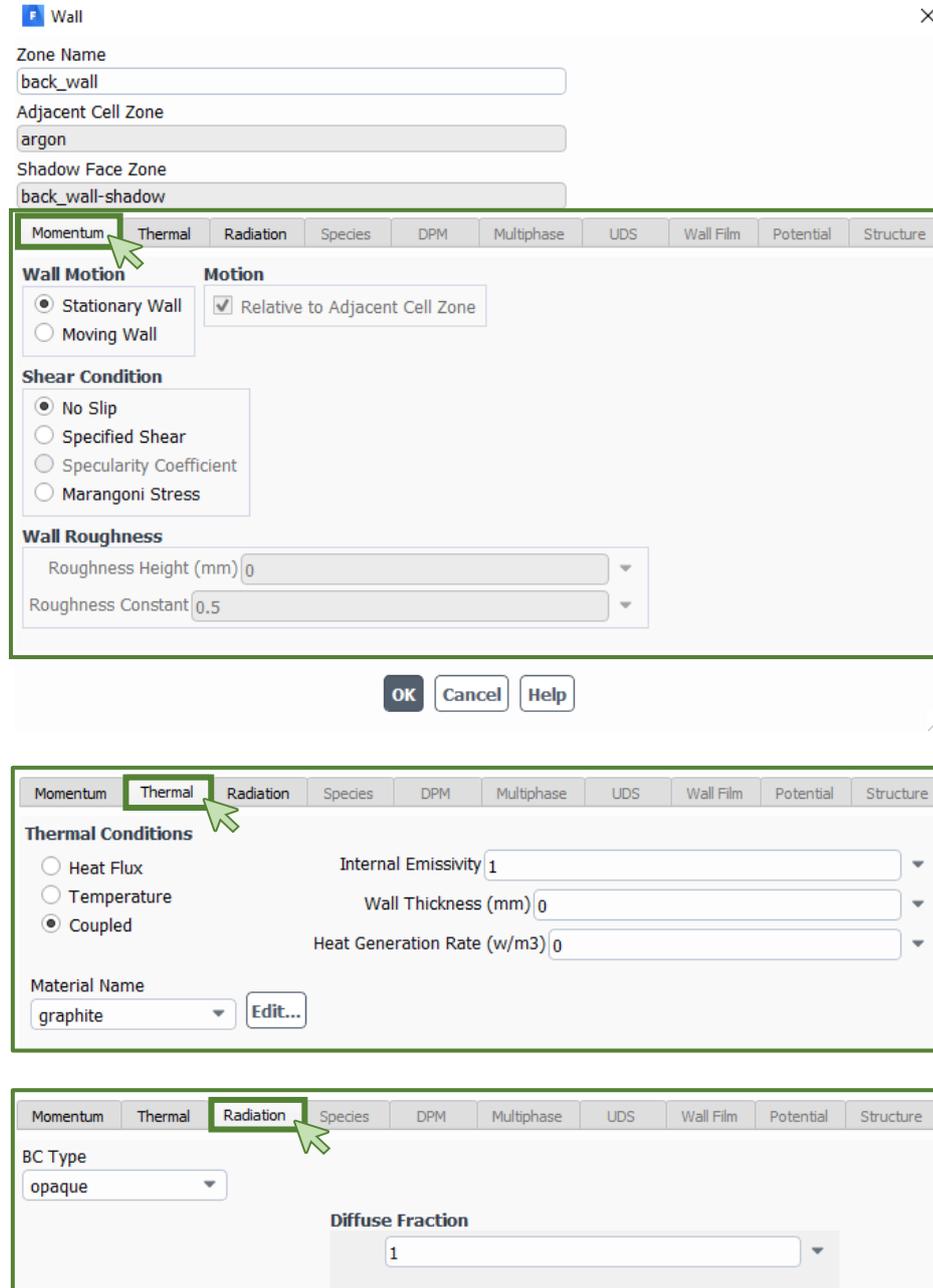


Figura 5.28. Outline View → Setup → Boundary Conditions → Wall → back\_wall. ANSYS Fluent®.  
Fuente: elaboración propia.

Finalmente, en la Tabla 5.4 se muestra un listado con todos los bordes incluidos en la categoría "Wall", junto con los parámetros que han sido modificados para esta primera serie de simulaciones, de tal forma que aquellos que no aparecen en dicha tabla, se han dejado con sus valores por defecto.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

*Tabla 5.4. Opciones de configuración modificadas para cada uno de los elementos incluidos dentro de la categoría Wall. Boundary Conditions. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.*

<b>BOUNDARY CONDITIONS</b>			
<b>aperture</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Temperature	Temperature (K)	293.15
		Internal Emissivity	1
		Heat Generation Rate (W/m <sup>3</sup> )	0
	Radiation	Diffuse Fraction	1
<b>back_wall</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	0.7 - 1
	Radiation	Diffuse Fraction	0 - 1
<b>back_wall-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: cell</i>	-	-	-
<b>cell_argon</b> <i>Adjacent Cell Zone: cell</i>	-	-	-
<b>cell_argon-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	0.7 - 1
	Radiation	Diffuse Fraction	0 - 1
<b>cell_metal_junction</b> <i>Adjacent Cell Zone: fixed_point_material</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	1
		<b>cell_metal_junction-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: cell</i>	Radiation
<b>discs_argon</b> <i>Adjacent Cell Zone: furnace_tube</i>	-	-	-
<b>discs_argon-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	0.7 - 1
	Radiation	Diffuse Fraction	0 - 1
<b>furnace_argon</b> <i>Adjacent Cell Zone: furnace_tube</i>	-	-	-
<b>furnace_argon-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	0.7 - 1
	Radiation	Diffuse Fraction	0 - 1
<b>outer_wall_furnace</b>	Thermal Conditions: Temperature	Temperature (K)	1358 + 20
		Internal Emissivity	1
		Heat Generation Rate (W/m <sup>3</sup> )	0
	Radiation	Diffuse Fraction	1
<b>side_wall</b> <i>Adjacent Cell Zone: cell</i>	-	-	-
<b>side_wall-shadow</b> <i>Adjacent Cell Zone: argon</i>	Thermal Conditions: Coupled	Internal Emissivity	0.7 - 1
	Radiation	Diffuse Fraction	0 - 1
<b>wall_cell</b> <b>wall_furnace_tube</b>	Thermal Conditions: Heat Flux	Heat flux (W/m <sup>2</sup> )	0
		Internal Emissivity	1
		Heat Generation Rate (W/m <sup>3</sup> )	0
	Radiation	Diffuse Fraction	1

Cabe destacar, como ya se ha comentado anteriormente, que en el caso de la “outer\_wall\_furnace” (pared exterior del horno), se fija una temperatura 20 K por encima de la temperatura de punto fijo considerada (en este caso la correspondiente al cobre, 1358 K), con el objetivo de paliar las posibles pérdidas por disipación de calor al exterior por convección, garantizando así que todo el sistema se encuentra en equilibrio térmico a la temperatura requerida.



Por otro lado, cuando se habla de “*Internal Emissivity*” se hace referencia a la emisividad ( $\epsilon$ ) de cada una de las superficies interiores de la cavidad del conjunto horno – crisol, la cual será función de su temperatura y del ángulo de emisión de la energía radiante, entre otros aspectos, motivo por el cual, pese a haber dado un valor medio de la emisividad intrínseca del grafito utilizado para la construcción del horno y crisol de  $\epsilon = 0.8$ , en estas primeras simulaciones se varía su valor en el rango 0.7 – 1.

Por tanto, aunque lo más adecuado sería trabajar con la emisividad efectiva o aparente de la cavidad ( $\epsilon_a$ ), en ANSYS Fluent® tan solo es posible introducir el valor de la emisividad correspondiente a las superficies implicadas y, además, la determinación de la emisividad efectiva de las cavidades de cuerpo negro presenta una gran complejidad y no es objeto del presente análisis. Como se ha explicado anteriormente, dicha emisividad efectiva depende tanto de la emisividad intrínseca de la superficie, como de la geometría, el gradiente de temperatura en el interior de la propia cavidad y, como consecuencia de este último, la longitud de onda ( $\lambda$ ), lo que complica en gran medida su determinación.

Mientras que, al hablar de “*Diffuse Fraction*”, se hace referencia a la parte de la radiación que es emitida y/o reflejada por la superficie de forma difusa, en tanto por uno. De tal manera que la diferencia entre uno y el valor de “*Diffuse Fraction*”, será la parte que tendrá un comportamiento especular.

Dichos parámetros tan solo deberán modificarse para aquellos bordes que se encuentren en contacto directo con el argón ya que, como se ha dicho, es el medio participativo en lo relativo a la transmisión de calor por radiación.

Finalmente, cabe indicar que la “*aperture*” se corresponde con la apertura de salida del horno al exterior, lugar donde se ubica el termómetro de radiación encargado de realizar la medición. Esta parte ha sido modelada como una pared más debido a que, por los motivos anteriormente mencionados, se supone despreciable el flujo de gas argón en el interior de la cavidad del conjunto horno – crisol y, por ende, la transmisión de calor por convección. Este hecho permitirá que el programa resuelva el problema considerando dicha cara como una pared cuya temperatura exterior es de 293.15 K (es decir 20 °C, temperatura ambiente) y la interior será la debida a los fenómenos de transmisión de calor por radiación y conducción que tendrán lugar en el interior de la cavidad. De esta manera, el conjunto horno – crisol queda definido de forma simplificada como un recipiente completamente estanco de cara a la simulación.

### 5.1.3.2. Solución

El menú desplegable “*Solution*” de la “*Outline View*” se encuentran todas las opciones de configuración relativas al solucionador de ANSYS Fluent®, entre las que se encuentran las relacionadas con el método de solución utilizado para el cálculo, el monitoreo de parámetros, la generación de informes de seguimiento, el ajuste de los parámetros de inicialización de la solución o la ejecución del cálculo iterativo, entre otras. A continuación se exponen aquellas opciones de configuración que se han considerado para la resolución del problema planteado en el presente estudio, las cuales se encuentran divididas en las siguientes pestañas:



- **Métodos de solución:** en esta pestaña es posible especificar diferentes parámetros asociados al método de solución que se va a utilizar para el cálculo, los cuales se encuentran divididos en tres bloques distintos: “*Pressure – Velocity Coupling*”, “*Spatial Discretization*” y “*Transient Formulation*”.

Con el objetivo de obtener un mayor grado de precisión en la resolución del modelo de radiación “*Discrete Ordinates (DO)*” y en la ecuación de la energía, se selecciona la opción “*Second Order Upwind*”, la cual, a pesar de aumentar la complejidad del cálculo iterativo, resulta fundamental para lograr unos resultados lo suficientemente afinados dado el orden de magnitud que se está manejando (se recuerda que la diferencia entre la temperatura medida en la *back wall* y la del punto fijo será del orden de los mili-kelvin).

En la Figura 5.29 se muestran las opciones de configuración seleccionadas para este caso en concreto, donde aparecen resaltadas aquellas que han sido modificadas dentro del bloque “*Spatial Discretization*”, habiendo dejado el resto de opciones con sus valores por defecto.

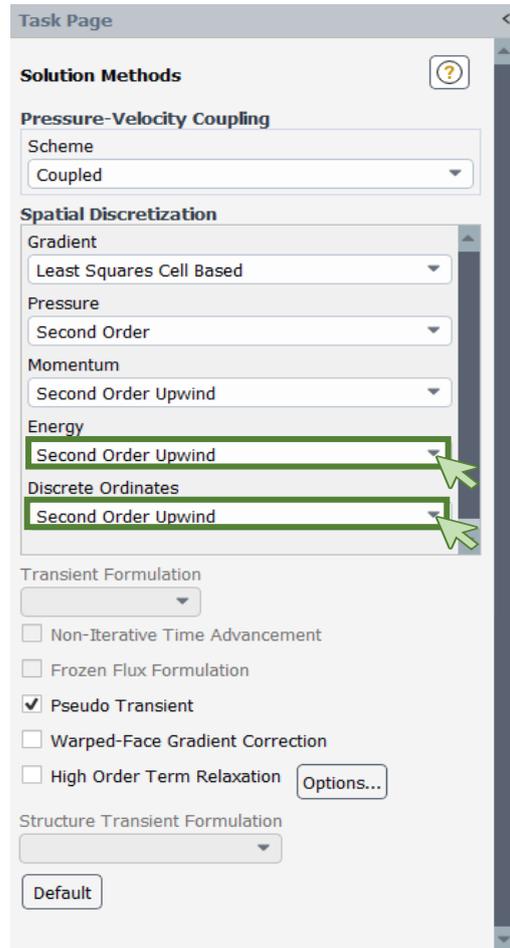


Figura 5.29. Outline View → Solution → Methods.  
ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

- **Monitorización:** en esta pestaña se incluyen todas las opciones de configuración relacionadas con la monitorización de los diferentes parámetros de la solución del cálculo iterativo, las cuales se encuentran divididas en los siguientes apartados:
  - Residuales: en este apartado se incluyen todas las opciones relativas a los valores residuales de la solución. Tras ejecutar cada iteración, el *solver* de ANSYS Fluent® realiza la suma de los residuales de cada una de las variables implicadas en el cálculo. A medida que aumenta el número de iteraciones realizadas, los valores de los sumatorios de residuos de las diferentes variables tienden a distanciarse de cero hasta alcanzar un cierto valor a partir del cual se estabilizan. Cuando eso ocurre, es posible establecer que la solución converge. [2]

En la Figura 5.30 se muestran las opciones de configuración fijadas para este caso en concreto, donde se selecciona el criterio de convergencia absoluta y se establece la necesidad de alcanzar un valor del sumatorio de residuos de quinceavo orden decimal para garantizar la convergencia de la solución en el caso de la ecuación de la energía, y de noveno orden decimal para asegurar la convergencia en el caso del modelo de radiación seleccionado, resultando indiferente el valor del sumatorio de residuos correspondiente al resto de las variables implicadas.



Dichos valores se han obtenido tras realizar, previamente, una serie de simulaciones de prueba con el objetivo de fijar adecuadamente los criterios de convergencia correspondientes a cada una de las variables implicadas en el cálculo, garantizando así la convergencia de la solución obtenida tras cada simulación.

Además, se habilita la opción “Plot” para obtener una representación gráfica de la tendencia de los valores residuales durante el cálculo iterativo, así como la opción “Print to Console” para mostrar en la consola de ANSYS Fluent® (ventana “Console”), el valor numérico que adoptan dichos sumatorios de residuos tras cada iteración, lo cual permite comprobar la bondad de los criterios de convergencia establecidos pudiendo llevar a cabo un seguimiento de los mismos durante cada simulación. El resto de parámetros que aparecen se dejan con sus valores por defecto.

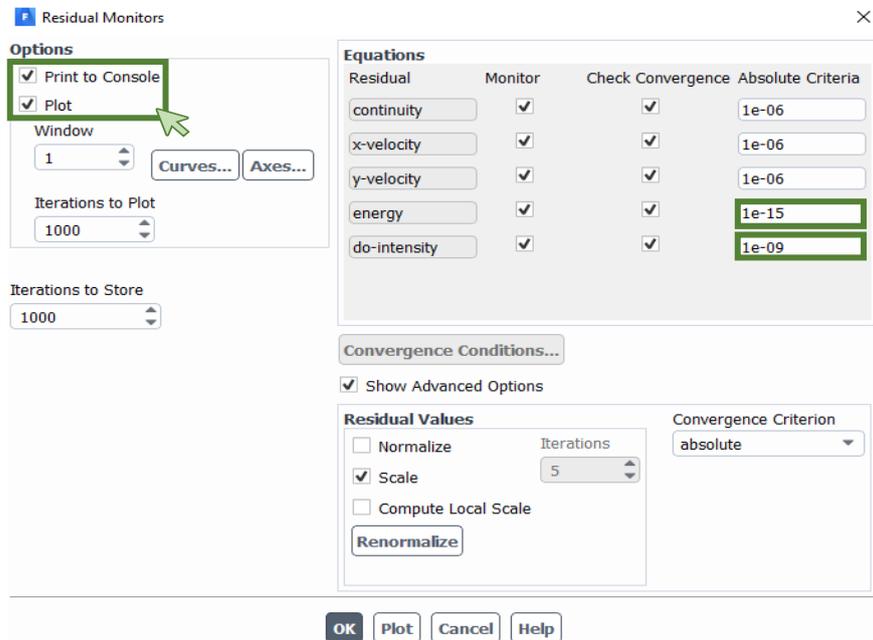


Figura 5.30. Outline View → Solution → Monitors → Residual. ANSYS Fluent®.

Fuente: elaboración propia.

- **Reporte de archivos y/o gráficos:** en estos apartados se incluyen diferentes opciones para monitorizar y almacenar los valores que adopta una o varias variables de interés durante la simulación. La opción “Report Files Definition” ofrece la posibilidad de generar a partir de dicha información un archivo que puede ser exportado en formato .csv, mientras que la opción “Report Plots Definition” facilita un gráfico de dispersión de la variable seleccionada que se va actualizando a medida que se ejecuta cada iteración.
- **Condiciones de convergencia:** en este último apartado se incluyen las diferentes opciones de configuración relacionadas con las variables de interés que se pretenden monitorizar, previamente definidas en los apartados “Report Files” y/o “Report Plots”, siendo posible establecer: el criterio de parada para el solucionador en base a una condición de convergencia fijada, el punto de partida para comenzar a monitorizar y almacenar la variable en cuestión, el número de iteraciones requeridas, etc. [2]



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Cabe mencionar, una vez exploradas todas las opciones de configuración ofrecidas por el software en los apartados “*Report Files*”, “*Report Plots*” y “*Convergence Conditions*”, que para este caso en concreto, no se ha considerado necesario recurrir a ninguna de estas herramientas, motivo por el cual únicamente se han explicado de forma somera las posibilidades que ofrece el software al emplear cada una de ellas.

- **Inicialización:** en esta pestaña se recogen todas las opciones de configuración relativas a la inicialización de la simulación, es decir, al punto de partida para el cálculo computacional. En este sentido, *ANSYS Fluent*® proporciona dos métodos de inicialización distintos, ofreciendo al usuario la posibilidad de seleccionar el que mejor se ajuste a cada caso en particular:
  - Inicialización híbrida: alternativa constituida por un conjunto de fórmulas y métodos de interpolación de límites. El método de inicialización híbrida resuelve la ecuación de Laplace para determinar los campos de velocidad y presión, mientras que el resto de variables (temperatura, turbulencia, fracciones de especie o volumen, etc.) se ajustan automáticamente a unos valores promedio en base a la información disponible del dominio computacional, o bien empleando un determinado método de interpolación.

En líneas generales, el método de inicialización híbrida se basa en que el software calcula una solución inicial en base a la información introducida previamente en el “*Setup*” del programa y la emplea como punto de partida para los cálculos sucesivos. Es el método de inicialización más recomendado para aquellos casos en los que estén involucrados flujos monofásicos en estado estacionario.

- Inicialización estándar: en líneas generales, se diferencia del anterior en que, en este caso, el software permite definir una serie de valores iniciales para las diferentes variables de flujo implicadas en el cálculo, referidos a una zona concreta del dominio computacional y a un marco referencial determinado, calculando una solución inicial para la simulación a partir de dicha información. El método de inicialización estándar suele emplearse para otro tipo de simulaciones más complejas, como aquellas en las que participan flujos multifásicos o inestables. La información requerida para la aplicación de este método es la siguiente:
  - *Punto de partida para el cálculo:* en primer lugar, se debe seleccionar en una lista desplegable la zona del dominio computacional elegida como punto de partida para el cálculo, cuya información se empleará para establecer los valores predeterminados de las variables de flujo consideradas. Además, en dicha lista aparece una opción adicional denominada “*all-zones*” con la que es posible seleccionar la totalidad del dominio computacional, de tal forma que se calculen unos valores iniciales promedio de dichas variables como punto de partida.
  - *Marcos de referencia:* en segundo lugar, se debe indicar si las velocidades iniciales son absolutas (“*Absolute*”) o relativas al movimiento del flujo en cada zona del mallado (“*Relative to Cell Zone*”). Esta selección tan solo es necesaria en caso de que el problema involucre marcos de referencia móviles o mallas deslizantes. En caso contrario, de no existir movimiento, ambas opciones son equivalentes.



- **Valores iniciales:** finalmente, en este apartado se muestran los valores iniciales de las variables implicadas en el cálculo, correspondientes a la zona del mallado seleccionada como punto de partida y calculados por defecto a partir de la información introducida en el “Setup” del programa. Dichos valores pueden ser modificados libremente por parte del usuario si fuera necesario. [2]

En base a todo lo expuesto anteriormente, para el presente estudio se considera más adecuado el empleo del método de inicialización híbrida (“Hybrid Initialization”). En la Figura 5.31 se muestran las opciones de configuración ofrecidas por el software para este método, incluidas en la opción “More Settings”, cuyos valores por defecto no han sido modificados.

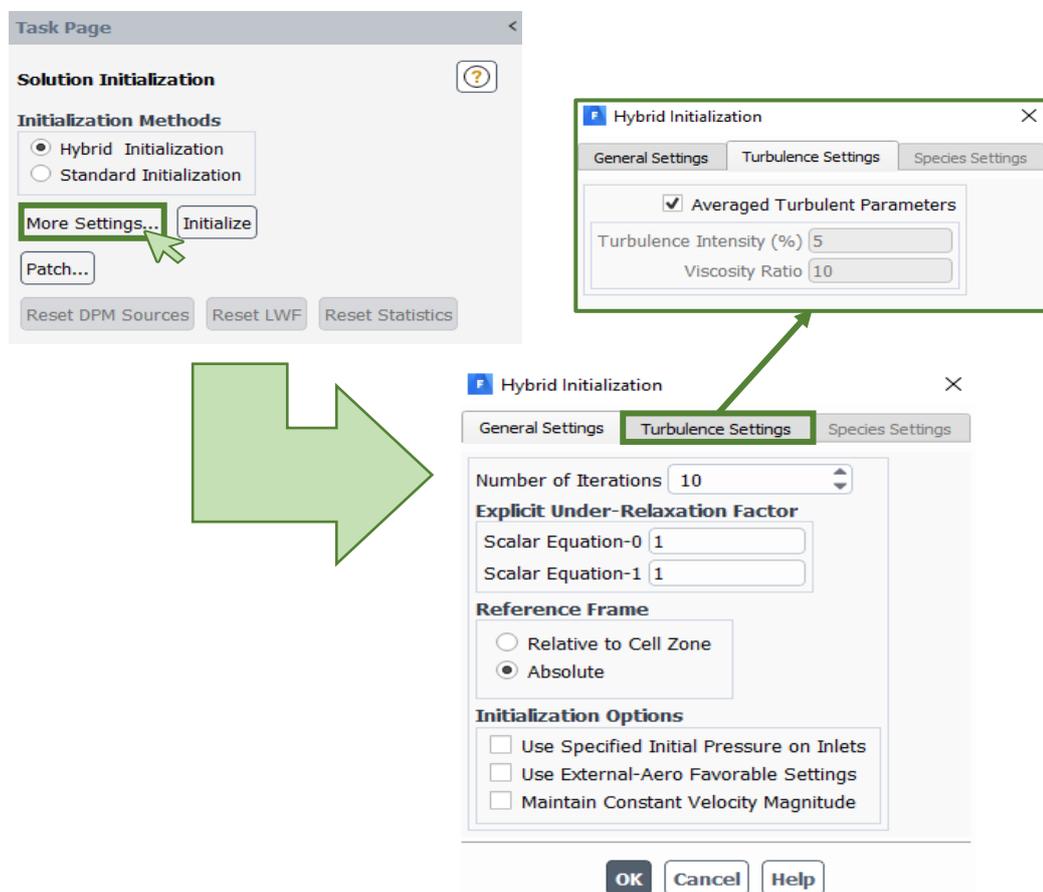


Figura 5.31. Outline View → Solution → Initialization. Opciones de configuración para el método Hybrid Initialization. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

Finalmente, se hace clic en la opción “Initialize” para inicializar el problema en base al método y a los ajustes seleccionados.

- **Ejecutar cálculo:** una vez revisadas todas las opciones de configuración relativas al solver de ANSYS Fluent®, el último paso antes de iniciar el cálculo iterativo consiste en establecer el número de iteraciones requeridas por el usuario para la resolución del problema planteado. Para ello, en el apartado “Number of Iterations”, incluido dentro del bloque “Parameters”, se introduce el número de iteraciones deseadas. El resto de opciones de configuración que aparecen, se dejan tal y como vienen por defecto.



Tal y como se muestra en la Figura 5.32, para los cálculos iniciales se fijará un valor de 200 iteraciones, el cual se irá aumentando a medida que se vaya afinando el cálculo hasta encontrar un equilibrio adecuado entre los costes computacionales derivados del mismo y el grado de precisión requerido y la convergencia de la solución. El número de iteraciones asociado a cada simulación se incluye junto con los resultados de la misma en el capítulo 6.

Además, dentro de este cuadro de diálogo aparece una herramienta muy interesante denominada “Check Case”, la cual permite efectuar un chequeo previo de todos los componentes de la simulación antes de ejecutar el cálculo, identificando posibles fallos o emitiendo recomendaciones sobre aspectos susceptibles de ser revisados relativos al mallado, los modelos matemáticos, los bordes y superficies malladas, los materiales o los ajustes relativos al solver de ANSYS Fluent® (Figura 5.33).

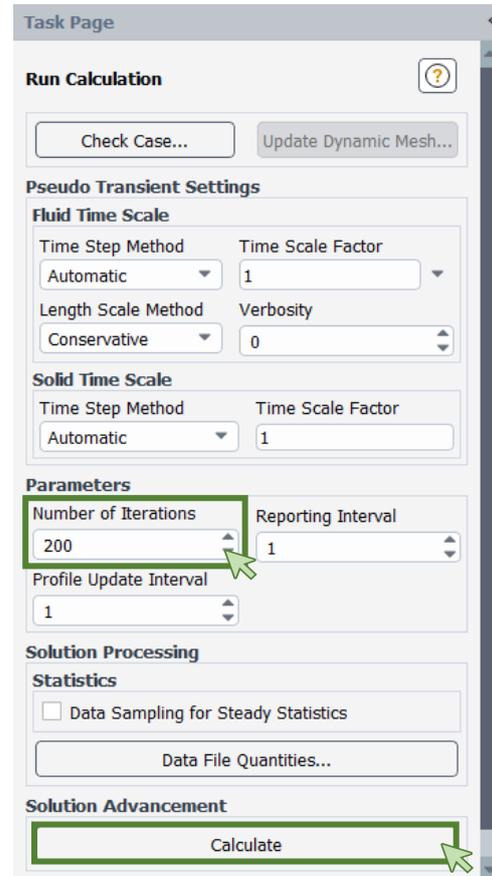


Figura 5.32. Outline View → Solution → Run Calculation. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración

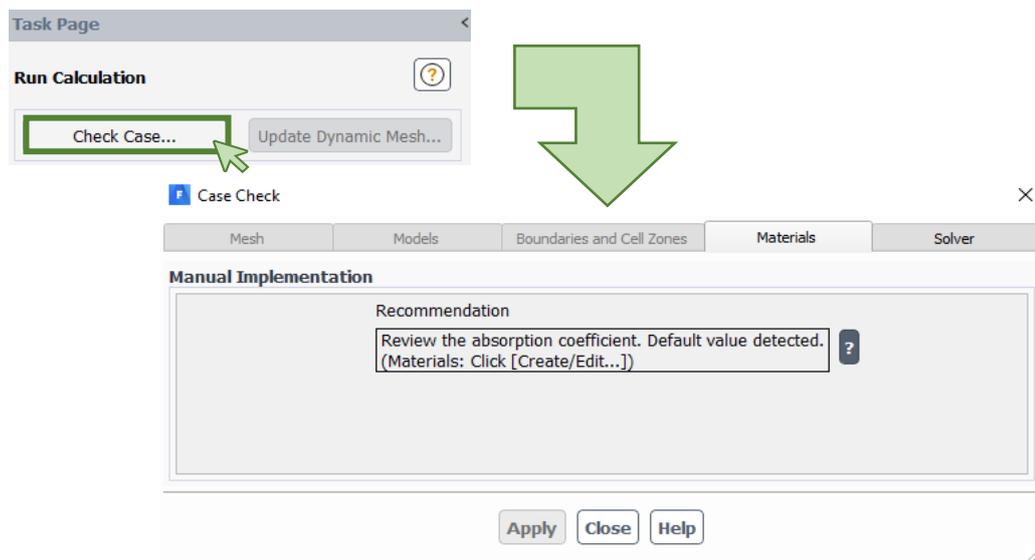


Figura 5.33. Solution → Run Calculation → Check Case. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

Finalmente, una vez revisado el caso de estudio e introducido el número de iteraciones deseadas, el último paso para iniciar la simulación consiste en hacer clic en la opción “Calculate” (Figura 5.32).



Durante la misma, tal y como se ha establecido previamente en las opciones de configuración fijadas en el apartado dedicado a la monitorización de los valores residuales de las distintas variables implicadas en el cálculo (Figura 71), con el objetivo de poder realizar un seguimiento de la convergencia de la solución, se muestra automáticamente un gráfico de tendencias de dichos sumatorios de residuos en la ventana “*Scaled Residuals*”, así como su valor numérico en la ventana “*Console*” del programa, los cuales se van refrescando tras cada iteración (Figura 5.34).

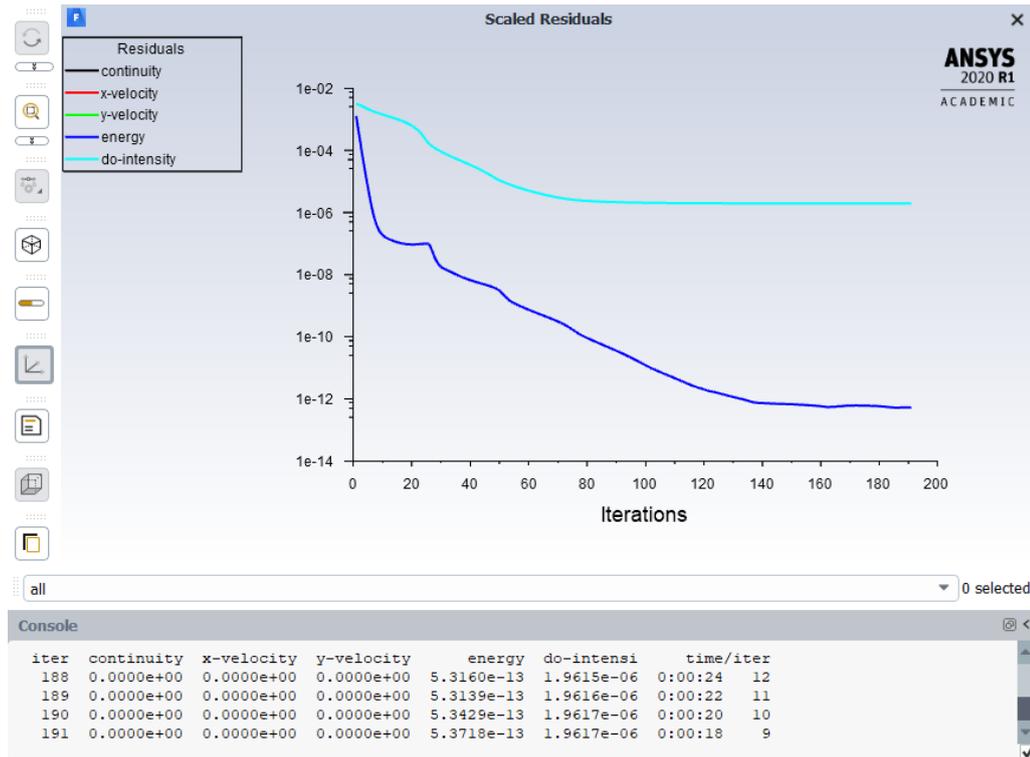


Figura 5.34. Ventanas *Scaled Residuals* y *Console*. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

### 5.1.3.3. Resultados

Una vez finalizada la simulación, en el apartado “*Results*”, ANSYS Fluent® ofrece diferentes opciones de post-proceso para el tratamiento de los resultados obtenidos como consecuencia del cálculo iterativo, permitiendo procesarlos para facilitar su visualización, análisis y almacenamiento. Entre las diferentes herramientas que ofrece el software en este sentido, puede destacarse la posibilidad de generar contornos, vectores, gráficos o animaciones de cualquiera de las variables implicadas en el cálculo, entre otras alternativas.

En este caso, dado que el interés fundamental pasa por conocer cuál es el valor de la caída de temperatura experimentada en la *back wall* con respecto a la temperatura de fusión (en el caso del cobre) o eutéctica (en el caso de los materiales C - M) del material utilizado como punto fijo de alta temperatura, al ser el lugar donde el termómetro de radiación incide directamente a la hora de realizar la medición, basta con acudir a la pestaña “*Reports*” y hacer clic en la herramienta “*Surface Integrals*”, seleccionando la opción “*Area-Weighted Average*”, la variable “*Static Temperature*” y la superficie de interés de entre todas las que componen el dominio computacional, con el objetivo de obtener así el valor medio de las temperaturas calculadas para la *back wall*.



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

De esta manera, tal y como se muestra en la Figura 5.35, haciendo clic en “Compute”, se obtiene directamente valor medio de la temperatura correspondiente a la *back wall* en kelvin, el cual se muestra en el propio cuadro de diálogo y en la consola del programa, donde aparece con el grado de precisión exigida, el cual se recuerda que fue establecido al fijar las opciones de configuración previas de ANSYS Fluent® (Figura 5.18), donde se marcó la opción “Double Precision” para dotar a los resultados de una precisión de cuatro valores decimales.

Surface Integrals

Report Type: Area-Weighted Average

Field Variable: Temperature...

Custom Vectors: Static Temperature

Surfaces: back\_wall

Area-Weighted Average (k): 1357.996

Compute Write... Close Help

Console

Calculation complete.

Area-Weighted Average	Static Temperature (k)
back wall	1357.9959

Figura 5.35. Results → Reports → Surface Integrals. ANSYS Fluent®. Fuente: elaboración propia.

Finalmente, para obtener el valor de la caída de temperatura experimentada en la *back wall* en mili-kelvin (mK), basta con restar al valor medio de las temperaturas calculadas para la *back wall*, el valor del punto de fusión o punto eutéctico correspondiente al material de punto fijo de referencia considerado, multiplicando el resultado por  $10^3$ . De tal manera que, para el caso mostrado en la Figura 5.35, se tiene una caída de temperatura en la *back wall* tal que:

$$\Delta T_{\text{back wall}} = (1358 \text{ K} - 1357.9959 \text{ K}) \cdot 1000 \frac{\text{mK}}{\text{K}} = -4,1 \text{ mK} \quad (91)$$

El signo negativo hace referencia a que se trata de una caída de temperatura debida a la disipación de calor que tiene lugar en el interior del conjunto horno – crisol, la cual es motivada fundamentalmente por los fenómenos de radiación asociados al efecto horno. No obstante, cabe mencionar que, en el capítulo 6, donde se recogen los resultados del estudio realizado, los valores de la caída de temperatura experimentados en la *back wall*, correspondientes a cada una de las simulaciones realizadas, serán expresados en valor absoluto con el fin de facilitar su tratamiento posterior.



## 6. RESULTADOS

En el presente capítulo se recogen los resultados obtenidos tras realizar las simulaciones correspondientes a los diferentes casos de estudio planteados, los cuales involucran a cuatro geometrías distintas de horno – crisol, inspiradas en el horno Nagano (VR10 – A45) y el crisol de tipo S, y a cuatro materiales de punto fijo de alta temperatura (HTFP): cobre (Cu), cobalto – carbono (Co – C), platino – carbono (Pt – C) y renio – carbono (Re – C).

Como se ha comentado, las medidas utilizadas para construir la geometría de los modelos sometidos a estudio, han sido estimadas previamente a partir de la información dada en los esquemas de la Figura 3.3, correspondiente al horno Nagano (VR10-A45), y la Figura 3.4, relativa al crisol de tipo S, y se recogen en el Anexo 1 del capítulo 9, donde se muestra un plano acotado realizado en AutoCAD® con los perfiles de revolución axisimétricos correspondientes a los casos I y IV, los cuales incluyen todas las variantes geométricas que han sido introducidas en el resto de los modelos sometidos a estudio, motivo por el que se han tomado como casos representativos para la elaboración de dicho plano.

Antes de mostrar los resultados definitivos del estudio realizado, en la Tabla 6.1 se recogen aquellos correspondientes a una primera serie de simulaciones efectuada a modo de prueba, en la que se realizan 200 iteraciones por simulación, con el objetivo de comprobar que se alcanza la convergencia de la solución, el grado de precisión exigido, etc., y que existe una coherencia adecuada de los resultados obtenidos. Dichas simulaciones se llevan a cabo en base a los pasos descritos en el apartado 5.1, referidos al punto fijo de cobre (1358 K) y a una geometría con una longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y un crisol con apertura normal (3 mm), correspondiente al caso II.

*Tabla 6.1. Simulaciones de prueba para el punto fijo de cobre (1358 K). Horno de longitud igual a tres veces su diámetro interior (3 x 24 mm) y crisol con apertura normal (3 mm). Fuente: elaboración propia.*

Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)					
Modelo de radiación	DO (12, 3)	Emisividad ( $\epsilon$ )			
Iteraciones	200	<b>0.7</b>	<b>0.8</b>	<b>0.9</b>	<b>1</b>
Fracción difusa ( <i>side wall y back wall</i> )	<b>0</b>	10.0	7.9	5.5	2.8
	<b>0.25</b>	8.1	6.5	4.8	2.8
	<b>0.5</b>	6.2	5.2	4.1	2.8
	<b>0.75</b>	4.3	3.8	3.3	2.8
	<b>1</b>	2.5	2.5	2.6	2.8

Para el resto de las simulaciones realizadas, se opta por incrementar el número de iteraciones de 200 a 1000 con la finalidad de garantizar una mejor convergencia y una mayor precisión en los resultados obtenidos como consecuencia del cálculo iterativo.

Por otro lado, en lo referente a la emisividad efectiva ( $\epsilon_a$ ) de las cavidades de cuerpo negro consideradas, cabe destacar que en la investigación efectuada por Yamada (2021), se estima un valor de  $\epsilon_a$  para el caso del crisol de tipo S (objeto de análisis del presente estudio), asumiendo una temperatura uniforme, la propiedad de reflexión lambertiana y una emisividad intrínseca de 0.8 para el grafito, en el rango 0.99943 – 0.99957 (mayor cuanto menor es el diámetro de apertura de la cavidad, e independientemente de si se practican o no ranuras circunferenciales en su cara interior) [28], lo cual se traduce en que la geometría que adopta dicha cavidad, una vez alcanzado el equilibrio térmico, presenta un comportamiento muy próximo al de un radiador ideal o cuerpo negro ( $\epsilon = 1$ ).



Sin embargo, a la hora de realizar el análisis físico del sistema con ANSYS Fluent<sup>®</sup>, únicamente es posible contemplar el valor de la emisividad ( $\varepsilon$ ) correspondiente a cada una de las superficies implicadas, la cual presenta un valor medio de 0.8 para el caso del grafito utilizado. No obstante, dicho valor variará ligeramente en función de diferentes aspectos como la temperatura de la superficie, el ángulo de emisión de la energía radiante, etc. Por este motivo, se opta por variar su valor en el rango 0.85 – 0.95 para todas las simulaciones realizadas, salvo en el caso de la serie de simulaciones de prueba mostrada en la Tabla 6.1, donde se ha variado en un rango más amplio (0.7 – 1). De esta forma, es posible analizar cómo afecta la variación de este parámetro a la caída de temperatura obtenida en la *back wall*.

Finalmente, cabe recordar que en el caso de superficies opacas, en las que la transmisividad puede considerarse despreciable ( $\tau = 0$ ), la fracción que no es absorbida ( $\alpha$ ) puede ser reflejada ( $\rho = 1 - \alpha$ ) de dos formas: difusa o especular. De tal manera que, cuando se habla de fracción difusa, se hace referencia a la parte de la radiación que es reflejada de dicha forma, en tanto por uno, correspondiendo el resto a la parte que es reflejada de forma especular.

En la serie de simulaciones de prueba anterior, se ha considerado un mismo valor de la fracción difusa tanto para la *back wall* como para la *side wall*, así como para el resto de bordes o caras singulares que componen la geometría del modelo y que se encuentran en contacto directo con el gas argón (“furnace\_argon-shadow”, “discs\_argon-shadow” y “cell\_argon-shadow”), el cual actúa como medio participativo para la transmisión de calor por radiación, siendo transparente a la misma, es decir: sin absorber, emitir o dispersar radiación alguna ( $\tau \approx 1$ ).

Sin embargo, en la investigación realizada por Yamada (2021), se comprobó que en el caso del grafito comúnmente utilizado para la fabricación de este tipo de crisoles, a pesar de que la componente especular de la reflectancia puede considerarse despreciable para ángulos de incidencia de la energía radiante pequeños, es decir, cuando ésta incide aproximadamente de forma perpendicular sobre la superficie receptora, su valor en el caso de ángulos de incidencia de la irradiancia grandes aumenta muy significativamente. [28]

Debido a ello, para el resto de las simulaciones realizadas con el objetivo de analizar el efecto horno, cuyos resultados se muestran a continuación, se mantiene constante un valor de la fracción difusa de 1 para la *back wall* y para todas aquellas superficies en contacto con el gas argón, presente en el interior de la cavidad del conjunto horno – crisol, que son perpendiculares al eje de simetría del modelo, sobre las que la energía radiante originada en el fondo de la cavidad del crisol incidirá mayoritariamente con una elevada perpendicularidad. Mientras que, para el resto de las superficies en contacto con dicho gas, las cuales son paralelas al eje de simetría del modelo, se opta por variar el valor de la fracción difusa en el rango 0.5 – 1, al existir una elevada probabilidad de que la energía radiante originada en el fondo de la cavidad incida sobre ellas con ángulos que presenten una elevada inclinación, dando lugar a una componente especular de la reflectancia que deberá ser tenida en cuenta dada su magnitud.

El hecho de variar el valor de la fracción difusa en dicho rango para las superficies mencionadas, permite obtener una aproximación más o menos válida del comportamiento real de la componente especular de la reflectancia en la caída de temperatura experimentada en la *back wall*. No obstante, resultaría más adecuado optar por el empleo de un modelo especular – difuso más sofisticado, definido por una función BRDF más compleja, que fuera capaz de captar con una mayor precisión, la relación entre el ángulo de incidencia de la energía irradiada y la magnitud de la componente especular de la reflectancia, lo cual está fuera del alcance de este trabajo fin de máster dada su complejidad.



**6.1. CASO I. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A DOS VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA NORMAL**

GEOMETRÍA (ANSYS DesingModeler®)					
<b>Modelo</b>	2D, Axisimétrico				
<b>Horno</b>	Nagano (VR10-A45)				
	Diámetro ext. / int. (mm)	27 / 24			
	Longitud del tubo (mm)	2D <sub>int</sub> = 48			
<b>Crisol</b>	Tipo S				
	Diámetro (mm)	24			
	Longitud (mm)	45			
	Diámetro apertura (mm)	3			
MALLADO (ANSYS DesingModeler®)					
<b>Tamaño de celda</b>	General (mm)	0.5			
	Back wall y side wall (mm)	0.25			
<b>Estadísticas</b>	Nodos	6185			
	Elementos	5982			
<b>Parámetros de calidad</b>	Skewness	0.04517			
	Orthogonal Quality	0.99231			
ANÁLISIS MFC (ANSYS Fluent®)					
<b>Modelos</b>	Energía		<b>Solución</b>	Inicialización	Híbrida
	Radiación	DO (12,3)		Iteraciones	1000
CASO I.I					
<b>HTFP</b>		<b>Cobre (Cu)</b>		1358 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	4.8	4.2	3.6	
	<b>0.75</b>	3.7	3.5	3.2	
	<b>1</b>	2.6	2.7	2.8	
CASO I.II					
<b>HTFP</b>		<b>Cobalto – Carbono (Co – C)</b>		1597 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	9.0	7.9	6.6	
	<b>0.75</b>	7.0	6.5	5.9	
	<b>1</b>	4.9	5.0	5.2	
CASO I.III					
<b>HTFP</b>		<b>Platino – Carbono (Pt – C)</b>		2011 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	22.4	19.5	16.3	
	<b>0.75</b>	17.2	15.9	14.5	
	<b>1</b>	11.9	12.3	12.6	
CASO I.IV					
<b>HTFP</b>		<b>Renio – Carbono (Re – C)</b>		2747 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	77.0	66.9	55.9	
	<b>0.75</b>	58.8	54.4	49.5	
	<b>1</b>	40.8	41.9	43.1	



## 6.2. CASO II. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A TRES VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA NORMAL

GEOMETRÍA (ANSYS DesingModeler®)								
<b>Modelo</b>	2D, Axisimétrico							
<b>Horno</b>	Nagano (VR10-A45)							
	Diámetro ext. / int. (mm)	27 / 24						
	Longitud del tubo (mm)	3D <sub>int</sub> = 72						
<b>Crisol</b>	Tipo S							
	Diámetro (mm)	24						
	Longitud (mm)	45						
	Diámetro apertura (mm)	3						
MALLADO (ANSYS DesingModeler®)								
<b>Tamaño de celda</b>	General (mm)	0.5						
	Back wall y side wall (mm)	0.25						
<b>Estadísticas</b>	Nodos	7675						
	Elementos	7425						
<b>Parámetros de calidad</b>	Skewness	0.037769						
	Orthogonal Quality	0.99365						
ANÁLISIS MFC (ANSYS Fluent®)								
<b>Modelos</b>	Energía		<b>Solución</b>	Inicialización	Híbrida			
	Radiación	DO (12,3)		Iteraciones	1000			
CASO II.I								
<b>HTFP</b>		<b>Cobre (Cu)</b>		1358 K				
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>						
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>				
<b>Fracción difusa <i>side wall</i> (<i>back wall</i> = 1)</b>	<b>0.5</b>	4.7	4.1	3.4				
	<b>0.75</b>	3.6	3.4	3.1				
	<b>1</b>	2.6	2.6	2.7				
CASO II.II								
<b>HTFP</b>		<b>Cobalto – Carbono (Co – C)</b>		1597 K				
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>						
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>				
<b>Fracción difusa <i>side wall</i> (<i>back wall</i> = 1)</b>	<b>0.5</b>	8.8	7.7	6.4				
	<b>0.75</b>	6.8	6.3	5.7				
	<b>1</b>	4.7	4.8	5.0				
CASO II.III								
<b>HTFP</b>		<b>Platino – Carbono (Pt – C)</b>		2011 K				
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>						
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>				
<b>Fracción difusa <i>side wall</i> (<i>back wall</i> = 1)</b>	<b>0.5</b>	21.7	18.9	15.8				
	<b>0.75</b>	16.6	15.4	14.0				
	<b>1</b>	11.5	11.8	12.1				
CASO II.IV								
<b>HTFP</b>		<b>Renio – Carbono (Re – C)</b>		2747 K				
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>						
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>				
<b>Fracción difusa <i>side wall</i> (<i>back wall</i> = 1)</b>	<b>0.5</b>	74.5	64.7	53.9				
	<b>0.75</b>	56.9	52.4	47.6				
	<b>1</b>	39.2	40.2	41.3				



**6.3. CASO III. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A DOS VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA REDUCIDA**

GEOMETRÍA (ANSYS DesingModeler®)				
<b>Modelo</b>	2D, Axisimétrico			
<b>Horno</b>	Nagano (VR10-A45)			
	Diámetro ext. / int. (mm)	27 / 24		
	Longitud del tubo (mm)	2D <sub>int</sub> = 48		
<b>Crisol</b>	Tipo S			
	Diámetro (mm)	24		
	Longitud (mm)	45		
	Diámetro apertura (mm)	1.5		
MALLADO (ANSYS DesingModeler®)				
<b>Tamaño de celda</b>	General (mm)	0.5		
	Back wall y side wall (mm)	0.25		
<b>Estadísticas</b>	Nodos	6191		
	Elementos	5991		
<b>Parámetros de calidad</b>	Skewness	0.046083		
	Orthogonal Quality	0.99162		
ANÁLISIS MFC (ANSYS Fluent®)				
<b>Modelos</b>	Energía			<b>Solución</b>
	Radiación	DO (12,3)	Inicialización	
			Iteraciones	1000
CASO III.I				
<b>HTFP</b>		<b>Cobre (Cu)</b>		1358 K
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>		
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	1.4	1.2	1.1
	<b>0.75</b>	1.2	1.1	1.0
	<b>1</b>	0.9	0.9	0.9
CASO III.II				
<b>HTFP</b>		<b>Cobalto – Carbono (Co – C)</b>		1597 K
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>		
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	2.5	2.2	1.9
	<b>0.75</b>	2.0	1.9	1.7
	<b>1</b>	1.5	1.5	1.6
CASO III.III				
<b>HTFP</b>		<b>Platino – Carbono (Pt – C)</b>		2011 K
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>		
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	5.8	5.1	4.4
	<b>0.75</b>	4.5	4.2	3.9
	<b>1</b>	3.3	3.4	3.5
CASO III.IV				
<b>HTFP</b>		<b>Renio – Carbono (Re – C)</b>		2747 K
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>		
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	19.2	16.8	14.3
	<b>0.75</b>	14.8	13.9	12.8
	<b>1</b>	10.5	10.9	11.2



**6.4. CASO IV. LONGITUD DEL TUBO DEL HORNO IGUAL A TRES VECES SU DIÁMETRO INTERIOR Y CRISOL CON APERTURA REDUCIDA**

GEOMETRÍA (ANSYS DesingModeler®)					
<b>Modelo</b>	2D, Axisimétrico				
<b>Horno</b>	Nagano (VR10-A45)				
	Diámetro ext. / int. (mm)	27 / 24			
	Longitud del tubo (mm)	3D <sub>int</sub> = 72			
<b>Crisol</b>	Tipo S				
	Diámetro (mm)	24			
	Longitud (mm)	45			
	Diámetro apertura (mm)	1.5			
MALLADO (ANSYS DesingModeler®)					
<b>Tamaño de celda</b>	General (mm)	0.5			
	Back wall y side wall (mm)	0.25			
<b>Estadísticas</b>	Nodos	7685			
	Elementos	7437			
<b>Parámetros de calidad</b>	Skewness	0.038859			
	Orthogonal Quality	0.99293			
ANÁLISIS MFC (ANSYS Fluent®)					
<b>Modelos</b>	Energía		<b>Solución</b>	Inicialización	Híbrida
	Radiación	DO (12,3)		Iteraciones	1000
CASO IV.I					
<b>HTFP</b>		<b>Cobre (Cu)</b>		1358 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	1.3	1.1	1.1	
	<b>0.75</b>	1.1	1.1	1.0	
	<b>1</b>	0.9	0.9	0.9	
CASO IV.II					
<b>HTFP</b>		<b>Cobalto – Carbono (Co – C)</b>		1597 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	2.4	2.2	1.9	
	<b>0.75</b>	2.0	1.8	1.7	
	<b>1</b>	1.5	1.5	1.5	
CASO IV.III					
<b>HTFP</b>		<b>Platino – Carbono (Pt – C)</b>		2011 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	5.7	5.0	4.3	
	<b>0.75</b>	4.5	4.2	3.9	
	<b>1</b>	3.2	3.3	3.4	
CASO IV.IV					
<b>HTFP</b>		<b>Renio – Carbono (Re – C)</b>		2747 K	
Caída de temperatura en la <i>back wall</i> (mK)		<b>Emisividad (ε)</b>			
		<b>0.85</b>	<b>0.9</b>	<b>0.95</b>	
<b>Fracción difusa side wall (back wall = 1)</b>	<b>0.5</b>	18.8	16.5	13.9	
	<b>0.75</b>	14.5	13.5	12.4	
	<b>1</b>	10.2	10.5	10.9	



## 7. DISCUSIÓN

Una vez realizadas todas las series de simulaciones correspondientes a las cuatro geometrías de horno – crisol y a los cuatro materiales de punto fijo objeto de análisis del presente estudio, las cuales se han resuelto en condiciones de estado estacionario y equilibrio térmico, en este capítulo se lleva a cabo una interpretación de los resultados obtenidos, previamente mostrados en el capítulo 6, con el objetivo de tratar de profundizar aún más en las causas que provocan el denominado efecto horno y valorar la influencia de cada una de las diferentes modificaciones introducidas en el diseño de la cavidad, para intentar mitigar dicho efecto.

Antes llevar a cabo el análisis de los resultados, es importante recordar que el presente trabajo, se centra en el estudio de la relación entre el efecto horno y los fenómenos de transmisión de calor por radiación que tienen lugar en el interior de la cavidad del conjunto horno – crisol, dado que debido a las altas temperaturas alcanzadas y a las reducidas dimensiones de la zona de estudio (*back wall*), tienen un peso mucho mayor en la disipación de calor que los mecanismos de conducción y convección.

No obstante, se deberá tener en cuenta que también existirá una pequeña parte del calor que será disipado por conducción a través de las paredes de grafito del horno y, en menor medida, entre las propias moléculas del gas argón alojado en su cavidad interior, cuya misión principal es la de actuar como medio participativo desde el punto de vista de la transmisión de calor por radiación, siendo transparente a la misma, es decir: transmitiendo la radiación sin emitirla, absorberla ni dispersarla. Además, existirá también una parte del calor que será disipado por convección de la pared exterior del horno al ambiente, así como a través de la apertura de salida del horno al exterior, lugar donde se ubica el dispositivo encargado de efectuar la medición.

Por estos motivos, en los modelos empleados para llevar a cabo las correspondientes simulaciones, se han impuesto una serie de condiciones para tratar de reducir al mínimo la influencia de la conducción y la convección en la caída de temperatura obtenida en la *back wall*. Estas son:

- Considerar la existencia de un aporte continuo de calor al horno, de tal forma que su pared exterior se encuentre a una temperatura constante 20 K por encima del valor de la temperatura de punto fijo en cada caso (lo cual permite además minimizar la influencia del posible gradiente de temperatura presente en el interior del horno).
- Modelar la apertura de salida del horno al exterior como si se tratase de una pared más, fijada en este caso a temperatura ambiente (293.15 K), de tal forma que el sistema se modela como si el horno fuera un recipiente completamente estanco, despreciando así la existencia de un flujo de gas argón en el interior de la cavidad.

Teniendo en consideración todo lo anterior, tras realizar un primer análisis general de los resultados obtenidos en el capítulo 6 desde el punto de vista de la transmisión de calor por radiación, se observa que **cuanto mayor es el valor del punto de fusión del metal puro o punto eutéctico de la aleación carbono – metálica utilizada como material punto fijo, mayor es la caída de temperatura experimentada en la *back wall***. Así pues, el valor de la caída de temperatura obtenido para unas mismas condiciones de geometría, emisividad y fracción difusa, es mayor en el caso del Re – C (2747 K), seguido del Pt – C (2011 K), el Co – C (1597 K) y el Cu (1358 K). Esto es debido a que, bajo estas mismas condiciones, cuanto mayor es la temperatura de las superficies implicadas, mayor será proporcionalmente la energía radiante emitida por dichas superficies y, por tanto, la disipación de calor por radiación.



APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA

En la Figura 7.1 se muestra este comportamiento para cada una de las diferentes geometrías sometidas a estudio (casos I, II, III y IV), tomando como referencia un valor de la emisividad de 0.9 para todas las superficies de grafito del interior de la cavidad, y una fracción difusa de 0.75 para la *side wall* y el resto de caras paralelas a la misma.

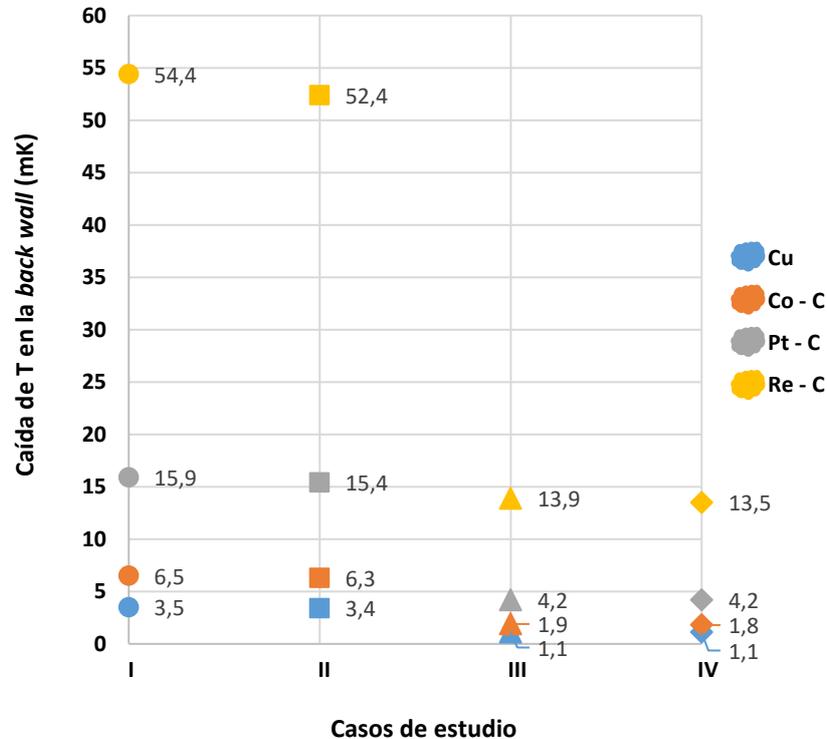


Figura 7.1. Caídas de temperatura experimentadas en la *back wall* para las diferentes geometrías sometidas a estudio (casos I, II, III y IV), tomando como referencia unos valores de  $\epsilon = 0.9$  y  $DF = 0.75$ . Fuente: elaboración propia.

En segundo lugar, haciendo hincapié en los resultados derivados de la serie de simulaciones efectuada a modo de prueba (Tabla 6.1), para una geometría con una longitud del tubo del horno igual a tres veces su diámetro interior ( $L = 3 \times 24 \text{ mm}$ ) y un crisol con apertura normal ( $d = 3 \text{ mm}$ ), idéntica a la utilizada para el caso II (apartado 6.2), y donde se emplea el cobre como material de punto fijo (1358 K), es posible observar que existe una coherencia adecuada en los resultados obtenidos desde el punto de vista de la radiación ya que, en líneas generales, se cumple lo siguiente:

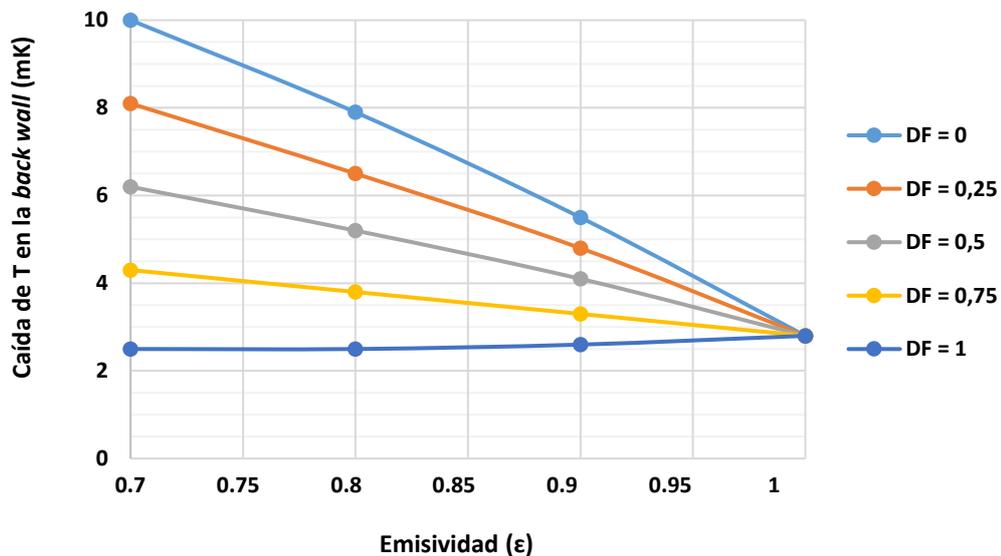
- Para un determinado valor de la fracción difusa (DF, por sus siglas en inglés), cuanto mayor es la emisividad ( $\epsilon$ ) de las superficies interiores de la cavidad, menor es la caída de temperatura experimentada en la *back wall* (Figura 7.2), puesto que una vez alcanzado el equilibrio térmico a la temperatura de punto fijo considerada, la energía radiante emitida por dichas superficies, a medida que se incrementa este parámetro, se aproxima más a la correspondiente a un radiador ideal o cuerpo negro.

El caso de  $\epsilon = 1$ , se correspondería con un caso ideal en el que las superficies implicadas se comportarían como cuerpos negros, de tal forma que serían capaces de absorber y emitir, de forma difusa, la máxima energía radiante posible para una determinada longitud de onda por el hecho de estar a una cierta temperatura, motivo por el cual, la caída de temperatura experimentada en la *back wall* es la menor de todos los casos y, a su vez, la misma independientemente del valor de DF, por la propia definición de cuerpo negro.



Cabe destacar, que en aquellos casos en los que  $DF = 1$ , es decir, al considerar un comportamiento totalmente difuso de la cavidad interior del conjunto horno – crisol, no se aprecia de forma clara dicha tendencia, ya que en estos casos la caída de temperatura en la *back wall* se mantiene eminentemente constante al aumentar el valor de  $\epsilon$ . Este hecho se repite, en líneas generales, para todas las geometrías y materiales de punto fijo incluidos en el presente estudio.

No obstante, en el caso de los HTFPs de mayor temperatura de punto eutéctico,  $Pt - C$  y  $Re - C$ , puede apreciarse incluso que el valor de la caída de temperatura en la *back wall* aumenta ligeramente para valores altos de  $\epsilon$ , cuando  $DF = 1$ . Sin embargo, este incremento tan solo resulta relativamente significativo en las geometrías más desfavorables, correspondientes al caso I (apartado 6.1) y caso II (apartado 6.2), donde se obtienen incrementos en torno a los 0.6 mK para el  $Pt - C$  y a los 2 mK para el  $Re - C$ . Por tanto, aunque es cierto que se observa una tendencia contraria a la lógica, lo es en una cantidad muy poco significativa, la cual puede asociarse a la propia incertidumbre relativa a los cálculos realizados.

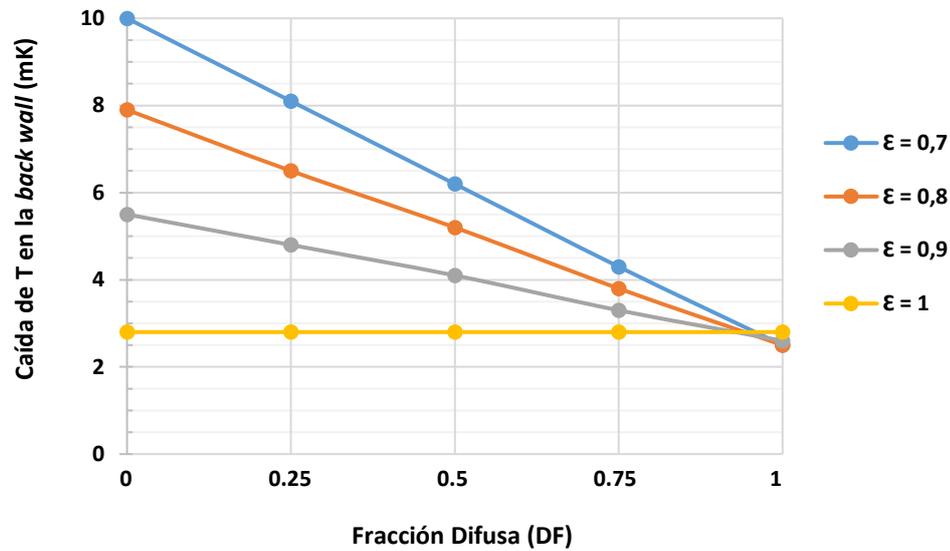


*Figura 7.2. Variación de la caída de temperatura experimentada en la back wall en función del valor de la emisividad ( $\epsilon$ ), para cada valor de la DF. Simulación de prueba. Fuente: elaboración propia.*

- **Para un determinado valor de la emisividad ( $\epsilon$ ), cuanto mayor es la fracción difusa (DF), menor es la caída de temperatura experimentada en la *back wall* (Figura 7.3).** Esto se debe a que cuanto mayor es el valor de DF, es decir, la proporción de energía radiante que es emitida y/o reflejada de forma difusa, menor es la parte dicha energía que será reflejada de forma especular, por lo que existirá un mayor número de interacciones entre la energía radiante y las paredes interiores de la cavidad del conjunto horno – crisol, lo cual se traduce en una menor velocidad de disipación de calor por radiación al exterior. Este fenómeno se ve acentuado gracias a la presencia de los discos de apantallamiento de la radiación que se encuentran repartidos a lo largo del interior del tubo del horno.



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**



*Figura 7.3. Variación de la caída de temperatura experimentada en la back wall en función del valor de la fracción difusa (DF), para cada valor de ε. Simulación de prueba. Fuente: elaboración propia.*

Por tanto, analizando ambos comportamientos de forma conjunta, es posible afirmar que cuanto mayores son la emisividad ( $\epsilon$ ) y la fracción difusa (DF) de las superficies de grafito implicadas, menor es la caída de temperatura experimentada en la *back wall*, y viceversa. Esto se cumple para todas las geometrías de horno – crisol consideradas y para todos los materiales de punto fijo utilizados, lo cual permite confirmar la bondad de los modelos empleados.

En la Tabla 7.1 se recoge la magnitud, en tanto por ciento, de la mejora obtenida en la caída de temperatura experimentada en la *back wall*, por cada 1% de incremento del valor de la emisividad de las superficies de grafito ( $\epsilon$ ) y de la fracción difusa (DF), respectivamente. Concretamente se muestra, para cada uno de los casos descritos en el capítulo 6, un porcentaje promedio de la mejora del efecto horno obtenida para cada uno de los materiales de punto fijo considerados.

*Tabla 7.1. Porcentajes promedio, de los resultados obtenidos para cada material, relativos a la mejora del efecto horno obtenida en cada caso al aumentar un 1% el valor de ε y DF, respectivamente. Fuente: elaboración propia.*

	% (mK/1% ε)			% (mK/1% DF)		
	DF = 0.5	DF = 0.75	DF = 1	ε = 0.85	ε = 0.9	ε = 0.95
CASO I	2.7%	1.5%	-0.6%	0.9%	0.7%	0.4%
CASO II	2.7%	1.6%	-0.5%	0.6%	0.5%	0.3%
CASO III	2.4%	1.5%	-0.5%	0.8%	0.6%	0.4%
CASO IV	2.2%	1.3%	-0.3%	0.8%	0.6%	0.4%
<b>% medio</b>	<b>2.5%</b>	<b>1.5%</b>	<b>-0.5%</b>	<b>0,8%</b>	<b>0,6%</b>	<b>0,4%</b>

Tal y como se ha comentado anteriormente, se cumple que al considerar unas condiciones totalmente difusas en el interior de la cavidad (DF = 1), los resultados obtenidos siguen una tendencia inversa a la lógica por la que se establece que, a mayor valor de  $\epsilon$ , menor deberá ser la caída de temperatura obtenida en la *back wall*. No obstante, este hecho únicamente supone un impacto medio en la mejora del efecto horno del -0.5%, por lo que es muy poco significativo y entra dentro de la propia incertidumbre de los cálculos realizados, motivo por el cual no se le ha otorgado una mayor importancia.



En la Tabla 7.2 se muestra la forma en la que se han obtenido los porcentajes anteriores, tomando nuevamente como ejemplo la geometría empleada para el caso II (apartado 6.2). En una primera instancia, se calcula la caída de temperatura en mK correspondiente a un incremento del 1% del valor de  $\epsilon$  y DF, respectivamente. Y, finalmente, el porcentaje en el que dicho 1% permite reducir el valor de la caída de temperatura experimentada en la *back wall* en cada caso.

**Tabla 7.2.** Resultados de la caída de temperatura en mK correspondientes a una reducción del 1% del valor de  $\epsilon$  y DF, respectivamente, y % de mejora que supone dicha reducción, aplicado al caso II. Fuente: elaboración propia.

CASO II				L = 3D ; d = 3 mm		
HTFP	mK/1% $\epsilon$			mK/1% DF		
	DF = 0.5	DF = 0.75	DF = 1	$\epsilon = 0.85$	$\epsilon = 0.9$	$\epsilon = 0.95$
Cu	0.130	0.050	-0.010	0.042	0.030	0.014
Co – C	0.240	0.110	-0.030	0.082	0.058	0.028
Pt – C	0.590	0.260	-0.060	0.204	0.142	0.074
Re – C	2.060	0.930	-0.210	0.706	0.490	0.252
HTFP	% (mK/1% $\epsilon$ )			% (mK/1% DF)		
	DF = 0.5	DF = 0.75	DF = 1	$\epsilon = 0.85$	$\epsilon = 0.9$	$\epsilon = 0.95$
Cu	2.8%	1.4%	-0.4%	0.2%	0.2%	0.1%
Co – C	2.7%	1.6%	-0.5%	0.9%	0.8%	0.4%
Pt – C	2.7%	1.6%	-0.5%	0.3%	0.2%	0.1%
Re – C	2.8%	1.6%	-0.5%	0.9%	0.8%	0.5%
<b>% medio</b>	<b>2.7%</b>	<b>1.6%</b>	<b>-0.5%</b>	<b>0.6%</b>	<b>0.5%</b>	<b>0.3%</b>

En tercer lugar, a la hora de valorar la contribución a la mitigación del efecto horno de cada una de las dos modificaciones introducidas en la geometría del modelo de horno – crisol sometido a estudio, se observa lo siguiente:

- **Para un mismo diámetro de apertura de salida del crisol (d), la caída de temperatura experimentada en la *back wall* es menor cuanto mayor es la longitud del tubo del horno (L).** Al considerar una geometría de horno con una longitud de tubo de tres veces su diámetro interior ( $L = 3 \times 24$  mm) y un total de nueve discos de apantallamiento de la radiación, independientemente del material de punto fijo utilizado, la caída de temperatura experimentada en la *back wall*, asumiendo unas mismas condiciones de emisividad y fracción difusa, fue en torno a un 3% inferior que la debida al hecho de emplear una geometría de horno – crisol con un mismo valor de d, pero con una L de dos veces su diámetro interior ( $2 \times 24$  mm) y un total de seis discos de apantallamiento.

Esto puede explicarse de forma sencilla, atendiendo a las diferencias presentes en el campo de visión de la *back wall* en función de cuál sea la longitud del tubo del horno. De tal manera que, a mayor longitud de tubo, mayor será en proporción la parte vista desde la *back wall* que se corresponderá con las paredes laterales de la cavidad interior del horno, en comparación con la parte correspondiente a la apertura de salida del horno al exterior (lugar por donde escapa la radiación), la cual resultará más pequeña y lejana. Por el contrario, cuanto menor sea la longitud del tubo, mayor será en proporción la parte vista desde la *back wall* que se corresponderá con la apertura de salida del horno al exterior, en comparación con la parte relativa a las paredes interiores del horno, aumentando la probabilidad de que la energía radiante originada en el fondo de la cavidad sea capaz de escapar de la misma, dando lugar a una disminución de su emisividad efectiva y a un aumento del valor de la caída de temperatura en la *back wall*.



- Para una misma longitud del tubo del horno ( $L$ ), la caída de temperatura experimentada en la *back wall* es menor cuanto menor es el diámetro de apertura de salida del crisol ( $d$ ). Al considerar un valor de  $d = 1.5$  mm, con independencia del material de punto fijo utilizado, la caída de temperatura experimentada en la *back wall* para unas mismas condiciones de emisividad y fracción difusa, fue en torno a un 70% inferior que en el caso de emplear una geometría de horno – crisol con un mismo valor de  $L$ , pero con  $d = 3$  mm.

Esto se debe a que, cuanto más grande es la apertura de salida del crisol, más fácil será que la energía radiante originada en el fondo de la cavidad (*back wall*), sea o no reflejada en su pared lateral (*side wall*), pueda salir de la misma de forma sencilla, tanto más cuanto mayor sea el ángulo de incidencia de la irradiancia reflejada, pues como se ha demostrado en el estudio efectuado por Yamada (2021), en el caso del grafito comúnmente utilizado para la fabricación de este tipo de crisoles, la componente especular de la reflectancia aumenta muy significativamente para valores altos del ángulo de incidencia de la irradiancia ( $> 70^\circ$ ), para los cuales este aumento puede ser incluso superior a un orden de magnitud.

En vista de lo anterior, resulta evidente que el impacto sobre la caída de temperatura experimentada en la *back wall* y, por ende, sobre el efecto horno, provocado por la reducción del diámetro de apertura de salida del crisol, es mucho mayor que el debido al aumento de la longitud del tubo del horno y del número de discos de apantallamiento de la radiación. Esto permite confirmar el hecho de que el efecto horno, se produce fundamentalmente debido a la reflexión de la energía radiante en la pared lateral de la cavidad interior del crisol (*side wall*).

Los resultados de este análisis se muestran en la Tabla 7.3, donde se compara el caso cuya geometría resulta más desfavorable, es decir, aquella que provoca la mayor caída de temperatura en la *back wall*, en este caso la debida a una configuración de horno – crisol con una longitud del tubo del horno de dos veces su diámetro interior ( $L = 2 \times 24$  mm) y un diámetro de apertura de salida del crisol normal ( $d = 3$  mm), correspondiente al caso I (apartado 6.1), con el caso II (apartado 6.2), en el que se aumenta la longitud del tubo del horno en un 33% (24 mm) y se incorporan tres discos de apantallamiento de la radiación adicionales, y el caso III (apartado 6.3), en el que se reduce el diámetro de apertura de salida del crisol en un 50% (1.5 mm).

Además, se incluye una tercera comparativa, nuevamente entre la situación más desfavorable desde el punto de vista geométrico y, en este caso, la relativa al caso IV (apartado 6.4), donde se incluyen ambas modificaciones de forma simultánea, es decir, un aumento de la longitud del tubo del horno del 33% con el correspondiente incremento del número de discos de apantallamiento, y una reducción del diámetro de apertura de salida del crisol del 50%.

Como se puede observar, la combinación de ambas modificaciones es la que permite obtener la mayor reducción del efecto horno, ya que da lugar a la geometría que provoca la menor caída de temperatura en la *back wall* de todas las alternativas analizadas. Sin embargo, al contrario de lo que podría esperarse, la contribución a la mitigación del efecto horno de ambas mejoras de forma conjunta, presenta una magnitud ligeramente inferior a la suma de las contribuciones individuales que se logran al aplicar cada una de ellas por separado.

Los resultados mostrados, representan el porcentaje de reducción de la caída de temperatura obtenida en la *back wall*, para cada una de las geometrías anteriormente descritas y para cada material de punto fijo utilizado, tomando como referencia el caso cuya geometría resulta más desfavorable (caso I, apartado 6.1).



CÉSAR DEL POZO MESONES

Como se ha visto anteriormente, cuanto mayor es la temperatura de punto fijo, mayor es la magnitud del efecto horno producido y, consecuentemente, tal y como se observa en la Tabla 7.3, mayor es la influencia que tiene cada una de las modificaciones geométricas introducidas en el modelo en la reducción del efecto horno.

**Tabla 7.3.** Porcentajes promedio de la reducción de la caída de temperatura obtenida en la back wall para cada material de punto fijo, en comparación con el caso más desfavorable (caso I). Fuente: elaboración propia.

	CASO II	CASO III	CASO IV
	L = 3D ; d = 3 mm	L = 2D ; d = 1.5 mm	L = 3D ; d = 1.5 mm
Cu	2.9%	68.5%	69.3%
Co – C	3.2%	70.8%	71.4%
Pt – C	3.4%	73.1%	73.6%
Re – C	3.7%	74.5%	75.1%
<b>% medio</b>	<b>3.3%</b>	<b>71.7%</b>	<b>72.3%</b>

En la Tabla 7.4 se muestra, a modo de ejemplo, la forma en la que se han obtenido los porcentajes anteriores para el caso del Re – C. Para su determinación, inicialmente, se han calculado los porcentajes de mejora de la caída de temperatura en la *back wall*, logrados para unas mismas condiciones de geometría,  $\epsilon$  y DF, como resultado de comparar cada uno de los casos anteriormente descritos con la situación cuya geometría resulta más desfavorable (caso I, apartado 6.1). Y, posteriormente, se ha determinado un valor promedio de dichos porcentajes para cada una de las geometrías, el cual coincide con el mostrado en la Tabla 7.3.

**Tabla 7.4.** Porcentajes de mejora de la caída de temperatura en la back wall correspondientes a los casos II, III y IV, para el Re – C, respecto de la situación más desfavorable (caso I). Fuente: elaboración propia.

CASO II		L = 3D ; d = 3 mm		
HTFP	Re – C	Emisividad ( $\epsilon$ )		
		0.85	0.9	0.95
Fracción Difusa (SW; BW = 1)	0.5	3.2%	3.3%	3.6%
	0.75	3.2%	3.7%	3.8%
	1	3.9%	4.1%	4.2%
<b>% medio CASO II</b>		<b>3.7%</b>		

CASO III		L = 2D ; d = 1.5 mm		
HTFP	Re – C	Emisividad ( $\epsilon$ )		
		0.85	0.9	0.95
Fracción Difusa (SW; BW = 1)	0.5	75.1%	74.9%	74.4%
	0.75	74.8%	74.4%	74.1%
	1	74.3%	74.0%	74.0%
<b>% medio CASO III</b>		<b>74.5%</b>		

CASO IV		L = 3D ; d = 1.5 mm		
HTFP	Re – C	Emisividad ( $\epsilon$ )		
		0.85	0.9	0.95
Fracción Difusa (SW; BW = 1)	0.5	75.6%	75.3%	75.1%
	0.75	75.3%	75.2%	74.9%
	1	75.0%	74.9%	74.7%
<b>% medio CASO IV</b>		<b>75.1%</b>		



**APLICACIÓN DE LA MFC PARA EL ANÁLISIS DEL EFECTO HORNO  
 EN LA DETERMINACIÓN DE PUNTOS FIJOS DE ALTA TEMPERATURA**

Este análisis puede enfocarse de otra manera tratando de establecer cuál es la mejora obtenida para cada uno de los materiales de punto fijo utilizados, al aumentar en 1 mm la longitud del tubo del horno, o bien al disminuir en 1 mm el diámetro de apertura de salida del crisol (Tabla 7.5). Los resultados obtenidos, muestran que un aumento de 1 mm en la longitud del tubo del horno (L), tan solo se traduce en una mejora de la caída de temperatura en la *back wall* de en torno al 0.2%, mientras que una reducción de 1 mm del diámetro de apertura del crisol (d), permite lograr una mejora del efecto horno en torno al 48%.

*Tabla 7.5. Porcentaje promedio, para los diferentes materiales de punto fijo, de la mejora obtenida al incrementar en 1 mm la longitud del tubo del horno y al disminuir en 1 mm el diámetro de apertura del crisol, respectivamente.*

*Fuente: elaboración propia.*

	% (mK/mm)	
	Longitud tubo horno (L)	Diámetro apertura crisol (d)
<b>Cu</b>	0.2%	45.6%
<b>Co – C</b>	0.1%	47.1%
<b>Pt – C</b>	0.1%	48.6%
<b>Re – C</b>	0.1%	49.5%
<b>% medio</b>	<b>0.2%</b>	<b>47.7%</b>

En la Tabla 7.6 se muestra un ejemplo de cómo se han obtenido los porcentajes anteriores, relativo al caso de la reducción de 1 mm del diámetro de apertura de salida del crisol, seleccionando el Re – C como material de punto fijo. En una primera instancia, se ha calculado la caída de temperatura en mK correspondiente a una reducción de 1 mm del diámetro de apertura de salida del crisol, para unas mismas condiciones de  $\epsilon$  y DF, realizando para ello una comparación entre las dos parejas de casos que presentan un mismo valor de L, pero distinto d. Seguidamente, se determina el porcentaje en el que esta reducción permite disminuir el valor de la caída de temperatura en la *back wall* en cada caso. Y, finalmente, se calcula un valor promedio de los porcentajes obtenidos para cada una de las dos comparativas realizadas, siendo el promedio de dichos valores el resultado mostrado en la Tabla 7.5.

*Tabla 7.6. Resultados de la caída de temperatura en mK correspondientes a una reducción de 1 mm del diámetro de apertura de salida del crisol y % de mejora que supone dicha reducción. Fuente: elaboración propia.*

	HTFP			Re – C		
	CASO II	Vs.	CASO IV	CASO I	Vs.	CASO III
	d = 3 mm; L = 3D		d = 1.5 mm; L = 3D	d = 3 mm; L = 2D		d = 1.5 mm; L = 2D
	mK/mm			mK/mm		
DF (SW; BW = 1)	Emisividad ( $\epsilon$ )			Emisividad ( $\epsilon$ )		
	0.85	0.9	0.95	0.85	0.9	0.95
0.5	37.1	32.1	26.7	38.5	33.4	27.7
0.75	28.3	25.9	23.5	29.3	27.0	24.5
1	19.3	19.8	20.3	20.2	20.7	21.3
	% (mK/mm)			% (mK/mm)		
DF (SW; BW = 1)	Emisividad ( $\epsilon$ )			Emisividad ( $\epsilon$ )		
	0.85	0.9	0.95	0.85	0.9	0.95
0.5	49.8%	49.7%	49.5%	50.0%	49.9%	49.6%
0.75	49.7%	49.5%	49.3%	49.9%	49.6%	49.4%
1	49.3%	49.3%	49.1%	49.5%	49.3%	49.3%
<b>% medio</b>	<b>49.5%</b>			<b>49.6%</b>		



Por último, a la hora de comparar los resultados correspondientes a las simulaciones realizadas para el punto fijo de cobre, con los obtenidos de forma experimental por Yamada (2021) para un caso cuya geometría resulta equivalente al caso IV (apartado 6.4), se observa una diferencia significativa entre ambos. Así pues, mientras que en el caso IV la caída de temperatura obtenida en la *back wall* ha variado en el rango 0.9 – 1.3 mK en función de los valores de  $\varepsilon$  y DF considerados, en la investigación realizada por Yamada (2021), dicha caída ha alcanzado un valor en torno a los 14 mK.

Esta diferencia podría deberse a la necesidad de obtener un modelo especular – difuso más sofisticado, definido por una función BRDF más compleja, que fuera capaz de captar con una mayor precisión la relación entre el ángulo de incidencia de la energía irradiada y la componente especular de la reflectancia, por los motivos explicados anteriormente.

En caso contrario, de continuar existiendo una diferencia entre los resultados experimentales publicados por Yamada (2021) y los derivados del modelo de análisis numérico realizado que no pudiera considerarse despreciable, se deberán explorar otras posibles causas ajenas al efecto horno que pudieran estar distorsionando su valor en los ensayos experimentales, tales como las debidas a la disipación de calor por conducción y convección al ambiente, las características del termómetro de radiación o la presencia de un gradiente de temperatura en el interior del horno, entre otras.

Finalmente, de no encontrar ninguna causa aparente que pudiera explicar tal diferencia, deberá estudiarse en profundidad el modelo de análisis numérico realizado en busca de otras posibles carencias que pudiera presentar en alguna de sus diferentes etapas (geometría, mallado, análisis físico, etc.), volviendo a repetir el estudio en caso de que fuera necesario una vez hayan sido subsanadas.



## 8. CONCLUSIONES

Una vez obtenidos los resultados mostrados en el capítulo 6, como consecuencia de las diferentes series de simulaciones realizadas para las cuatro geometrías de horno – crisol y los cuatro materiales de punto fijo considerados, los cuales han sido sometidos a discusión en el capítulo 7, a continuación se exponen las conclusiones finales que pueden extraerse del presente trabajo fin de máster:

- La bondad de los modelos empleados para simular los fenómenos de transmisión de calor por radiación que tienen lugar en el interior de hornos de alta temperatura, queda de manifiesto al analizar la coherencia de los resultados obtenidos para las diferentes geometrías y materiales de punto fijo sometidos a estudio, ya que:

- Cuanto mayor es el valor del punto de fusión del metal puro o punto eutéctico de la aleación C – M empleada como material de punto fijo, mayor es el valor de la caída de temperatura obtenida en la *back wall*.
- Cuanto mayor es el valor de la emisividad ( $\epsilon$ ) y/o la fracción difusa (DF) de las superficies de grafito del interior de la cavidad del conjunto horno – crisol, menor es el valor de la caída de temperatura obtenida en la *back wall*, y viceversa.

Esta tendencia lógica no se cumple al considerar un comportamiento totalmente difuso de la cavidad (DF = 1) ya que, en estos casos, la caída de temperatura se ha mantenido constante, o incluso se ha visto ligeramente incrementada, al aumentar el valor de  $\epsilon$ . Sin embargo, la magnitud de dicho incremento resulta poco significativa y puede ser atribuida a la propia incertidumbre asociada a los cálculos realizados, por lo que finalmente puede considerarse que su valor se mantiene eminentemente constante bajo estas condiciones.

- El efecto horno se ve reducido drásticamente al modificar determinados aspectos del diseño de la cavidad interior del conjunto horno – crisol, lo cual confirma que este fenómeno es debido a la interacción existente entre la energía radiante y las superficies interiores de dicha cavidad, de tal forma que:

- Un aumento de la longitud del tubo del horno del 33% (24 mm), permite lograr una mejora en la caída de temperatura experimentada en la *back wall* de en torno al 3%, lo cual se traduce en una reducción del efecto horno de aproximadamente un 0.2% por cada milímetro de incremento de la longitud del tubo, independientemente del material de punto fijo utilizado.
- Una reducción del diámetro de apertura de salida del crisol del 50% (1.5 mm), permite obtener una mejora en la caída de temperatura experimentada en la *back wall* de en torno al 70%, lo cual se traduce en una reducción del efecto horno de aproximadamente un 48% por milímetro de reducción de la apertura de salida del crisol, independientemente del material de punto fijo considerado.

Por tanto, el hecho de que la reducción del diámetro de apertura de salida del crisol presente un impacto mucho mayor sobre la reducción del efecto horno que el debido al aumento de la longitud del tubo del horno, permite confirmar además que dicho efecto es muy sensible a la reflexión de la energía radiante en la pared lateral de la cavidad interior del crisol (*side wall*).



- El valor de la caída de temperatura obtenida en la *back wall* para el punto fijo de cobre, correspondiente al caso cuya geometría resulta más favorable para la mitigación del efecto horno (caso IV, apartado 6.4), difiere significativamente del obtenido por Yamada (2021) de forma experimental para un caso cuya geometría resulta equivalente.

Concretamente, mientras que para el caso IV del presente trabajo se obtiene un valor de la caída de temperatura en el rango 0.9 – 1.3 mK, en función de los valores de  $\varepsilon$  y DF considerados, en la investigación realizada por Yamada (2021) se obtuvo un valor, en el mejor de los casos, en torno a 14 mK. Esto puede explicarse debido a los siguientes motivos:

- La posibilidad de que existan otras causas ajenas al efecto horno, que no hayan sido tenidas en cuenta en el modelo de análisis numérico realizado y que hayan influido en los resultados experimentales obtenidos por Yamada (2021), dando lugar a un incremento del valor de la caída de temperatura en la *back wall*, tales como:
  - La disipación de calor al entorno por conducción a través de las paredes de grafito y, finalmente, por convección al ambiente.
  - La disipación de calor por convección a través de la apertura de salida del horno al exterior por la presencia de un flujo de gas argón en el interior de la cavidad.
  - La presencia de un gradiente de temperatura en el interior del horno.
  - Las características del termómetro de radiación empleado.
- La necesidad de contar con un modelo especular – difuso más sofisticado, definido por una función BRDF más compleja, que sea capaz simular con una mayor precisión la relación entre el ángulo de incidencia de la energía irradiada y la componente especular de la reflectancia, lo cual supone el principal reto asociado a la aplicación de la MFC para el análisis del efecto horno a partir de ahora.



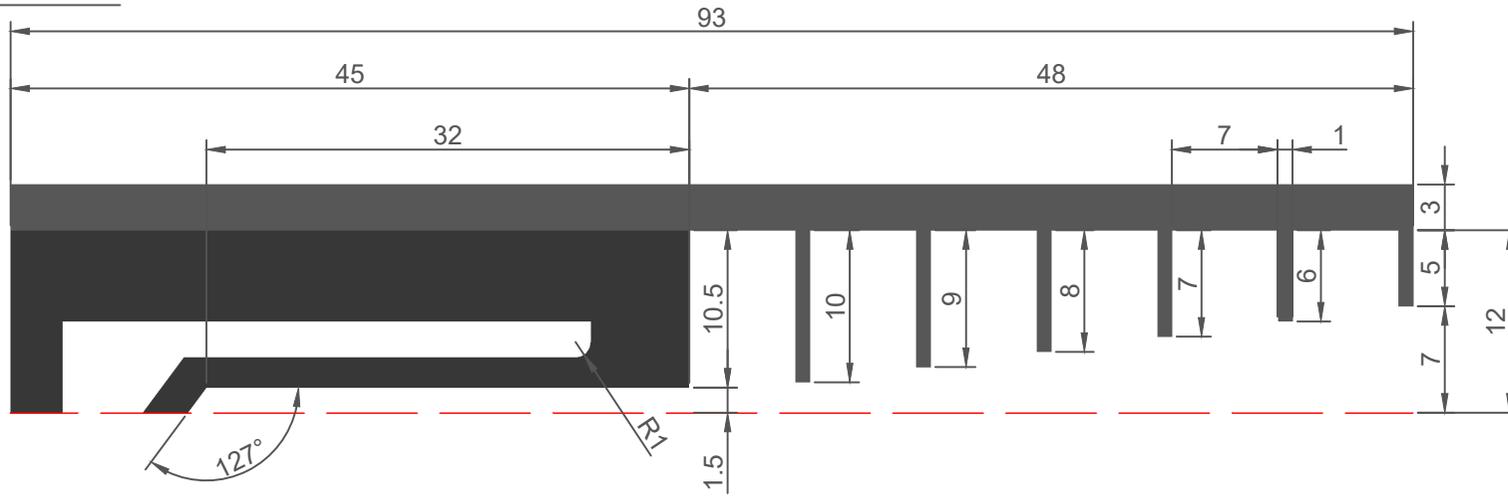
## 9. ANEXOS

En este capítulo se recogen, en forma de anexos, los diferentes planos que han sido realizados con ayuda de AutoCAD® con el fin de ampliar la información relativa a las geometrías de los casos sometidos a estudio a lo largo del presente trabajo fin de máster:

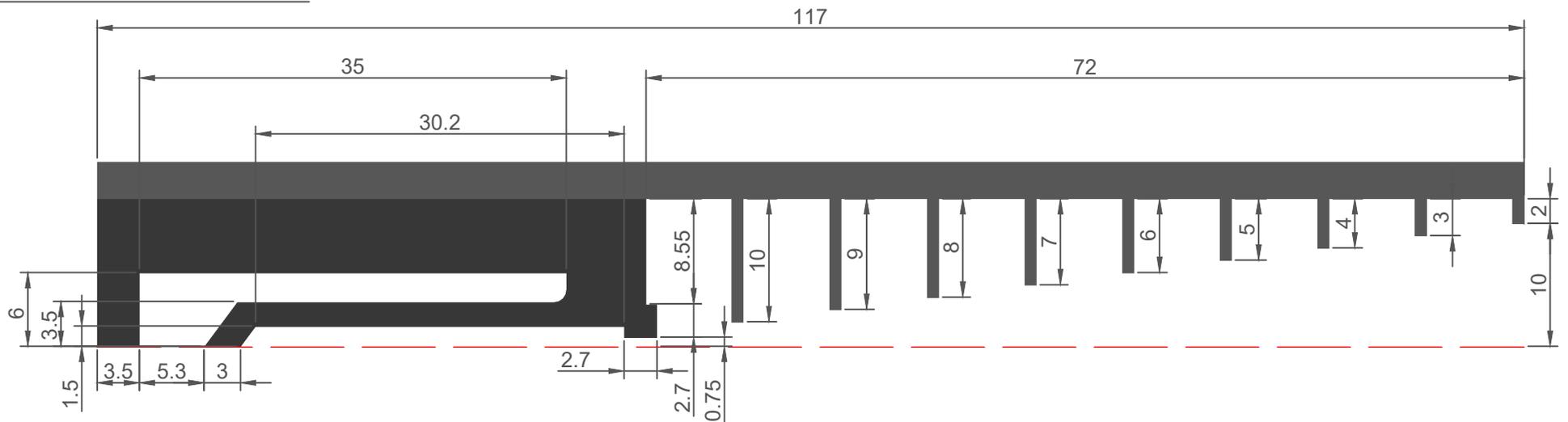
- **Anexo 1:** plano acotado con los perfiles de revolución axisimétricos del conjunto horno – crisol, correspondientes a los casos I y IV. Representación a escala 2:1 en 2D titulada “*Perfiles de revolución. Casos I y IV.*”.
- **Anexo 2:** plano con vista isométrica de la geometría correspondiente al caso I. Representación a escala 2:1 en 3D con corte parcial a 90º (semicorte) titulada “*Vista isométrica 3D + corte a 90º. Caso I.*”.
- **Anexo 3:** plano con vista isométrica de la geometría correspondiente al caso IV. Representación a escala 2:1 en 3D con corte parcial a 90º (semicorte) titulada “*Vista isométrica 3D + corte a 90º. Caso IV.*”.

La información que recoge el Anexo 1 ha sido utilizada para la construcción de las geometrías correspondientes a cada uno de los casos de estudio planteados, mientras que el Anexo 2 y el Anexo 3, se han realizado con el fin de disponer de una visión en 3D del conjunto horno – crisol que permitiera ayudar a comprender mejor cómo es en la realidad el sistema que se está analizando.

## GEOMETRÍA CASO I:



## GEOMETRÍA CASO IV:



— — Eje de simetría 3D.  
Cotas en mm.



**Escuela Politécnica de Ingeniería de Minas y Energía**

Título del Trabajo Fin de Máster:

Aplicación de la Mecánica de Fluidos Computacional para el análisis del efecto horno en la determinación de Puntos Fijos de Alta Temperatura

Título del plano anexo:

Perfiles de revolución. Casos I y IV.

Autor:

César del Pozo Mesones

Nº de anexo:

1

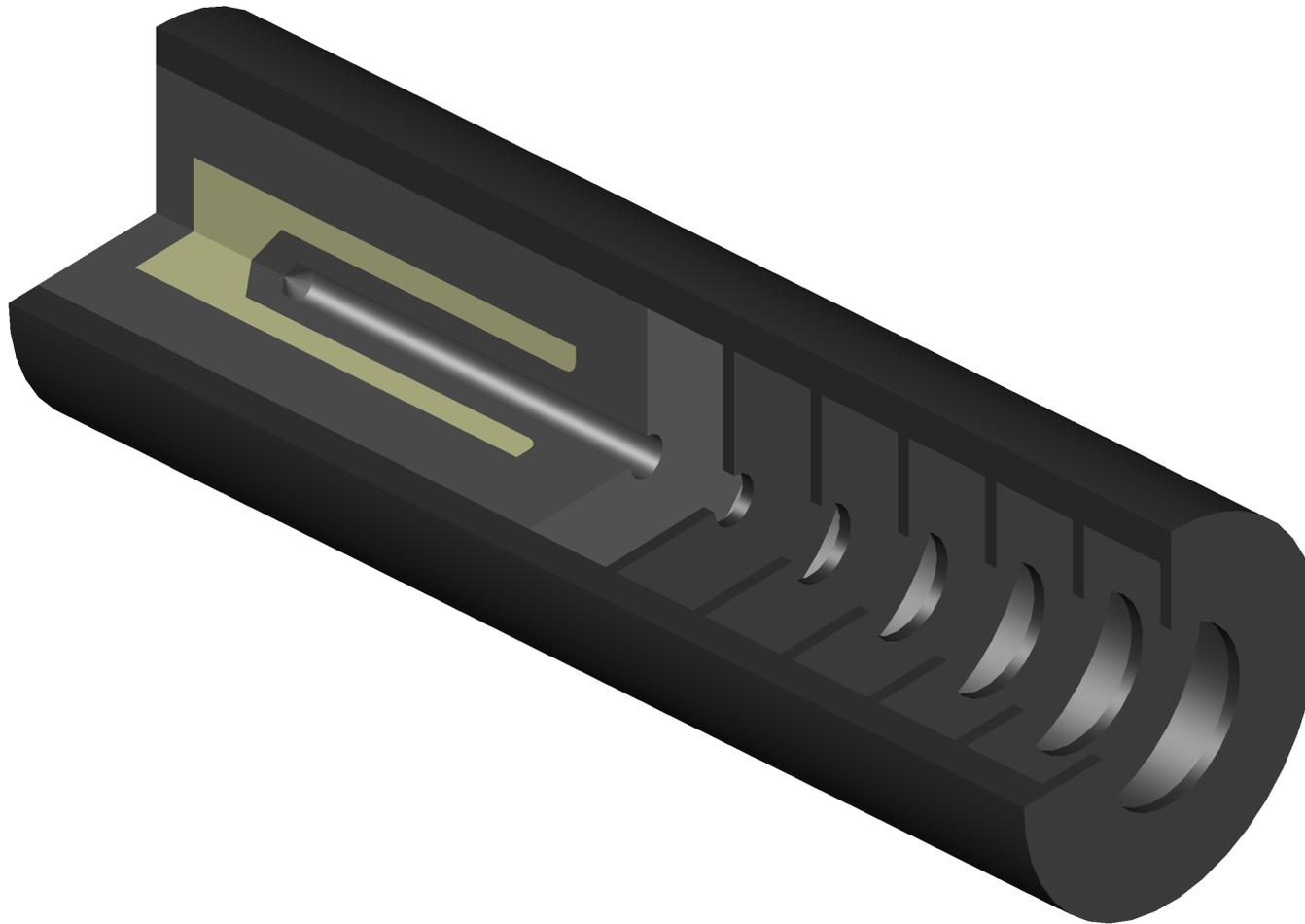
Escala:

2:1

Convocatoria:

julio 2022





**Escuela Politécnica de Ingeniería de Minas y Energía**

**Título del Trabajo Fin de Máster:**

Aplicación de la Mecánica de Fluidos Computacional para el análisis del efecto horno en la determinación de Puntos Fijos de Alta Temperatura

**Título del plano anexo:**

Vista isométrica 3D + corte a 90°. Caso I.

**Autor:**

César del Pozo Mesones

**Nº de anexo:**

2

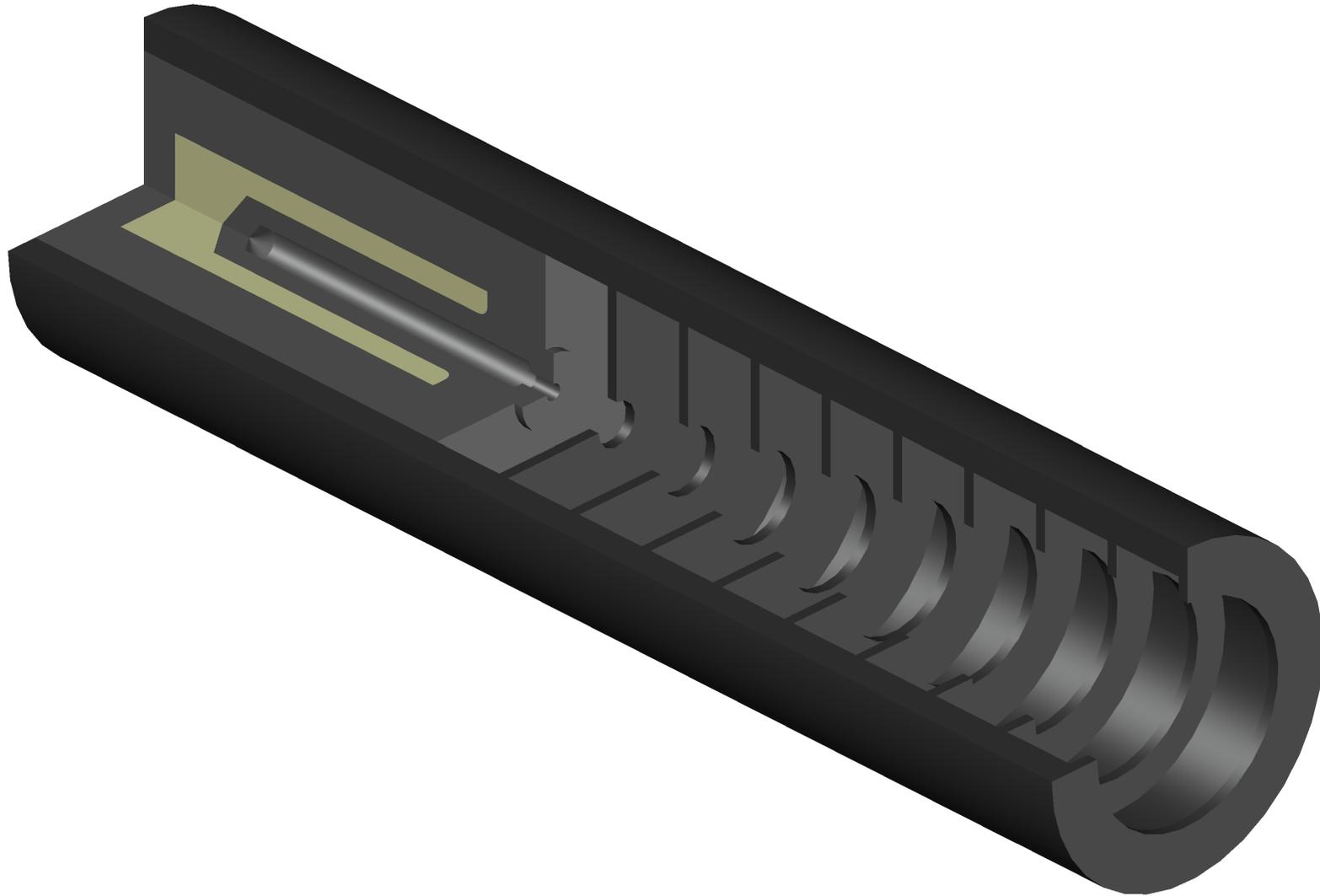
**Escala:**

2:1

**Convocatoria:**

julio 2022





**Escuela Politécnica de Ingeniería de Minas y Energía**

**Título del Trabajo Fin de Máster:**

Aplicación de la Mecánica de Fluidos Computacional para el análisis del efecto horno en la determinación de Puntos Fijos de Alta Temperatura

**Título del plano anexo:**

Vista isométrica 3D + corte a 90°. Caso IV.

**Autor:**

César del Pozo Mesones

**Nº de anexo:**

3

**Escala:**

2:1

**Convocatoria:**

julio 2022





## 10. BIBLIOGRAFÍA

- [1] ANHALT, K. 2008. *Radiometric Measurement of thermodynamic temperatures during the phase transformation of metal-carbon eutectic alloys for a new high-temperature scale above 1000 °C*. A. Hoffman (dir.). Tesis doctoral, Facultad de Matemáticas y Ciencias Naturales de la Universidad Técnica de Berlin. Disponible en: <http://dx.doi.org/10.14279/depositonce-2013>
- [2] ANSYS. 2022a. Fluent 2020 R1, Fluent User's Guide. [Última consulta: 28 de abril de 2022]. Disponible en: <https://ansyshelp.ansys.com>
- [3] ANSYS. 2022b. Meshing 2020 R1, Meshing User's Guide. [Última consulta: 28 de abril de 2022]. Disponible en: <https://ansyshelp.ansys.com>
- [4] ANSYS. 2022c. Workbench 2020 R1, Workbench User's Guide. [Última consulta: 28 de abril de 2022]. Disponible en: <https://ansyshelp.ansys.com>
- [5] ARANDA, V.; MEDRANO, S. 2016. Determinación de emisividad efectiva de calibradores de temperatura de radiancia por método indirecto. Simposio de Metrología, Centro de Metrología MetAs, S.A. de C.V., México. [Última Consulta: 25 de mayo de 2022]. Disponible en: <https://www.cenam.mx/sm2016/pdf/1723.pdf>
- [6] BLOEMBERGEN, P. et al. 2015. On the influence of the furnace and cell conditions on the phase transition of the eutectic Co–C. *International Journal of Thermophysics*, 36, pp. 1859 – 1887. Disponible en: <https://blodoi.org/10.1007/s10765-015-1892-5>
- [7] BOURSON, F. et al. 2013. Determination of the furnace effect of two high-temperature furnaces on metal-carbon eutectic points. *AIP Conference Proceedings*, 1552(1), pp. 380-385. Disponible en: <https://doi.org/10.1063/1.4821389>
- [8] CASTRO ALONSO, P. 2011. *High Temperature Fixed Points: Investigation of influence parameters on the temperature uncertainty by thermal modelling*. Tesis doctoral, Universidad de Valladolid.
- [9] CASTRO ALONSO, P. 2019. Transmisión del Calor. Bloque temático III: Transmisión de calor por radiación. Apuntes de la asignatura Mecánica de Fluidos y Transmisión del Calor del Máster Universitario en Ingeniería de Minas (M1629). E.P.I. de Minas y Energía, departamento de Ingeniería Eléctrica y Energética, Universidad de Cantabria.
- [10] CENTRO ESPAÑOL DE METROLOGÍA. 2000. Metrología: Escala Internacional de Temperatura 1990. Ministerio de Industria, Turismo y Comercio, Gobierno de España. NIPO: 165-00-002-X. [Última consulta: 15 de marzo de 2022]. Disponible en: <https://www.cem.es/es/divulgacion/publicaciones/escala-internacional-temperatura-1990?msckid=d91f3ae0c58311eca37f8970ed6f5580>
- [11] DE LUCAS VEGUILLAS, J. 2016. *Cálculo de la emisividad efectiva en cavidades de cuerpo negro cilíndricas, cónicas y cilindro-cónicas. Modelos y aplicaciones a la termometría de radiación*. J.J. Segovia Puras; R. Benyon Puig (dir.). Tesis doctoral, Escuela de Ingenierías Industriales de la Universidad de Valladolid. [Última consulta: 25 de mayo de 2022]. Disponible en: <https://uvadoc.uva.es/handle/10324/22111>
- [12] DEL POZO MESONES, C. 2019. *Optimización de instrumentación para tratamientos térmicos de uso médico*. P. Castro Alonso (dir.). Trabajo Fin de Grado, E.P.I. Minas y Energía de la Universidad de Cantabria. [Última consulta: 13 de marzo de 2022]. Disponible en: <http://hdl.handle.net/10902/16402>



- [13] DONG, W. et al. 2017. Investigation of the furnace effect in cobalt-carbon high-temperature fixed-point cells. *Measurement*, 106, pp. 88–94. Disponible en: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2017.04.005>
- [14] GARCÍA-CUEVAS GONZÁLEZ, L.M.; GIL MEGÍAS, A.; NAVARRO GARCÍA, R.; QUINTERO IGEÑO, P.M. 2020. *Mecánica de Fluidos Computacional: tipos de malla y calidad del mallado*. Departamento de Máquinas y Motores Térmicos, Universidad Politécnica de Valencia. [Última consulta: 29 de marzo de 2022]. Disponible en: <http://hdl.handle.net/10251/146219>
- [15] GÓMEZ FREIJO, R. 2017. *Estudio de eficiencia térmica sobre fachadas de edificios en climas mediterráneos mediante Dinámica de Fluidos Computacional*. A. Guardo Zabaleta (dir.). Trabajo Fin de Grado, Grado en Ingeniería Mecánica, Escuela de Ingeniería de Barcelona, Universidad Politécnica de Cataluña. [Última consulta: 30 de abril de 2022]. Disponible en: <http://hdl.handle.net/2117/118399>
- [16] HERNÁNDEZ LUCAS, M.J. 2005a. *Tema 1: Medida de la temperatura I. Generalidades*. Apuntes de la asignatura de Técnicas Experimentales de Termodinámica. Departamento de termodinámica, Universidad de Valencia. [Última consulta: 20 de febrero de 2022]. Disponible en: [https://www.uv.es/mj/docencia/Apuntes%20TE%20\(T1\).pdf](https://www.uv.es/mj/docencia/Apuntes%20TE%20(T1).pdf)
- [17] HERNÁNDEZ LUCAS, M.J. 2005b. *Tema 2: Medida de la temperatura II. Termómetros*. Apuntes de la asignatura de Técnicas Experimentales de Termodinámica. Departamento de termodinámica, Universidad de Valencia. [Última consulta: 26 de febrero de 2022]. Disponible en: [https://www.uv.es/mj/docencia/Apuntes%20TE%20\(T2\).pdf](https://www.uv.es/mj/docencia/Apuntes%20TE%20(T2).pdf)
- [18] HOLMAN J.P.; 1998. *Transferencia de calor*. 8ª ed. (1ª en español). Madrid: McGraw Hill-Interamericana de España. ISBN 84-481-2040-X.
- [19] IMBE, M.; YAMADA, Y. 2016. Experimental study of the furnace effect with the copper point blackbody. *Measurement Science and Technology*, 27(12), 125020. Disponible en: <https://doi.org/10.1088/0957-0233/27/12/125020>
- [20] INCOPERA, F.P.; DEWITT, D.P. 1999. *Fundamentos de transferencia de calor*. 4ª ed. Naucalpan de Juárez, México: Pearson Prentice Hall Hispanoamericana. ISBN 970-17-0170-4.
- [21] LIBRE TEXT. 2022. Chemistry, Bookshelves, Physical & Theoretical Chemistry, Supplemental Modules, Spectroscopy, Fundamentals of Spectroscopy, Electromagnetic Radiation. [Última consulta: 06 de mayo de 2022]. Disponible en: [https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Physical\\_and\\_Theoretical\\_Chemistry\\_Textbook\\_Maps/Supplemental\\_Modules\\_\(Physical\\_and\\_Theoretical\\_Chemistry\)/Spectroscopy/Fundamentals\\_of\\_Spectroscopy/Electromagnetic\\_Radiation](https://chem.libretexts.org/Bookshelves/Physical_and_Theoretical_Chemistry_Textbook_Maps/Supplemental_Modules_(Physical_and_Theoretical_Chemistry)/Spectroscopy/Fundamentals_of_Spectroscopy/Electromagnetic_Radiation)
- [22] LOWE, D. 2013. A pyrometer for calibration traceable to a future thermodynamic temperature scale. *Measurement Science and Technology*, 24(1), 015901. Disponible en: <https://doi.org/10.1088/0957-0233/24/1/015901>
- [23] MACHIN, G. 2018. The kelvin redefined. *Measurement Science and Technology*, 29(2), 022001. Disponible en: <https://doi.org/10.1088/1361-6501/aa9ddb>



- [24] ORIA ALONSO, C. 2016. *Transformación y uso eficiente de la energía: Bloque 1: calor y frío*. J. Carcedo Haya, profesor responsable. Apuntes de la asignatura Transformación y uso eficiente de la energía del Grado en Ingeniería de los Recursos Energéticos (G606). E.P.I. de Minas y Energía, departamento de Ingeniería Eléctrica y Energética, Universidad de Cantabria, pp. 3-6; 21-24.
- [25] TODD, A.D.W.; WOODS, D.J. 2014. Copper fixed-point measurements for radiation thermometry at National Research Council. *International Journal of Thermophysics*, 35, 1366-1377. Disponible en: <https://doi.org/10.1007/s10765-014-1666-5>
- [26] VEGAS MEJIA, L.A. 2020. *Modelación en CFD de la transferencia de calor y comportamiento dinámico del aire en un secador solar de chimenea*. M.D. Marcelo Aldana y R. La Madrid Olivares (dir.). Tesis para optar al Título de Ingeniero Mecánico – Eléctrico. Facultad de ingeniería, Universidad de Piura. [Última Consulta: 26 de abril de 2022]. Disponible en: <https://hdl.handle.net/11042/4680>
- [27] VELASCO MAILLO, S.; FERNÁNDEZ PINEDA, C. 2005. Un paseo por la historia de la termometría. *Revista Española de Física*, 19(3). ISSN 0213-862X. Real Sociedad Española de Física. Disponible en: <http://revistadefisica.es/index.php/ref/issue/view/114>
- [28] YAMADA, Y. 2021. Investigation on the cause of the furnace effect of high-temperature fixed points. *Measurement Science and Technology*, 32(1), 015009. Disponible en: <https://doi.org/10.1088/1361-6501/abafe2>