

ESCUELA POLITÉCNICA NACIONAL

**FACULTAD DE INGENIERÍA QUÍMICA Y
AGROINDUSTRIA**

**EVALUACIÓN EXPERIMENTAL DE LAS CARACTERÍSTICAS DEL
ENFRIAMIENTO PASIVO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE DEL
REACTOR NUCLEAR DE LECHO FIJO (FBNR)**

**PROYECTO PREVIO A LA OBTENCIÓN DEL TÍTULO DE INGENIERA
QUÍMICA**

ERIKA CRISTINA SOLANO DÍAZ
erika.solanod@epn.edu.ec

DIRECTORA: ING. MARIBEL LUNA, M.Sc.
maribel.luna@epn.edu.ec

Quito, abril 2016

© Escuela Politécnica Nacional (2016)
Reservados todos los derechos de reproducción

DECLARACIÓN

Yo, Erika Cristina Solano Díaz, declaro que el trabajo aquí descrito es de mi autoría; que no ha sido previamente presentado para ningún grado o calificación profesional; y, que he consultado las referencias bibliográficas que se incluyen en este documento.

La Escuela Politécnica Nacional puede hacer uso de los derechos correspondientes a este trabajo, según lo establecido por la Ley de Propiedad Intelectual, por su Reglamento y por la normativa institucional vigente.

Erika Cristina Solano Díaz

CERTIFICACIÓN

Certifico que el presente trabajo fue desarrollado por Erika Cristina Solano Díaz, bajo mi supervisión.

Ing. Maribel Luna, M.Sc.

DIRECTORA DEL PROYECTO

AUSPICIO

La presente investigación contó con el auspicio financiero del Proyecto de Investigación Semilla PIS 13-10, que se ejecuta en el Departamento de Ciencias Nucleares.

AGRADECIMIENTOS

A mi madre, Mónica Díaz. Por los caminos de ciencia y por los destinos de arte. Por las enciclopedias, por las sinfonías, por las tardes y las medias mañanas; de buscarnos los videos y las tazas de café y los diálogos de madera pulida entre mistrales nuevos. Por los rincones de estepa para compartir la victoria. Por las baladas inquietas de declarar los tropiezos. Por las llamadas largas desde cualquier selva, hacia cualquier torre, entre cualquier arena. Esas que me buscan y te miran siempre. Por el calor, mamá. Por el pasaporte. Por las promesas de nieve que no abandonaremos. Por el impulso frenético de no quedarnos nunca, rodeadas del mismo mundo por demasiado tiempo.

A mi padre, Washington Solano. No hace falta ni merece el oficio, el contarnos las horas largas en las que me has protegido. Desde lejos y desde cerca. Con tus frases profundas y tus sonrisas perennes. Con tu tozudez, que es ya más mía que tuya. Los paisajes y el agua que se desliza en el sendero certero, vencedor en la pulcritud y rozagante de subversiones. Valiente, enteramente honesto. Los colores, papá, los abecedarios y los aplausos. Y los pilares de cada prudencia que me sostienen, como para ser lo que soy, pero para atreverme a eso todo que puedo.

A mi abuelita, Laura Trujillo. A la dama de las historias y de las entonaciones. Gracias por todas las heroínas de los cuentos y la solidaridad y la valentía siempre congruentes. A mi abuelito, José Díaz, por enseñarme el valor monumental de la perseverancia contra las vicisitudes menos claras y persistentes. Queridos abuelitos, por haberme dado la marcha para todas las empresas inverosímiles. Por no haber pedido nunca demostraciones intrusivas. Por ser de confianza y de visión absolutas. Por llevarme de la mano fuerte, tanto que hasta hoy me siento amparada por su cariñoso resguardo.

A la familia entera. Por las locuras hereditarias y los abrazos de media hora. Por la preocupación compartida y por la música de trasfondo. A los pequeños de la

casa, por ser libro y ser préstamo de inocencia para las edades que cuando no se comparten, pesan.

A los amigos todos. A los de los viajes, los que con figuras de sal y esculturas de tiempos viejos, me han henchido la perspectiva de perpetuar la marcha hacia los horizontes. A los de hoy y de siempre. A los de imperecedero aliento. A los que cuando faltan se llena de ecos la obertura más despampanante. A los amigos de todos los días, los de las carreras bajo la lluvia, de las impresiones, de los cánticos, de la danza, de la compañía bohemia. A los amigos de sonrisas y silencios.

A ti, corazón, residencia benevolente, fulgor de corredores de apuros y torres de candor imponente entre los abismos. Porque no hay exigencia, porque no hay amargura, porque no hay escalera que no hayamos recorrido juntos, tú con tu sonrisa y yo con mi neurosis, que contigo, y solamente contigo, se vuelve plataforma de conquistas cuando entre tus manos se libera.

Quisiera agradecer también a la Oficina de Servicios y Programas Internacionales por haberme permitido alcanzar sueños que había creído enterrados hace ya algún tiempo. Gracias por Niza con su elegancia de consolidar la estructura tembleque de mis indagaciones. Y gracias hoy por lo de las enzimas, por lo de los instrumentos. Gracias por las aventuras y las ventanas nuevamente abiertas.

A todos los miembros del Departamento de Ciencias nucleares, por hacerme un lugar en su ajetreada y siempre excelente tarea de promover la investigación verdadera. En particular, a la Ing. Maribel Luna, por la increíble paciencia y entrega solidaria que ha tenido para conmigo. Porque no habría pensado encontrar en una tan dedicada guía un ser humano tan grandiosamente caritativo. Y a la Dra. Florinella Muñoz, por haber rescatado en mí el afán de rumbos desafiantes del conocimiento de la vida y de la materia. Por poner los puntos sobre mis íes, tan descubiertas y tan tambaleantemente cursivas.

Gracias infinitas.

Erika

ÍNDICE DE CONTENIDOS

	PÁGINA
RESUMEN	xviii
INTRODUCCIÓN	xx
1 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA	1
1.1 Fundamentos de la tecnología de diseño y operación del reactor nuclear FBNR	1
1.1.1 Instalaciones nucleares modernas para la generación de energía eléctrica	1
1.1.2 Reactores de agua a presión	2
1.1.3 El Reactor Nuclear de Lecho Fijo: Concepción de diseño	4
1.1.4 Elementos de combustible del reactor FBNR	5
1.1.5 Operación del reactor FBNR	6
1.1.6 Sistema de enfriamiento pasivo del reactor FBNR	8
1.2 Propiedades termofísicas de los materiales de la cámara y los elementos esféricos de combustible. Cálculo de las propiedades efectivas	10
1.2.1 Mecanismos de transferencia de calor en materiales no metálicos	10
1.2.2 Mecánica y Termo-mecánica de los medios continuos	12
1.2.3 Hipótesis del medio continuo	13
1.2.4 Homogeneidad equivalente	13
1.2.5 Teoremas de descomposición y divergencia de funciones	14
1.2.6 Promedio volumétrico de la temperatura del sistema	15
1.2.7 Volumen de control y restricciones de escala	17
1.2.8 La aproximación del equilibrio térmico local	19
1.2.9 El método de los volúmenes promediantes	20
1.3 Análisis del fenómeno de emisión de calor de decaimiento después del apagado de reactores nucleares	20
1.4 Análisis de los fenómenos de transferencia de calor involucrados en el enfriamiento pasivo	22
1.4.1 Remoción pasiva del calor de desintegración nuclear	23
1.4.2 El proceso de intercambio de calor durante el enfriamiento pasivo	23
1.4.3 Ebullición de Alberca	27
1.4.4 Generación la curva de ebullición transitoria	30
1.4.5 Modelado del fenómeno de transferencia de calor	33
1.4.6 El empleo de Solidworks para la resolución del problema de transferencia de calor	34
1.4.7 Diseño mecánico riguroso en Ansys	35

1.5	Fundamentos de eléctrica inherentes a la construcción del entorno experimental	37
1.5.1	Resistencia equivalente del circuito de control	37
1.5.2	Potencia eléctrica disipada de un circuito	38
1.5.3	El calentamiento eléctrico	39
1.5.4	Concentración del flujo magnético	41
1.5.5	El retardo térmico en los aparatos de medición	42
2	PARTE EXPERIMENTAL	43
2.1	Estudio de la generación y distribución de calor como resultado de la circulación de electricidad a través de la configuración experimental	44
2.2	Estudio del fenómeno de enfriamiento pasivo en el entorno práctico	49
2.2.1	Homogeneización del entorno experimental	49
2.2.2	Determinación del gradiente transitorio de temperatura	50
2.2.3	Cálculo de las tasas de transferencia de calor	50
2.3	Determinación de las tasas de disipación de calor máxima y mínima	51
2.3.1	Tasa de transferencia de calor total del entorno experimental	51
2.4	Determinación de los factores de corrección necesarios para generar una equivalencia entre los valores determinados experimentalmente y aquellos obtenidos del análisis matemático del entorno experimental	52
2.4.1	Validación de los resultados de simulación	52
2.4.2	Cálculo de la cantidad neta de calor intercambiado	52
2.4.3	Determinación de la tasa global de disipación energética	53
2.4.4	Cálculo de la disipación porcentual de energía	54
2.4.5	Cálculo de los factores de corrección para la equivalencia de los valores de simulación con los experimentales	54
2.5	Determinación de los factores de correlación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas en el entorno experimental y aquellas arrojadas del análisis matemático de la cámara de combustible	55
2.5.1	Análisis de la tasa de emisión de calor producto de la desintegración nuclear del material radioactivo	55
2.5.2	Homogeneización del sistema	56
2.5.3	Implementación del modelo matemático	63
2.5.4	Cálculo de las tasas de transferencia de calor en el entorno simulado de la cámara de combustible	65
2.5.5	Cálculo de los factores de correlación entre los resultados experimentales y los que se han obtenido del análisis matemático de la cámara de combustible	65
2.5.6	Cálculo de la masa de agua evaporada durante los proceso de enfriamiento	66

3	RESULTADOS Y DISCUSIÓN	66
3.1	Estudio de la generación y distribución de calor como resultado de la circulación de electricidad a través de la configuración experimental	67
3.2	Estudio del fenómeno de enfriamiento pasivo en el Entorno práctico	69
3.2.1	Homogeneización del entorno experimental	69
3.2.2	Calibración en presencia de aire	71
3.2.3	Calibración en presencia de agua	79
3.2.4	Enfriamiento pasivo del entorno experimental	83
3.3	Determinación de las tasas de disipación de calor máxima y mínima	88
3.3.1	Tasa de transferencia de calor total del entorno experimental	92
3.4	Determinación de los factores de corrección necesarios para generar una equivalencia entre los valores determinados experimentalmente y aquellos obtenidos del análisis matemático del entorno experimental	95
3.4.1	Validación de los resultados de simulación	95
3.4.2	Cálculo de la cantidad neta de calor intercambiado	101
3.4.3	Cálculo de la disipación porcentual de energía	112
3.4.4	Cálculo de los factores de corrección para la equivalencia de los valores de simulación con los experimentales	117
3.4.5	Cálculo de la masa de agua que se requiere evaporar para disipar el calor generado en el entorno experimental	118
3.5	Determinación de los factores de correlación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas en el entorno experimental y aquellas arrojadas del análisis matemático de la cámara de combustible	119
3.5.1	Análisis matemático de la cámara de combustible	120
3.5.2	Análisis de la tasa de emisión de calor producto de la desintegración nuclear del material radioactivo	120
3.5.3	Homogeneización del sistema	123
3.5.4	Implementación del modelo matemático	140
3.5.5	Perfil de temperatura para S_{III}	141
3.5.6	Cálculo de las tasas de transferencia de calor en el entorno simulado de la cámara de combustible	143
3.5.7	Cálculo de la cantidad neta de calor intercambiado durante el enfriamiento de la cámara de combustible	153
3.5.8	Cálculo de los factores de correlación entre los valores determinados experimentalmente y los correspondientes al análisis teórico del FBNR	155
3.5.9	Cálculo de la masa de agua que se requiere evaporar para disipar el calor generado en el entorno experimental	158

4 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	163
4.1 Conclusiones	163
4.2 Recomendaciones	165
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	166
ANEXOS	175

ÍNDICE DE TABLAS

		PÁGINA
Tabla 1.1.	Características y ejemplos de reactores correspondientes a las diferentes generaciones de diseño nuclear	2
Tabla 1.2	Especificaciones técnicas para el reactor FBNR	8
Tabla 1.3.	Dimensiones características de los materiales constituyentes de las microesferas tipo Triso	12
Tabla 1.4	Tasa de emisión de calor de desintegración nuclear como porcentaje de la potencia operativa del reactor nuclear	21
Tabla 1.5.	Propiedades termofísicas, volumen y fracción volumétrica de los componentes de los elementos resistivos	41
Tabla 2.1.	Especificaciones técnicas de operación para la resistencia térmica de inmersión	44
Tabla 2.2.	Caracterización de los componentes internos de los elementos resistivos	45
Tabla 2.3.	Valores de resistencia y potencia máxima admitida para cada componente del emisor eléctrico de calor	47
Tabla 2.4.	Especificaciones técnicas del sistema automático de adquisición de datos de temperatura	47
Tabla 3.1.	Propiedades eléctricas características para el circuito integrado de control de potencia	67
Tabla 3.2.	Distribución volumétrica de los materiales constitutivos de la resistencia eléctrica de inmersión	69
Tabla 3.3.	Densidad, calor específico y volumen efectivos para la resistencia eléctrica de inmersión homogeneizada	69
Tabla 3.4.	Valores máximo y mínimo para el calor neto y la tasa global de transferencia de calor para el entorno experimental. Resultados de simulación a $P = 6\ 000\ W$ y $P = 1\ 200\ W$	92
Tabla 3.5.	Calor neto y tasa total de transferencia para el entorno experimental Resultados de simulación a $P = 6\ 000\ W$. Tiempo de ensayo = 4 442 s	94

Tabla 3.6.	Resumen del Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación Ensayos y con aire como sifón de calor	97
Tabla 3.7.	Resumen del Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación. Ensayo con agua como sifón de calor	98
Tabla 3.8.	Resumen del Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación. Etapas de calentamiento y enfriamiento para el ensayo	100
Tabla 3.9.	Calor transferido y tasa global de transferencia de calor para el calentamiento del emisor en presencia de aire	105
Tabla 3.10.	Generación, acumulación y transmisión de calor netos para el ensayo. Comparación entre los resultados experimentales y los de simulación	109
Tabla 3.11.	Calor transferido y tasa global de transferencia de calor para el enfriamiento pasivo del emisor durante el ensayo. Sección de enfriamiento. Comparación de resultados de simulación y experimentales	111
Tabla 3.12.	Calor neto generado, transferido y acumulado durante la sección de calentamiento del ensayo. Comparación de resultados experimentales y de simulación	114
Tabla 3.13.	Calor neto generado, transferido y acumulado durante la sección de calentamiento en las simulaciones para las tasas máxima y mínima de disipación	116
Tabla 3.14.	Factores de corrección para generar equivalencias entre las tasas de transferencia de calor netas halladas experimentalmente y las obtenidas de simulación	117
Tabla 3.15.	Corrección de las tasas globales de transferencia (q_{TG}) y de la cantidad de energía neta disipada (Q_T) para los escenarios de enfriamiento pasivo a potencia máxima y mínima y para el calentamiento prolongado del entorno experimental	118
Tabla 3.16.	Resultados para la cantidad de agua evaporada para la disipación del calor generado en el entorno experimental. Tasa máxima de disipación a $P = 6\ 000\ W$	119
Tabla 3.17.	Valores de potencia térmica nominal para los elementos combustibles de cuatro tipos de reactores nucleares de guijarros. Valor nominal establecido para la microesfera Triso del FBNR	121

Tabla 3.18.	Variación de la potencia volumétrica emitida como resultado de la desintegración nuclear con el tiempo transcurrido después del apagado del reactor	122
Tabla 3.19.	Comparación del promedio integral de los coeficientes de transferencia de calor para los componentes de S_I	125
Tabla 3.20.	Dimensiones de los elementos involucrados en la caracterización y homogeneización de S_{III} mediante el enfoque de la celda unitaria de Chang	130
Tabla 3.21.	Longitud característica de las escalas en el sistema de la cámara de combustible	132
Tabla 3.22.	Propiedades termofísicas de las diferentes fases dentro de S_{III} y de sus respectivas escalas	140
Tabla 3.23.	Calor neto transferido y generado debido a la desintegración nuclear y tasa global de transferencia de calor para el enfriamiento pasivo del reactor FBNR	155
Tabla 3.24.	Factores de correlación y valores corregidos para las propiedades de intercambio térmico del enfriamiento pasivo de la cámara de combustible del reactor FBNR	156
Tabla 3.25.	Resultados para la evaporación teórica de agua en la cámara del reactor FBNR Primera etapa de análisis del enfriamiento pasivo	159
Tabla 3.26.	Resultados para la evaporación teórica de agua en la cámara del reactor FBNR Segunda de análisis del enfriamiento pasivo Enfriamiento prolongado	160
Tabla AIII.1	Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 1	179
Tabla AIV.1	Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 2	181
Tabla AV.1	Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 3	183
Tabla AVI.1.	Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 4 durante la sección de calentamiento	185
Tabla AVII.1.	Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 4 durante la sección de enfriamiento	187

Tabla AIX.1.	Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W	192
Tabla AX.1.	Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W	198
Tabla AXI.1.	Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 4. P = 5 454,1 W. Sección de enfriamiento	207
Tabla AXIII.1	Propiedades termofísicas del agua saturada para el cálculo de la masa de evaporación de agua para el entorno experimental y para el análisis del reactor FBNR	221

ÍNDICE DE FIGURAS

		PÁGINA
Figura 1.1.	Esquema de una instalación nuclear que emplea un reactor PWR	3
Figura 1.2.	Esquema de una microesfera tipo Triso	6
Figura 1.3.	Esquema de diseño del reactor FBNR	7
Figura 1.4.	Curva de calor de decaimiento nuclear como función de la potencia total de operación para el reactor AP1000 ®	22
Figura 1.5.	Esquema del sistema de protección NuScale contra accidentes extremos	24
Figura 1.6.	Fases en el enfriamiento pasivo prolongado de reactores nucleares dentro de instalaciones NuScale	26
Figura 1.7.	Esquema del entorno experimental usado por Nukiyama	27
Figura 1.8.	Esquema representativo de la curva de ebullición de Nukiyama	28
Figura 1.9.	Curvas de ebullición para el enfriamiento transitorio	31
Figura 1.10.	Trayectorias helicoidales construidas en el paquete Ansys	36
Figura 1.11.	Secciones de dos alambres anidados sobre un centro. Deformaciones de trayectorias definidas por funciones en Ansys	37
Figura 2.1.	Resistencia eléctrica de inmersión	44
Figura 2.2.	Diagrama de la disposición y dimensiones de los materiales constitutivos de cada unidad de emisión eléctrica	45
Figura 2.3.	Diagrama de la resistencia térmica de inmersión rodeada por agua	46
Figura 2.4.	Cubierta para posicionamiento de las termocuplas	48
Figura 2.5.	Montaje del entorno experimental	48
Figura 2.6.	Valores discretos para la tasa de transferencia de calor en un escenario hipotético de enfriamiento	53
Figura 3.1.	Temperaturas obtenidas durante el calentamiento del emisor eléctrico a una potencia nominal de 5 000 W. Posiciones 1, 2, 3 y 4 para las termocuplas	68

Figura 3.2.	Dependencia de los valores de conductividad térmica para los componentes de los elementos resistivos y para el emisor eléctrico homogeneizado	70
Figura 3.3.	Temperaturas en el ensayo 1. Fluido: Aire. $q_G = 5\,075,3$ W. $T_\infty = 17,8$ °C	72
Figura 3.4.	Temperaturas en el ensayo 2. Fluido: Aire. $q_G = 5\,631,1$ W. $T_\infty = 17,9$ °C	72
Figura 3.5.	Comparación de las temperaturas representativas de los ensayos 1 y a) Zona de retardo térmico b) Variabilidad de potencia c) Incremento de ruido	73
Figura 3.6.	Gradiente transitorio de temperatura calculado para el ensayo 1	75
Figura 3.7.	Gradiente transitorio de temperatura calculado para el ensayo 2	75
Figura 3.8.	Regresión polinómica aplicada a las temperaturas de ensayo con aire. (A_i = Temperatura de ensayo i con aire; AR_i = Regresión de temperaturas de ensayo i)	76
Figura 3.9.	Dependencia de los gradientes de temperatura transitorios con la temperatura del sistema para ensayos con aire	77
Figura 3.10.	Tasas de acumulación, transferencia y generación volumétrica correspondientes a los ensayos experimentales con aire	78
Figura 3.11.	Temperaturas en ensayo 3 Fluido: Agua. $q_G = 1\,552,6$ W. $T_\infty = 17,9$ °C	80
Figura 3.12.	Regresión polinómica aplicada a las temperaturas del ensayo (L_3 = Temperatura experimental del ensayo 3; LR_3 = Regresión polinómica de temperatura)	81
Figura 3.13.	Dependencia del gradiente transitorio de temperatura para el ensayo 3 con la temperatura. Ensayo en presencia de agua	81
Figura 3.14.	Tasas de acumulación, generación y disipación volumétrica de calor para el ensayo 3, en presencia de agua	82
Figura 3.15.	Enfriamiento pasivo del entorno experimental. $q_G = 5\,454,1$ W. $T_\infty = 17,9$ °C. Ensayo 4	83
Figura 3.16.	Temperaturas efectivas de la resistencia térmica de inmersión durante el enfriamiento pasivo (ensayo 4). Zona a: Adición de agua al entorno. Zona b: Etapa de transición. Zona c: Convección natural de calor. Zona d: Calentamiento secundario del emisor	84

Figura 3.17.	Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental (ensayo 4)	86
Figura 3.18.	Tasas de transferencia de calor en la zona de convección natural de calor hacia el líquido de refrigeración durante el enfriamiento pasivo	87
Figura 3.19.	Perfiles de temperatura para las potencias máxima ($P = 6\ 000\ \text{W}$) y mínima ($P = 1\ 200\ \text{W}$) que pueden generarse en el entorno experimental. $T_{\infty} = 17,9\ ^{\circ}\text{C}$. Resultados de simulación	89
Figura 3.20.	Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo. $P = 6\ 000\ \text{W}$. $T_{\infty} = 17,9\ ^{\circ}\text{C}$. Resultados de simulación	90
Figura 3.21.	Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo. $P = 6\ 000\ \text{W}$. $T_{\infty} = 17,9\ ^{\circ}\text{C}$. Resultados de simulación	91
Figura 3.22.	Temperaturas de simulación del calentamiento del entorno experimental a su máxima potencia. $P = 6\ 000\ \text{W}$. $T_{\infty} = 17,9\ ^{\circ}\text{C}$. Tiempo total de simulación = 7 200 s.	93
Figura 3.23.	Diferencia porcentual entre las tasas de generación y las de transferencia. Análisis de la tasa total de disipación de calor. $P = 6\ 000\ \text{W}$	93
Figura 3.24.	Tasas de acumulación, transferencia y generación durante el calentamiento del emisor. Tiempo de análisis restringido = 3 086 s. Tasa total de transferencia	94
Figura 3.25.	Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 1	96
Figura 3.26.	Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 2	96
Figura 3.27.	Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 3	98
Figura 3.28.	Simulación del ensayo 4 para el enfriamiento pasivo del emisor. Comparación con resultados experimentales	99
Figura 3.29.	Zona de enfriamiento del ensayo 4. Comparación entre los resultados experimentales y los de simulación	100
Figura 3.30.	Gradientes de temperatura hallados con base en la regresión polinómica de las temperaturas de simulación para el ensayo 1 (GASR1) y con los valores sin regresión (GAS1).	102

Figura 3.31.	Dependencia de los gradientes transitorios obtenidos de la simulación matemática del calentamiento del sistema eléctrico rodeado por aire. $q_{G1}=5\ 075,3\ W$; $q_{G2}= 5\ 631,1\ W$	103
Figura 3.32.	Comparación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas a partir de temperaturas experimentales ($q_{T.A1}$ y $q_{T.A2}$) y aquellas halladas mediante simulaciones matemáticas ($q_{T.S1}$ y $q_{T.S2}$). Ensayos 1 y 2 en presencia de aire	104
Figura 3.33.	Dependencia de los gradientes transitorios de temperatura obtenidos de la simulación del calentamiento del sistema eléctrico rodeado por agua. $q_{G3} = 1\ 552,6\ W$	106
Figura 3.34.	Comparación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas a partir de temperaturas experimentales ($q_{T.L3}$) y aquellas halladas mediante simulaciones matemáticas ($q_{T.S3}$)	107
Figura 3.35.	Representación de la cantidad neta de energía acumulada en el emisor en el ensayo Comparación entre la información obtenida de la experimentación ($q_{AC.L3}$) y los resultados de simulación ($q_{AC.S3}$)	108
Figura 3.36.	Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental. Ensayo 4. $T_{\infty} = 17,9\ ^{\circ}C$. Resultados de simulación	110
Figura 3.37.	Tasas de transferencia de calor transitorias durante la etapa de convección natural de calor del enfriamiento pasivo del entorno experimental. Ensayo QT: Área bajo la curva de progresión de q_T en el tiempo	111
Figura 3.38.	Disipación porcentual de energía durante el calentamiento del entorno experimental en presencia de aire. Comparación entre los resultados prácticos y los de simulación	112
Figura 3.39.	Disipación porcentual de energía originada durante el calentamiento en presencia de agua (ensayo 3) y en presencia de aire (ensayos 1 y 2)	113
Figura 3.40.	Tasas de acumulación de calor durante la sección de calentamiento del ensayo 4 (Enfriamiento pasivo del entorno experimental). $P = 5\ 454,1\ W$. (Subíndice L4 = experimental; Subíndice S4 = simulación)	114
Figura 3.41.	Disipación porcentual de energía durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental. Comparación de datos experimentales y de simulación. Ensayo 4	115

Figura 3.42.	Disipación porcentual de energía correspondiente a los ensayos de simulación virtual para la determinación de las tasas máxima ($P = 6\ 000\ W$) y mínima ($1\ 200\ W$) de disipación	116
Figura 3.43.	Variación de la potencia térmica emitida debido a la desintegración nuclear con el tiempo transcurrido después del apagado del reactor. Regresión logarítmica	123
Figura 3.44.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor de los materiales en las microesferas Triso en función de la temperatura del sistema	124
Figura 3.45.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor de SiC y SI y diferencia porcentual entre los coeficientes de acuerdo a la variación de la temperatura	126
Figura 3.46.	Influencia del cambio en la porosidad de SiC en la variación de los coeficientes de transferencia de calor de SiC y SI	127
Figura 3.47.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor de SII y sus componentes	128
Figura 3.48.	Esquema representativo de la idealización del volumen interno de la cámara de combustible para la caracterización de SIII.1	129
Figura 3.49.	Dimensiones de la celda unitaria idealizada para la subescala SIII.1	131
Figura 3.50.	Esquema del cuerpo homogeneizado de SIII, definido en el paquete de análisis mecánico del programa Solidworks	134
Figura 3.51.	Etapas de construcción del modelo de la cámara de combustible en Solidworks. a) Generación de la trayectoria helicoidal a partir del número de revoluciones y la altura. b) Operación de barrido c) Estructura obtenida.	135
Figura 3.52.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor de SIII y sus componentes	136
Figura 3.53.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor de SIII y sus componentes. Inclusión del eje secundario para el aire y la macroescala	137
Figura 3.54.	Variación de los coeficientes de transferencia de calor para las escalas SI, SII y SIII	138
Figura 3.55.	Entorno virtual para la simulación del enfriamiento pasivo de la cámara de combustible homogeneizada	141

Figura 3.56.	Perfiles de temperatura de la cámara de combustible y del agua de enfriamiento producidos por la emisión de calor de desintegración nuclear	142
Figura 3.57.	Variación del gradiente de calentamiento con el tiempo	144
Figura 3.58.	Regresión polinómica sobre los valores de temperatura de la zona de calentamiento	145
Figura 3.59.	Valores del gradiente de calentamiento calculados con base en los datos de TSIII obtenidos directamente de simulación (Ruido) y los que corresponden a la función continua (Atenuación)	146
Figura 3.60.	Relación entre las tasas de acumulación, transmisión y generación de energía en el sistema de la cámara de combustible durante el período de calentamiento	147
Figura 3.61.	Regresión polinómica aplicada a la temperatura de la zona de enfriamiento	148
Figura 3.62.	Gradiente de enfriamiento de la cámara de combustible homogeneizada	149
Figura 3.63.	Valor absoluto del gradiente de enfriamiento y correlación logarítmica definida sobre ZE	150
Figura 3.64.	Relación entre las tasas de acumulación, transmisión y generación de calor durante el periodo de enfriamiento	151
Figura 3.65.	Tasas de transmisión y generación de calor en una sección amplificada de 3 h y 11 min después del apagado	152
Figura 3.66.	Diferencia porcentual absoluta entre las tasas q_D y q_T para ZC y ZE	153
Figura 3.67.	Temperatura y diferencial absoluto de temperatura durante el enfriamiento de la cámara. Criterio de restricción del período de análisis de transferencia neta	154
Figura 3.68.	Variación de los coeficientes efectivos de transferencia de calor para el entorno experimental ($k_{\text{Experimental}}$) y para la cámara de combustible (k_{FBNR}) con la temperatura	156
Figura 3.69.	Contribución porcentual de las zonas ZC y ZE del proceso de enfriamiento pasivo a la remoción de calor de desintegración nuclear	157
Figura 3.70.	Comparación de la disipación porcentual de energía alcanzada en la experimentación y durante el análisis teórico de la cámara de combustible del FBNR	158

Figura 3.71.	Tasas de acumulación, disipación y emisión de calor de decaimiento nuclear dadas desde las 12 h y 55 min hasta 1 semana después del apagado del reactor. Segundo periodo de ebullición	159
Figura AII.1.	Coefficientes de transferencia de calor por conducción para ZnO y MgO	178
Figura AIII.1.	Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 1 de calentamiento en presencia de aire	180
Figura AIV.1.	Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 2 de calentamiento en presencia de aire	182
Figura AV.1.	Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 3 de calentamiento en presencia de agua	184
Figura AVI.1.	Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 4 de enfriamiento pasivo del entorno experimental. Sección de enfriamiento	186
Figura AVII.1.	Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 4 de enfriamiento pasivo del entorno experimental. Sección de calentamiento	188
Figura AVIII.1.	Resumen gráfico del análisis de comparación de dos muestras en Statgraphics. Comparación del gradiente transitorio de ZC antes y después de la atenuación del ruido	190

ÍNDICE DE ANEXOS

PÁGINA

ANEXO I	Relaciones matemáticas empleadas para el cálculo del coeficiente efectivo de transferencia de calor por conducción de la escala S_1	176
ANEXO II	Dependencia de la conductividad térmica de los óxidos de zinc y magnesio en forma de material particulado compactado	178
ANEXO III	Informe de Statgraphics para la comparación estadística las temperaturas halladas durante el ensayo 1. Calentamiento en presencia de aire	179
ANEXO IV	Informe de Statgraphics para la comparación estadística las temperaturas halladas durante el ensayo 2. Calentamiento en presencia de aire	181
ANEXO V	Informe de Statgraphics para la comparación estadística las temperaturas halladas durante el ensayo 3. Calentamiento en presencia de agua	183
ANEXO VI	Informe de Statgraphics para la comparación estadística las temperaturas halladas durante el ensayo 4. Sección de calentamiento del emisor	185
ANEXO VII	Informe de Statgraphics para la comparación estadística las temperaturas halladas durante el ensayo 4. Sección de enfriamiento del emisor	187
ANEXO VIII	Informe de Statgraphics para la comparación de los gradientes transitorios de ZC generados a partir de temperaturas de simulación antes y después de la atenuación del ruido. Cámara de combustible	189
ANEXO IX	Temperaturas experimentales para el ensayo previo de calentamiento	192
ANEXO X	Temperaturas experimentales y de simulación para el ensayo de calentamiento 1	198
ANEXO XI	Temperaturas experimentales y de simulación para el ensayo de enfriamiento pasivo (ensayo 4)	207

ANEXO XII

Reporte de Solidworks completo de las condiciones de simulación para el enfriamiento pasivo de la cámara de combustible 211

ANEXO XIII

Propiedades termofísicas del agua para el cálculo de la masa de agua evaporada 221

RESUMEN

El objetivo del presente proyecto fue analizar el proceso de enfriamiento pasivo de la cámara de combustible del reactor nuclear de lecho fijo (FBNR, por sus siglas en inglés) para determinar la factibilidad de la remoción de calor de decaimiento nuclear, emitido tras el cese de operaciones ocasionado por la interrupción total de la circulación de refrigerante hacia el núcleo.

Simulaciones matemáticas que se ejecutaron gracias al paquete Flow Simulation del programa Solidworks permitieron obtener un perfil de temperatura de enfriamiento de combustible, donde la máxima temperatura alcanzada fue de 901,5 °C. Dado que dicho valor es inferior al parámetro de seguridad de 2 200 °F (1 204,4 °C) se concluyó que la disipación pasiva de calor de decaimiento sí es viable.

Se emplearon técnicas matemáticas de homogeneización para derivar expresiones efectivas para las propiedades termofísicas de la cámara. Gracias a ello, el sistema heterogéneo de la cámara se consolidó en un cuerpo continuo idealizado.

Como segunda parte de la investigación, se construyó un entorno de ensayos prácticos para el enfriamiento pasivo. El sistema experimental se constituyó de una resistencia eléctrica de inmersión acoplada a un estanque tetraédrico. Se fijaron los valores de potencia eléctrica generada y se registraron las temperaturas del emisor cuando el mismo se calentó en presencia de aire y agua y cuando el cuerpo se enfrió con agua estacionaria.

La conductividad térmica efectiva del calefactor eléctrico homogeneizado tuvo una diferencia porcentual de 19,0 % con la correspondiente a la macroescala de la cámara de combustible.

Se simularon los procesos de intercambio del entorno experimental y las temperaturas así obtenidas se validaron con las experimentales gracias a pruebas

estadísticas realizadas en el programa Statgraphics. Tras el análisis de las tasas de intercambio energético se establecieron factores de corrección. Respectivamente, para los escenarios de calentamiento en presencia de agua y aire, los factores que se encontraron fueron 1,0003 y 0,9948. Para el enfriamiento pasivo se encontró un factor de corrección de 0,9952.

La tasa total de transferencia hallada para el entorno experimental fue de $1,035 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$. Las tasas máxima y mínima de disipación encontradas fueron, respectivamente, $1,261 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$ y $2,639 \times 10^6 \text{ W m}^{-3}$. Adicionalmente, se encontró que es necesario evaporar 115,757 kg de agua durante un periodo de 10 h y 16 min para remover la energía total entregada por el sólido.

Para un enfriamiento prologado del combustible del FBNR deben evaporarse $8,986 \times 10^5 \text{ kg}$ de agua durante 29 días y 7 horas antes de que la estructura de contención quede desprovista de agua.

INTRODUCCIÓN

El reto de mayor relevancia que atañe a la industria energética internacional es el incrementar constantemente la producción de electricidad con un uso cada vez menor de materias primas fósiles y la subsecuente reducción del impacto medioambiental (Sefidvash, 2004, p. 130).

La demanda energética mundial crece de manera continua, particularmente en países en vías de desarrollo, donde el acceso a servicios fundamentales como la electricidad o el agua potable es todavía restringido. Es así que el empleo de fuentes energéticas que sean económicamente asequibles y que estén eficazmente dispuestas al servicio de la población está estrechamente ligado a la mejora de la calidad de vida de los miembros de la sociedad moderna (IAEA, 2010, p. 5).

Por otro lado, los daños ocasionados por el proceso de calentamiento global han hecho evidente la necesidad de controlar las emisiones de gases de efecto invernadero. La industria moderna debe reducir su impacto ambiental mediante el incremento en la eficiencia de sus operaciones y el empleo combinado de recursos alternativos que permitan que la producción de energía sea ecológicamente sustentable (Hoffert, Caldeira, Benford, Criswel y Green, 2002, p. 984).

Recursos renovables como la energía eólica o solar ocasionan un menor impacto ambiental que los combustibles tradicionales, pero la producción de energía eléctrica con base en dichos recursos depende de las condiciones ambientales de la región y no puede garantizarse de manera continua. Por otro lado, los combustibles nucleares son capaces de proveer de energía constantemente, generan menor cantidad de desechos que otras fuentes alternativas y una vez alcanzada su productividad óptima, son económicamente competitivas (Turner, 1999, p. 689).

Sin embargo, la severidad de las consecuencias que una falla en la operación de una instalación nuclear podría ocasionar genera controversias en cuanto al empleo de dicho tipo de energía y por tanto, limita su aplicación práctica. El desarrollo de instalaciones más seguras y eficientes es entonces imprescindible para el aprovechamiento de los beneficios de la energía liberada en las reacciones de fisión nuclear (Vitale, Naviglio, Giannetti y Manni, 2012, p. 298).

Los reactores nucleares de cuarta generación, como el reactor nuclear de lecho fijo (FBNR, por sus siglas en inglés), fundamentan su desempeño en medidas de contención de accidentes que no dependen de sistemas activos. En particular, la remoción del calor de desintegración nuclear que se emitiría en caso de alguna circunstancia adversa de operación se ha concebido en torno al enfriamiento pasivo de su cámara de combustible. Para tal propósito, el recipiente de almacenamiento de combustible se incluye en una piscina con agua en reposo (Sefidvash, 2012, p. 1 685).

Debido a la complejidad inherente al transporte de calor involucrado en la convección natural desde una superficie hacia agua en reposo, la determinación de los límites de flujo de energía y la estabilidad de transferencia se hacen por medio de análisis computacionales que se basan en la teoría de elementos finitos para resolver las ecuaciones de calor. Deben conocerse las expresiones relacionadas con la dependencia de las propiedades térmicas de los materiales involucrados con la temperatura, así como la distribución espacial de los mismos en el sistema (Hohl, Blum, Buchholz, Lüttich, Auracher y Marquardt, 2001, p. 2 235).

Puesto que la combinación de estructuras múltiples en los combustibles nucleares contribuye a la controlabilidad de los procesos de intercambio, el empleo de materiales tipo Triso en el diseño instalaciones nucleares modernas es cada vez más común. Las estructuras heterogéneas que se obtienen deben caracterizarse termodinámicamente mediante expresiones efectivas determinadas gracias a técnicas de homogeneización o metodologías matemáticas compatibles. La simplificación que se consigue permite reducir el tiempo computacional de la simulación de fenómenos y la validez de las propiedades halladas se verifica tras

compararlas con los resultados de mediciones experimentales (Folsom, 2012, p. 32).

El estudio de los procesos fundamentales de intercambio termodinámico detrás de la remoción pasiva de calor requiere de la validación práctica de resultados, puesto que el alcance del modelado matemático de los mismos está limitado por la geometría y condiciones específicas al sistema. Así pues, fenómenos ampliamente analizados, como la ebullición, constituyen todavía un reto para la caracterización teórica y las discrepancias que se presentan entre estudios pueden únicamente reconciliarse si las personas involucradas en el medio conducen los ensayos experimentales pertinentes (Auracher, 2003, p. 2).

1 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

1.1 FUNDAMENTOS DE LA TECNOLOGÍA DE DISEÑO Y OPERACIÓN DEL REACTOR NUCLEAR FBNR

1.1.1 INSTALACIONES NUCLEARES MODERNAS PARA LA GENERACIÓN DE ENERGÍA ELÉCTRICA

Una planta de energía nuclear es una estación térmica en la que se aprovecha el calor que se libera de la fisión de elementos radioactivos para generar electricidad. Cada reacción nuclear emite un promedio de 200 MeV de energía, es decir, una cantidad un millón de veces mayor que la que se obtiene de una reacción química de combustión. Es así que la explotación de recursos nucleares se presenta como una alternativa atractiva para disminuir la dependencia energética mundial de fuentes no renovables de energía, tales como los combustibles fósiles (Hore-Lacy, 2006, p. 42).

La industria nuclear moderna ha concentrado sus esfuerzos en el desarrollo de reactores avanzados que, en comparación con las instalaciones actualmente en funcionamiento, presenten mejoras significativas en cuanto a la eficiencia en la producción de energía y al control de accidentes. Para tales efectos, la comunidad internacional ha reconocido como prioritaria la inclusión de sistemas de seguridad pasivos en los diseños nuevos. Así, los requerimientos de seguridad en las centrales venideras serán satisfechos mediante la explotación de las leyes físicas y químicas de la naturaleza, tales como la gravedad, la resistencia constitutiva de los materiales frente a altas temperaturas y la convección natural de energía (IAEA, 2009a, p. 4).

Los diferentes tipos de diseño de instalaciones nucleares se categorizan, de acuerdo con sus especificaciones distintivas, en grupos que se han denominado generaciones. Los reactores que han sido construidos hasta la fecha pertenecen a la primera, segunda y tercera generación, aunque existen todavía otras tres

categorías cuya ejecución tendrá lugar en el futuro. Por ejemplo, se pronostica que la cuarta generación de reactores nucleares se empleará para usos comerciales de producción energética a partir del año 2030 (Petridis, 2012, p. 44).

En la Tabla 1.1 se han resumido los atributos distintivos de cada generación de diseño. Se han incluido, además, ejemplos de reactores que corresponden a cada categoría y su denominación de acuerdo a sus siglas en inglés.

Tabla 1.1. Características y ejemplos de reactores correspondientes a las diferentes generaciones de diseño nuclear

Denominación	Atributos distintivos	Ejemplos	Denominación
Generación I	<ul style="list-style-type: none"> • Diseño prototipo • Uso naval 	Shippingport Dresden	Shippingport Atomic Power Station Dresden Generating Station
Generación II	<ul style="list-style-type: none"> • Mayoría de reactores en operación • Generación comercial de energía 	PWR BWR CANDU	Pressurized Water Reactor Boiling Water Reactor Canada Deuterium Uranium
Generación III	<ul style="list-style-type: none"> • Construcción reciente • Diseño estandarizado • 60 años estimados de operación 	AP1400	Advanced Power Reactor 1400 [MWe] Advanced Heavy Water Reactor
Generación III+	<ul style="list-style-type: none"> • Incorporación de sistemas de seguridad pasivos a diseño inicial 	AHWR	
Generación IV	<ul style="list-style-type: none"> • Sistemas pasivos de seguridad • Resistencia a la proliferación • Ciclo cerrado de combustible 	FBNR SMR	Fixed Bed Nuclear Reactor Small Modular Reactor

1.1.2 REACTORES DE AGUA A PRESIÓN

En la actualidad, los reactores de agua a presión (PWR, por sus siglas en inglés) son los más utilizados en la generación de energía eléctrica. Consiguientemente, la tecnología desarrollada para su operación ha sido objeto de múltiples estudios

realizados por la comunidad internacional. Debido a que las particularidades de diseño han sido validadas por tales investigaciones, se busca, en medida de lo posible, incluir la metodología y las técnicas vinculadas a los reactores PWR en la conceptualización de reactores avanzados. La Figura 1.1 presenta un esquema de la distribución de los componentes de una instalación nuclear donde se emplea un reactor PWR.

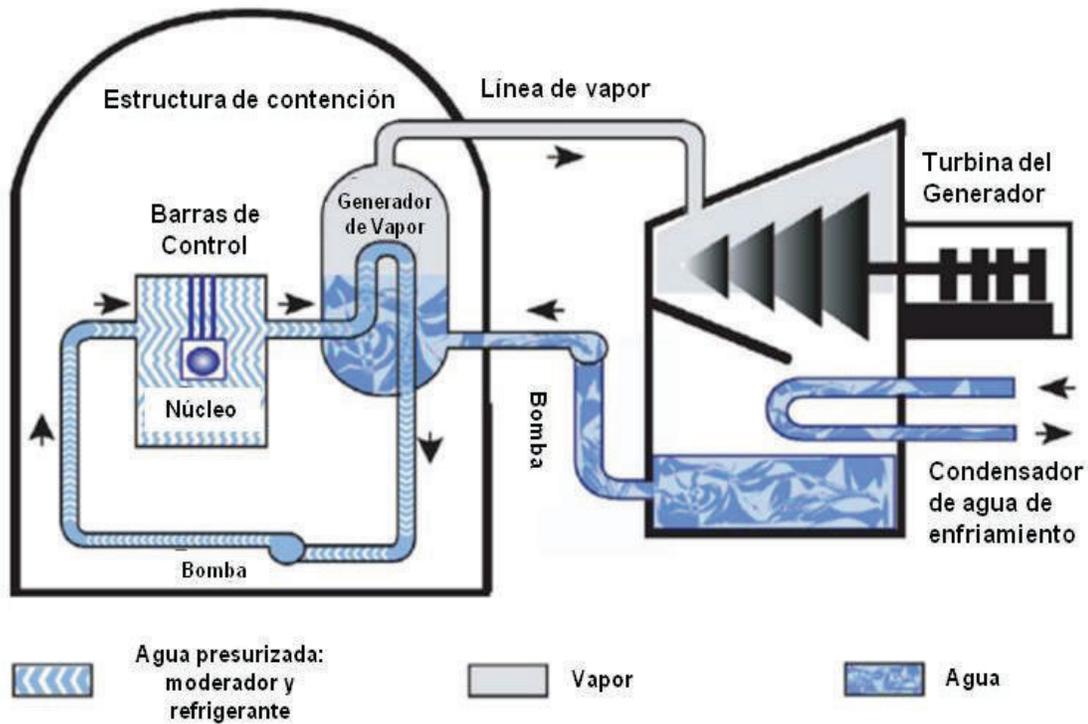


Figura 1.1. Esquema de una instalación nuclear que emplea un reactor PWR
(Hore-Lacy, 2006, p. 40)

En un reactor PWR, la energía resultante de las reacciones de fisión que el combustible experimenta es absorbida por el agua que rodea a los elementos emisores de calor. El recipiente en el que se lleva a cabo dicho intercambio energético se somete a altas presiones (2 200 psi) con el objetivo de mantener al agua en estado líquido y con ello, controlar la temperatura del sistema. El agua del núcleo ejerce también la función de un moderador, es decir, restringe el número de neutrones disponibles para el bombardeo de los átomos de uranio enriquecido. El sistema así dispuesto garantiza que la cantidad de neutrones para

la fisión de los núcleos de los radioisótopos sea igual a la cantidad que se produzca como resultado de tales reacciones. Gracias a lo anterior es posible garantizar una producción estable de energía. Finalmente, el agua del núcleo es bombeada hacia generador de vapor, donde la energía cinética ocasionada por movimiento de su eje se transforma en energía eléctrica (Murray, 2009, p. 150).

1.1.3 EL REACTOR NUCLEAR DE LECHO FIJO: CONCEPCIÓN DE DISEÑO

El Reactor Nuclear de Lecho Fijo (FBNR, por sus siglas en inglés) pertenece a la cuarta generación de diseño de reactores nucleares. Como tal, la implementación de sistemas de enfriamiento pasivo para el control de accidentes es uno de los pilares de la innovación que este ofrece. Adicionalmente, su operación se fundamenta en las tecnologías que rigen el funcionamiento de los reactores de tipo PWR, mientras que su geometría, los materiales de apoyo y el combustible que acompañan su concepto ofrecen mejoras frente a los reactores que se emplean en la actualidad.

El FBNR se clasifica como un reactor pequeño debido a la magnitud de la producción de energía para la cual se ha diseñado (70 MWe). Como tal, se busca poner al reactor al servicio de comunidades remotas, donde el acceso a los servicios energéticos se vea restringido por complicaciones topológicas; o como unidad de soporte para ciudades en las que deba complementarse la energía producida con base en otras fuentes de combustible para satisfacer un incremento en la demanda energética. Debido a la cercanía de las instalaciones con la colectividad que recibe sus beneficios, los requerimientos para el transporte de la energía generada serán menores en comparación con los que se tienen para centrales nucleares de mayor producción nominal. Además, una instalación para el FBNR podrá emplearse no solamente obtener electricidad; sino también para suministrar calor a sistemas centralizados en las ciudades en la cercanía, para desalinizar agua o para generar vapor que se utilice en complejos industriales (Sefidvash, 2012, p. 1 685).

1.1.4 ELEMENTOS DE COMBUSTIBLE DEL REACTOR FBNR

El diseño de reactores nucleares avanzados presenta grandes retos de construcción. Debido a que los sistemas activos para el control de temperatura deben reducirse, los materiales empleados en la cuarta generación de reactores deberán ser capaces de mantener su integridad mecánica aun cuando no se cuente con sistemas de convección forzada de fluido que mitigue los efectos de la acumulación de calor (IAEA, 2004, p. 130).

El combustible del reactor FBNR, al igual que en otros reactores modulares de guijarros (PBMR, por sus siglas en inglés), se encapsula en elementos esféricos compuestos de cuatro capas de contención y se embeben en una matriz continua que a su vez los engloba en un guijarro externo. Los elementos implicados deben ser capaces de retener los gases y productos de la fisión nuclear, tener una deformación térmica compatible con la cohesión de las capas y resistir a la corrosión generada por el contacto con el agua de enfriamiento (Reitsma, 2012, p. 5).

El dióxido de uranio enriquecido en un 5 % constituye el material empleado como combustible nuclear. Dicho material se contiene en microesferas tipo Triso, cuya denominación responde a la calidad isotrópica de sus propiedades termofísicas, conseguida mediante su configuración esférica y las propiedades intrínsecas de sus elementos. Las estructuras internas son capaces de transferir el calor generado por las reacciones nucleares sin comprometer la cohesión entre capas, lo que evita la fuga de los productos de fisión.

A diferencia de las esferas de combustible de los reactores PBMR, cuyo diámetro externo está entre los 50 y 60 mm, el diámetro de las esferas de combustible del reactor FBNR es de 15 mm. Dicha dimensión se ha establecido de acuerdo a simulaciones computarizadas de combustibles esféricos donde se ha escogido como factor decisivo el tiempo de respuesta térmica. El mencionado parámetro hace alusión al tiempo que demora en salir el calor desde el interior de la esfera, transmitirse hacia el material refrigerante y alcanzar un equilibrio en las

temperaturas que se generan después de un accidente (Senor, Painter, Adkins, Geelhood, Matson y Wootan, 2007, p. 47).

En la Figura 1.2 puede observarse la ubicación de los materiales que conforman las cuatro capas de una microesfera Triso y que rodean al núcleo de UO_2 .

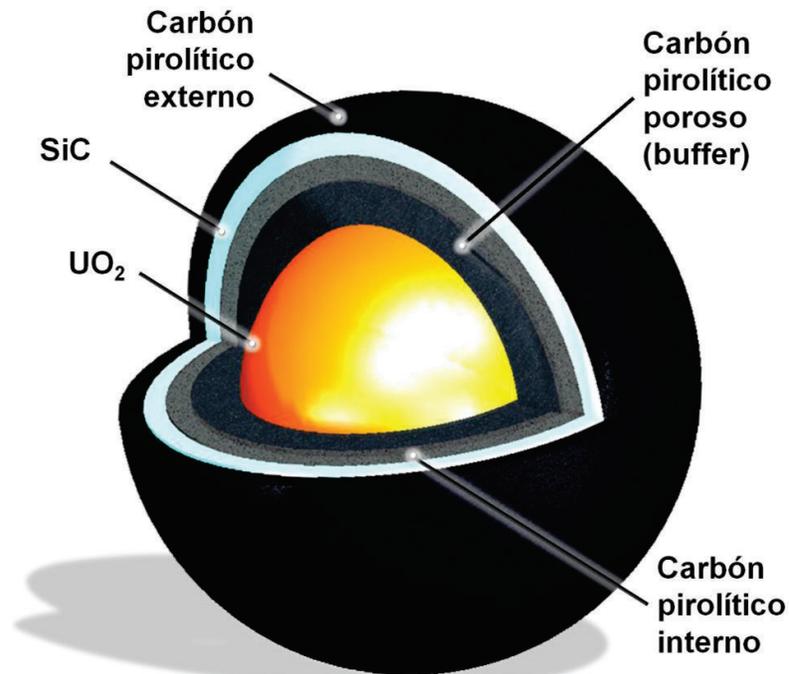


Figura 1.2. Esquema de una microesfera tipo Triso

Las microesferas Triso se incluyen en una matriz pulverizada de grafito que modera los neutrones disponibles para la fusión. En el límite exterior del guijarro se tiene un revestimiento de grafito sinterizado, con un diámetro de 15 mm.

1.1.5 OPERACIÓN DEL REACTOR FBNR

Durante la operación, los elementos combustibles del FBNR se transportan hacia el núcleo mediante la circulación continua de agua liviana que ingresa por una malla perforada hacia la cámara de combustible. Un presurizador mantiene constante la presión del fluido refrigerante, lo que hace posible que se alcance el

equilibrio dinámico en el interior del núcleo. El flujo de agua conserva a los guijarros asociados en un lecho fijo en la parte superior del núcleo, donde el estado de masa crítica da paso a las reacciones de fisión en las microesferas. El agua absorbe el calor producido y circula hacia el generador de vapor de tubos y coraza que se acopla sobre el núcleo. Finalmente, la energía cinética que resulta del movimiento del eje de la turbina (a través de la cual circula el vapor) es transformada a energía eléctrica (Sefidvash, 2012, p. 1 685).

Las partes fundamentales del FBNR pueden apreciarse en el esquema de la Figura 1.3.

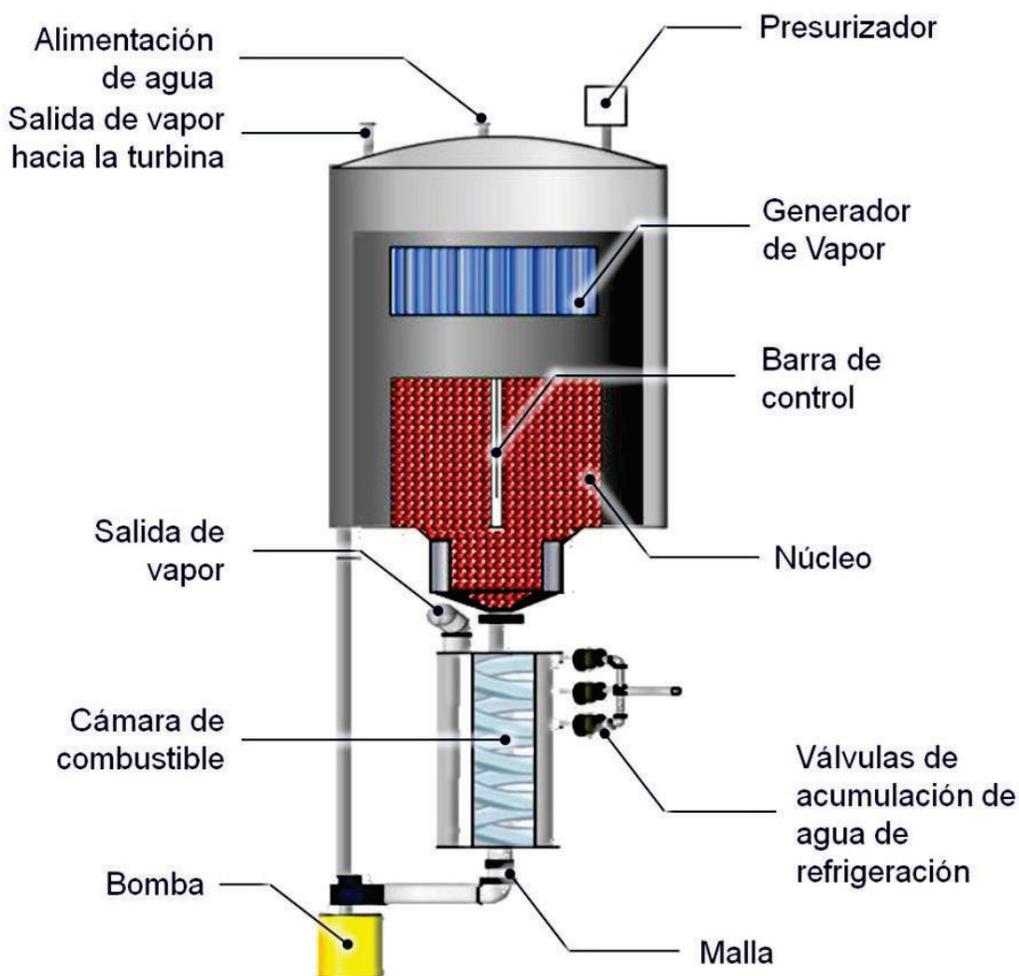


Figura 1.3. Esquema de diseño del reactor FBNR
(Sefidvash, 2012, p. 1 694)

Las características de interés que atañen al diseño del reactor nuclear de lecho fijo se muestran en la Tabla 1.2. No se han incluido propiedades que corresponden a la neutrónica o hidráulica de diseño, puesto que el estudio que se ha llevado a cabo se ha concentrado en las interacciones térmicas en el reactor y las propiedades que se asocian con tales procesos.

Tabla 1.2. Especificaciones técnicas para el reactor FBNR

Parámetro	Valor	Unidad
Diámetro del núcleo	1,7	m
Volumen del núcleo	4,78	m ³
Número de guijarros de combustible en el núcleo	$1,62 \times 10^6$	esferas
Flujo másico de agua	1,1	Kg s ⁻¹
Temperatura de operación del fluido	308	°C
Temperatura de operación del combustible	354	°C
Generación de energía térmica	218	MWt
Generación neta de energía	70	MWe

1.1.6 SISTEMA DE ENFRIAMIENTO PASIVO DEL REACTOR FBNR

Bajo condiciones adversas de operación, sean estas el mal funcionamiento de la bomba de circulación del refrigerante o cualquier deformación mecánica del núcleo del reactor, el circuito cerrado se inactivará y los guijarros caerán al reservorio de combustible por acción de la gravedad. Se perderá el estado crítico del material y el calor emitido corresponderá a la desintegración nuclear de los materiales (Sefidvash, 2012, p. 1 693).

La cámara de combustible es un cuerpo helicoidal hueco. La tubería de la que está compuesta está conectada directamente bajo el núcleo del reactor y tiene un diámetro interno de 40 cm. La forma de la cámara maximiza la superficie dispuesta para la transferencia de calor por convección, mientras el material del recubrimiento interior deberá tener la capacidad de absorber neutrones (Sefidvash, 2012, p. 1 702).

1.1.6.1 Empaquetamiento de las esferas de combustible

El empaquetamiento cercano al azar se define como el tipo particular de arreglo con el que se alcanza la densidad máxima de un grupo de esferas contenidas en un recipiente cerrado. Las condiciones determinantes para alcanzar el arreglo antes mencionado son una fricción mínima entre partículas y la acción de la gravedad sobre las mismas. El arreglo con la mayor fracción volumétrica ocupada por las partículas que se ha conseguido experimentalmente se ha promovido por una baja velocidad de descenso de las partículas y la agitación del contenedor horizontal que las recibe (Torquato, Truskett y Debenedetti, 2000, p. 2 064).

Existe una controversia acerca de la fracción volumétrica que puede ser ocupada por esferas sólidas con un empaquetamiento cercano al azar con cifras desde 0,6 hasta 0,68 para la fracción volumétrica del sólido. Además, modelos matemáticos para describir el arreglo han concluido que el incremento del orden entre partículas permite que se incremente la cercanía entre elementos. Ha de considerarse además que la reducción de la fricción entre esferas puede disminuirse con un acabado pulido, de acuerdo a recomendaciones de Torquato, et al. (2000).

1.1.6.2 Geometría de la cámara de combustible

Un helicoide forma parte del grupo de superficies que están generadas por una recta que se mueve, a velocidad constante, a lo largo de una curva. Las figuras con tal descripción se conocen como superficies regladas y tienen como particularidad el hecho de que pueden contener infinitas rectas en su superficie. Debido a lo anterior, a medida que la longitud de un helicoide se prolonga, su área tiende a un valor infinito, aunque el volumen que pueda contener sí tenga un límite (Gray, Abbeno y Salamon, 2006, p. 376).

Al ser un cuerpo helicoidal, la cámara de combustible del reactor FBNR tiene una superficie externa que es superior a la que tendría un cilindro de igual altura y

diámetro. Por tanto, pese a ser geoméricamente menos estable que un cilindro, la longitud que presenta multiplica el área de transferencia de calor por convección, por lo que constituye una figura ideal para el propósito del enfriamiento pasivo.

1.2 PROPIEDADES TERMOFÍSICAS DE LOS MATERIALES DE LA CÁMARA Y LOS ELEMENTOS ESFÉRICOS DE COMBUSTIBLE. CÁLCULO DE LAS PROPIEDADES EFECTIVAS

1.2.1 MECANISMOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN MATERIALES NO METÁLICOS

Los átomos en un material metálico están asociados de manera periódica y uniforme, razón por la cual no pueden vibrar independientemente y la transferencia de energía se hace mediante la propagación de electrones libres alrededor del material fijo. Por otro lado, en el caso de materiales no metálicos, cada molécula es considerada un oscilador armónico cuántico debido a que en ella se tienen niveles de energía con igual separación entre sí. Para cambiar su estado de excitación (frecuencia de oscilación) pueden solamente aceptar unidades discretas de energía. Tales unidades discretas requeridas para la vibración de las moléculas se conocen como fonones (Shrivastava, 1990, p. 63).

En un material no metálico, la energía transferida se relaciona con la temperatura del sistema, misma que determina la cantidad de fonones en circulación. A mayor temperatura se tiene un mayor número de fonones y tienen lugar una vibración más fuerte en la sustancia. Esto genera que la conductividad térmica de un material cerámico, incremente con el incremento de temperatura (Powell, Ho y Liley, 1966, p. 66).

Sin embargo, mientras mayor cantidad de fonones se tenga, mayor será también la dispersión energética de los mismos, debido a impurezas en el material, la presencia de otros fotones o los poros formados en un material compuesto. Es así que la conductividad térmica de los materiales cerámicos disminuye una vez que los efectos de dispersión son más importantes que los efectos de vibración que su transporte ocasiona (Amirthan, Udaya y Balasubramanian, 2011, p. 424).

El comportamiento de la conductividad térmica de óxidos cerámicos de acuerdo a la temperatura es influenciado por la configuración del material. Estudios experimentales han demostrado que el máximo en la conductividad de la sustancia puede ser desplazado varios cientos de grados si el material en polvo es sinterizado. En sólidos de alta densidad, la conductividad térmica desciende con la temperatura, mientras que el coeficiente para el material particulado del cual se han obtenido asciende en el mismo rango (Powell, Ho y Liley, 1966, p. 100).

El establecimiento de condiciones de borde claras y el estudio cualitativo e histórico de un material permite establecer modelos que permitan predecir el comportamiento de mezclas heterogéneas de cerámicos. Además, es necesario considerar el tamaño de partícula de las estructuras y su composición volumétrica (Olorunyolemi, Birnboim, Wilson, Lloyd, Smith y Campbell, 2002, p. 1 253).

Un material con gran capacidad de conducir fonones puede conseguirse si se reduce la posibilidad de dispersión de los mismos, ya sea mediante la purificación de la sustancia o la combinación adecuada de especies donde se restrinja el tamaño de poro entre ellos. Materiales con tales características son, además, aislantes eléctricos. Para que un material sea eficientemente dieléctrico y a su vez sea capaz de conducir el calor fuera de sí, es necesario que tenga una estructura simple, bajo peso molecular, enlaces covalentes fuertes y gran pureza (Bruls, 2000, p. 14).

Las estructuras compuestas que se emplean en los combustibles tipo Triso promueven el almacenamiento de productos de fisión nuclear. La mayor fuente de

retraso en la respuesta térmica entre capas se debe a la presencia de carbón compactado, mismo que es capaz de dispersar y absorber neutrones. Puesto que las diferentes etapas constitutivas de las microesferas tipo Triso tienen un propósito definido dentro de la configuración, es indispensable modelar la distribución de temperaturas dentro de la partícula en consideración con la escala macroscópica con la cual se acoplan (Ortensi, Boer y Abderrafi, 2011, p. 5 020).

Las dimensiones para los componentes de las microesferas tipo Triso se presentan en la Tabla 1.3.

Tabla 1.3. Dimensiones características de los materiales constituyentes de las microesferas tipo Triso

Material	Diámetro (m)
Dióxido de Uranio	5,02E-04
Carbón - Búfer	6,85E-04
Carbón - IPYC	7,65E-04
Carburo de Silicio	8,35E-04
Carbón - OPYC	9,15E-04

(Ortensi et al., 2011, p. 5 020)

1.2.2 MECÁNICA Y TERMO-MECÁNICA DE LOS MEDIOS CONTINUOS

La mecánica de los medios continuos es una rama de estudio de la física que determina expresiones y valores para las propiedades efectivas de materiales compuestos y sistemas heterogéneos, gracias a la idealización de su estructura como un medio continuo unificado. Si el sistema homogeneizado participa en un proceso de intercambio energético, el estudio mecánico integral se sirve de la disciplina conocida como la Termo-mecánica de los medios continuos para especificar propiedades térmicas representativas del sistema homogeneizado y así poder analizar los efectos que la transferencia de calor tiene sobre el mismo (Germain, Maugin y Drouot, 2000, p. 17).

La presencia de diversos materiales, geometrías y dimensiones dentro de un mismo entorno asiste en la discretización de la acumulación o aislamiento de la energía, lo que a su vez propicia un control preciso sobre los valores efectivos de transferencia. Es así que se busca mejorar la capacidad de transferencia de calor desde un material compuesto mientras se consigue una maleabilidad y densidad óptimas para permitir la generación de geometrías que permitan tener una gran superficie de transferencia con poco peso. A su vez, los materiales compuestos son capaces de resistir altas temperaturas y tienen propiedades isotrópicas (Yankovskii, 2010, p. 264).

La termo-mecánica de los medios continuos permite desarrollar proyectos de ingeniería donde los sistemas heterogéneos sean considerados unidades uniformes de intercambio y la validación y experimentación iniciales puedan realizarse sin recurrir a elevados costos computacionales que de otra forma impedirían la culminación de tales proyectos (Yankovskii, 2010, p. 266).

1.2.3 HIPÓTESIS DEL MEDIO CONTINUO

La termo-mecánica de los medios continuos tiene como principio fundamental la hipótesis del medio continuo, misma que establece que, a gran escala, un sistema se comporta como un medio continuo que puede definirse por sus propiedades macroscópicas. Tales propiedades se determinan gracias a un proceso de promediado estadístico donde la constitución, disposición e interacciones entre los componentes del sistema se consideran para plantear modelos matemáticos que unifiquen la estructura (Christensen, 2005, p. 35).

1.2.4 HOMOGENEIDAD EQUIVALENTE

En un sistema que ha sido homogeneizado gracias al modelo del continuo, el valor de las propiedades termofísicas es el mismo para cualquier punto del medio. Dicho de otra forma, las propiedades termofísicas efectivas para el continuo son

equivalentes a las propiedades que tendría un cuerpo conformado por un material homogéneo (Parnell, 2006, p. 23).

1.2.5 TEOREMAS DE DESCOMPOSICIÓN Y DIVERGENCIA DE FUNCIONES

El Teorema de la Descomposición de Funciones de Gray establece que una función multivariable dentro de una región específica del espacio puede describirse mediante una relación efectiva generada entre funciones más sencillas que se definen dentro las secciones constitutivas de la región macroscópica (Whitaker, 1987, p. 176).

La expresión del teorema de Gray se muestra en las ecuaciones [1.1] y [1.2].

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad [1.1]$$

$$y = \phi(g_1(x_1, x_2, \dots, x_n), g_2(x_1, x_2, \dots, x_n), \dots, g_m(x_1, x_2, \dots, x_n)) \quad [1.2]$$

Donde:

y: Función multivariable definida en la región macroscópica

g_i : Función válida para una sección constitutiva (i) de la región macroscópica

ϕ : Relación efectiva entre las g_i funciones dentro de la región macroscópica

Las secciones constitutivas (también denominadas subescalas de la región) interactúan entre sí y con las secciones de mayor jerarquía que las contienen. Dichas escalas y subescalas realizan intercambios que se explican gracias al Teorema de Divergencia de Gauss, mismo que establece que en ausencia de creación o destrucción interna de materia, una divergencia en el campo vectorial en una región ocurre únicamente si existe un flujo desde o hacia la región, a través de su frontera (Gray, Leijnse, Kolar y Blain, 2000, p. 91).

El Teorema de Divergencia se expresa en la ecuación [1.3]

$$\int_V (\nabla F) dV = \int_S (F) dS \quad [1.3]$$

Donde:

- F: Campo vectorial
- ∇F : Divergencia en el campo vectorial
- V: Volumen de la región del espacio
- S: Área interfacial entre escalas de interacción

Es así que en lugar de definirse el valor de la función en cada punto de la región dentro del volumen de control es necesario únicamente determinar el valor de la función en el componente normal de la frontera del dominio (Gray, 2000, p. 98).

La frontera de las subescalas del sistema debe definirse de manera tal que la variación dentro de la unidad de volumen seleccionada pueda considerarse despreciable y no genere estratificaciones en la distribución del campo. El área interfacial entre las subescalas representa, de manera generalizada, el área por unidad de volumen disponible para el intercambio entre fases. El inverso de tal variable describe pues la longitud característica de la subescala (Galvaneto y Ferri, 2009, p. 162).

1.2.6 PROMEDIO VOLUMÉTRICO DE LA TEMPERATURA DEL SISTEMA

Pese a que la temperatura constituye una propiedad no aditiva, el significado físico de una temperatura promedio, efectiva para toda una escala, se define de acuerdo con los Teoremas de Divergencia y Descomposición de Funciones. Como se muestra en la ecuación [1.4], el campo vectorial puede descomponerse, empleando el postulado de Gray, en dos funciones más sencillas: el valor efectivo de la temperatura y la desviación espacial que se presenta dentro de la subescala (Whitaker, 1987, p. 181).

$$T_{EFm} = \langle T_m \rangle + \tilde{T}_m \quad [1.4]$$

Donde:

T_{EFm} : Temperatura efectiva en la subescala m

$\langle T_m \rangle$: Promedio espacial de la temperatura en m

\tilde{T}_m : Desviación espacial de la temperatura del promedio

A su vez, \tilde{T}_m se define como una función que representa el gradiente espacial del promedio de la temperatura de la escala, mismo que se presenta en la forma de la ecuación [1.5].

$$\tilde{T}_m = g \cdot \nabla \langle T_m \rangle \quad [1.5]$$

Para definir una propiedad dependiente de la temperatura, efectiva en toda la subescala (κ_m), tal propiedad debe describirse para cada valor puntual de la temperatura dentro de la región constitutiva (T_P) de la macroescala. Para resolver la función puede expandirse la misma, por ejemplo, mediante series de Fourier.

Se muestra un ejemplo de la expansión de la función κ_m en la ecuación [1.6].

$$\kappa_m(T_P) = \kappa_m(\langle T_m \rangle) + \left(\frac{\partial \kappa_m}{\partial T_P} \right) (T_P - \langle T_m \rangle) + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \kappa_m}{\partial T_P^2} \right) (T_P - \langle T_m \rangle)^2 + \dots \quad [1.6]$$

Si se aplica el Teorema de la Descomposición para la temperatura puntual T_P , se obtiene la ecuación [1.7].

$$T_P = \langle T_m \rangle + \tilde{T}_P \quad [1.7]$$

El término de desviación espacial del valor puntual de temperatura se define con una función h, que, al igual que para la desviación especial de la escala, expresa

un gradiente de la temperatura promedio en el dominio. La ecuación [1.8] exhibe la relación mencionada.

$$\tilde{T}_p = h \cdot \nabla \langle T_m \rangle \quad [1.8]$$

Si se reemplazan las ecuaciones [1.7] y [1.8], se obtiene la expresión [1.9].

$$\kappa_m(T_m) = \kappa_m(\langle T_m \rangle) + \left(\frac{\partial \kappa_m}{\partial T_m} \right) (h \cdot \nabla \langle T_m \rangle) + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \kappa_m}{\partial T_m^2} \right) (h \cdot \nabla \langle T_m \rangle)^2 + \dots \quad [1.9]$$

Para hallar la expresión matemática de la función κ_m debe definirse, para el caso particular de análisis, una función h que pueda igualarse a cero y con ello consiga que el efecto de la desviación espacial para cada punto sea nulo. Finalmente, la función efectiva de κ_m del presente ejemplo podrá cumplir la relación que se muestra en la ecuación [1.10].

$$\kappa_m(T_m) = \kappa_m(\langle T_m \rangle) \quad [1.10]$$

El promedio volumétrico de temperatura representa efectivamente a un sistema sobre el cual se han definido funciones para sus propiedades termofísicas que anulen matemáticamente el factor de desviación espacial del campo vectorial (Howes y Whitaker, 1985, p. 1 391).

1.2.7 VOLUMEN DE CONTROL Y RESTRICCIONES DE ESCALA

El volumen de control en un análisis térmico se establece como aquel espacio donde se monitorean el transporte e intercambio de materia y energía con el medio u otros volúmenes de control y cuyos datos son relevantes para el estudio en cuestión. El contenido del volumen de control y los límites que lo separan del ambiente deben definirse de acuerdo a las características del sistema de análisis. El área de control corresponde a la superficie de interacción entre el volumen de control y su entorno (Kaviany, 2001, p. 50).

La escala de longitud con base en la cual se define el volumen de control para el análisis de un proceso específico debe definirse de acuerdo con la relevancia de los datos que pueden obtenerse de la misma. En un sistema térmico ocurren variaciones de temperatura a través de pequeñas, medianas y grandes escalas de longitud, por ejemplo, entre espacios intermoleculares, entre secciones del sistema y entre el sistema en sí y el ambiente que lo rodea. La restricción de tamaño entre las escalas de un sistema se define como muestra la ecuación [1.11]. Se asume que las escalas presentan órdenes de magnitud diferentes. Una vez que se ha llevado a cabo la homogeneización, las interacciones mencionadas no son relevantes para los resultados del estudio, por lo que es necesario que las escalas involucradas en el sistema sean lo suficientemente diferentes entre sí para obviar los procesos microscópicos de intercambio (Whitaker, 1999, p. 93).

$$L_{\beta} \ll r_o \ll L \quad [1.11]$$

Donde:

L_{β} : Longitud característica de fase β en el volumen de control (m)

r_o : Radio del volumen de control (m)

L : Longitud característica de la macroescala (m)

En las escalas microscópicas contenidas en el sistema heterogéneo, la fase dispersa se encuentra distribuida uniformemente alrededor del centroide del volumen unitario y no existen estratificaciones de las zonas de transferencia. La longitud característica del volumen de control se asocia con la longitud donde la desviación de la distribución promedio tiende a cero. Para el caso de partículas esféricas, la longitud característica se define entonces como el diámetro efectivo de la esfera, donde la estratificación no es relevante para la transferencia entre la fuente y el medio que rodea al volumen de control (Whitaker, 1999, p. 28).

En la escala macroscópica, la longitud característica se define mediante la relación entre el volumen y el área de transferencia dentro del dominio. El cuerpo unificado trabaja entonces como un intercambiador de superficie, donde la

cantidad de energía transferida por unidad de área está balanceada (es uniforme) para todo el volumen de control. Por tanto, la distancia que resulta de la división entre las magnitudes representa la dispersión total de energía en cada punto de la escala (Whitaker, 1999, p. 27).

1.2.8 LA APROXIMACIÓN DEL EQUILIBRIO TÉRMICO LOCAL

El análisis de la transferencia de calor en sistemas heterogéneos no puede llevarse a cabo mediante el principio clásico del equilibrio térmico puesto que en tales sistemas existen gradientes en las funciones de estado entre los componentes y por tanto, se genera un campo energético no uniforme. Es así que el sistema no se encuentra en equilibrio térmico interno y la ley cero de la Termodinámica no se satisface (Kaviany, 2001, p. 53).

Debido a lo anterior, es necesario recurrir a la aproximación del equilibrio térmico local para poder considerar a las variables de estado como funciones continuas y así proceder con el análisis del medio que se idealiza como un continuo (Wang, 2011, p. 95).

El postulado del equilibrio térmico local establece que es posible emplear las funciones de las variables de estado de una fase en todo el sistema, excepto en los bordes que dividen las fases, siempre que se cumpla con las restricciones de dimensión para las fases constitutivas del entorno. Es imperativo que las unidades en las que el sistema esté dividido sean lo suficientemente pequeñas (en comparación con la dimensión global del sistema) para considerar que en su interior no existen gradientes en los valores de las funciones de estado (Espinosa, Castillo, Herranz y Vázquez, 2013, p. 17).

Una vez que se han definido las fases de manera apropiada puede resolverse el problema del transporte de energía entre fases mediante el uso de técnicas de homogenización que tienen como resultado una expresión matemática exacta para los valores efectivos de las propiedades de transporte entre fases. Puede

considerarse entonces que todo el sistema es una estructura homogénea y su análisis puede realizarse mediante los postulados clásicos del equilibrio térmico (Porfiri, Nguyen y Gupta, 2009, p. 1 542).

1.2.9 EL MÉTODO DE LOS VOLÚMENES PROMEDIANTES

El método de los volúmenes promediantes (AVM, por sus siglas en inglés) es una técnica de homogenización que permite la derivación rigurosa de ecuaciones continuas de transporte para sistemas heterogéneos (Whitaker, 1999, p. 8).

En general, se llama derivación rigurosa al procedimiento que consiste en la postulación de premisas con base en las condiciones de un problema determinado y la consecuente generación de inferencias que conlleven a la conclusión que se persigue. En el caso particular de que la conclusión sea una ecuación matemática, aquella deberá ser capaz de describir el problema en cuestión de manera detallada (Gillespie, 1992, p. 405).

En el caso de problemas de intercambio de calor de carácter transitorio, donde se ven involucradas dos fases, es posible determinar modelos de una sola ecuación que describan el intercambio entre las mismas. Es importante definir las áreas interfaciales de transferencia y determinar las propiedades termodinámicas sobre las cuales se va a realizar homogeneización. En particular, propiedades intensivas de la materia, cuyo valor varíe con la temperatura, deberán ser definidas mediante homogeneización para incluirse en el modelado del sistema (Whitaker, 1999, pp. 72-77).

1.3 ANÁLISIS DEL FENÓMENO DE EMISIÓN DE CALOR DE DECAIMIENTO DESPUÉS DEL APAGADO DE REACTORES NUCLEARES

El calor de desintegración nuclear se define como aquel que el material nuclear radioactivo emite una vez que ha perdido su criticidad. La predicción de la cantidad de calor de decaimiento (o desintegración) nuclear que el material emitirá después de haber terminado o haberse cumplido su ciclo de operación, se hace con base en modelos estandarizados. Dentro de los parámetros que intervienen en dichas funciones se encuentra la información histórica del tiempo de uso del combustible, el período definido después de la alteración del estado crítico y propiedades como el tiempo de vida media. Uno de los estándares que se emplea con regularidad es el que la Sociedad Americana de Energía Nuclear (ANS, por sus siglas en inglés) recoge en su documento ANS-5.1 / N18.6. Puesto que el estándar se desarrolló a partir de datos de accidentes previos, el modelo está frecuentemente sometido a revisión (Lee, Norman y McCormic, 2012, p. 328).

La información de la tasa de energía emitida como consecuencia de la desintegración nuclear se recopiló a partir de datos históricos de accidentes nucleares donde se había centrado la atención en el fortalecimiento de nuevas barreras de contención y el análisis de distribución de temperaturas, pero no se habían desarrollado criterios probabilísticos para establecer limitaciones en la cantidad de calor que debe removerse después de un accidente nuclear para juzgarse que el mismo se ha aplacado y establecer las condiciones socioeconómicas más favorables para dicha remoción. En la Tabla 1.4 se presenta un resumen de los valores reportados para las fracciones del calor total emitido por una instalación de fisión nuclear después del cese de la operación normal de la misma (Kastenberg, 1984, p. 51).

Tabla 1.4. Tasa de emisión de calor de desintegración nuclear como porcentaje de la potencia operativa del reactor nuclear

Tiempo después de apagado (h)	Porcentaje de potencia operativa total (%)
0	7
1	2
5	1
24	0,5
240	0,1

Pese a que los resultados de la Tabla 1.4 se publicaron en 1984, la simplicidad en la manipulación de la curva de desintegración nuclear compilada por Kastenberg hace de su informe una herramienta vigente para el diseño de nuevas plantas de potencia. Como ejemplo de una planta de energía nuclear moderna que todavía emplea la descripción formulada por Kastenberg, se ha incluido la Figura 1.4

La gráfica que se presenta en la Figura 1.4 es parte de un reporte que se ha expedido con propósitos comerciales e informativos acerca de la respuesta pasiva del sistema de contención de accidentes del reactor AP 1000®. Las fracciones que se incluyen en ella sirven como lineamientos para la etapa del diseño conceptual de nuevos sistemas de Westinghouse (2011, p. 1).

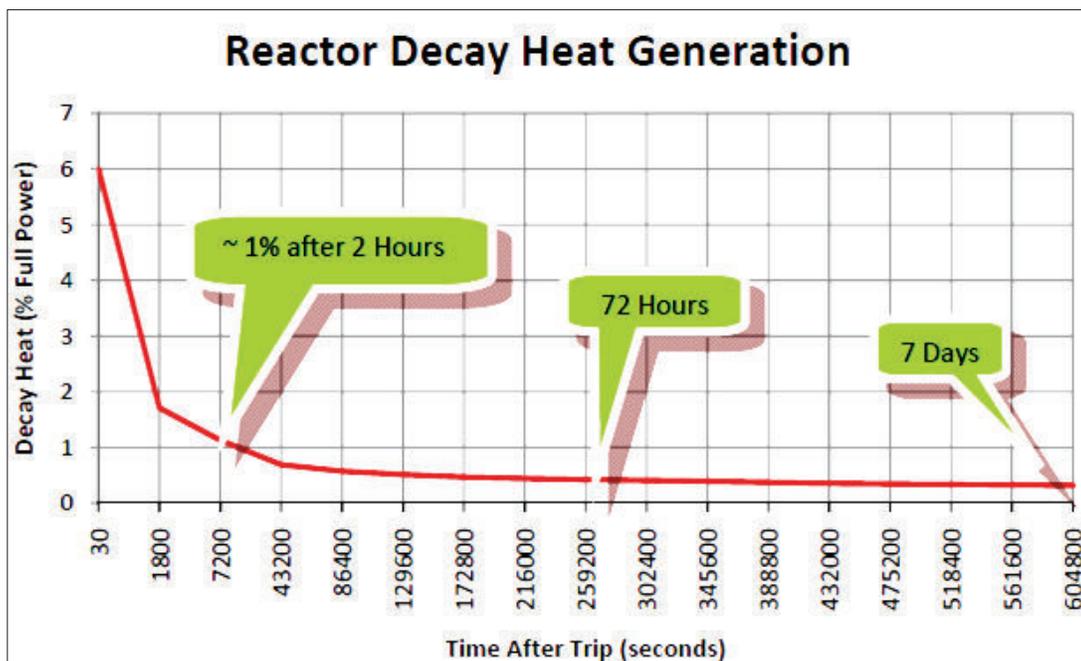


Figura 1.4. Curva de calor de decaimiento nuclear como función de la potencia total de operación para el reactor AP1000 ®
(Westinghouse, 2011, p. 1)

1.4 ANÁLISIS DE LOS FENÓMENOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR INVOLUCRADOS EN EL ENFRIAMIENTO PASIVO

1.4.1 REMOCIÓN PASIVA DEL CALOR DE DESINTEGRACIÓN NUCLEAR

El concepto del enfriamiento pasivo hace referencia a la remoción de calor de un sistema que se consigue mediante el contacto del mismo con un fluido en reposo. El éxito de la disipación pasiva de calor está subordinado a la capacidad de transmisión y almacenamiento de energía de los materiales involucrados, así como a la geometría del sistema, misma que determinará la extensión de la superficie disponible para el intercambio de calor (IAEA, 2009b, p. 10).

La remoción pasiva del calor de desintegración nuclear después de un accidente constituye uno de los retos fundamentales para los reactores de cuarta generación. De no conseguirse remover suficiente energía antes de que se alcancen las temperaturas de fusión de los materiales de contención, las interacciones entre los elementos combustibles y los productos de las reacciones de fisión podrían ocasionar una serie de daños estructurales y medio ambientales. Entre ellos pueden citarse: explosiones violentas relacionadas con el contacto entre el vapor súper calentado y los metales residuales; y la liberación de materiales radioactivos desde las instalaciones (Eckar y Matthias, 2010, p. 1 473).

1.4.2 EL PROCESO DE INTERCAMBIO DE CALOR DURANTE EL ENFRIAMIENTO PASIVO

A medida que las esferas de combustible descienden hacia el recipiente helicoidal de la cámara, se forma una capa de vapor alrededor de las paredes de la misma, puesto que la cantidad de calor que se emite desde el combustible excede la cantidad de energía requerida para evaporar el agua en contacto con la superficie. Sin embargo, la presión que la masa de agua ejerce sobre los estratos inferiores de la piscina provoca el colapso continuo de la capa de vapor y permite que la cámara tenga un contacto continuo con el agua líquida del recipiente. La transferencia de calor durante la etapa así descrita es la más rápida de todo el proceso (Fontecchio, Maniruzzaman y Sisson, 2002, p. 58).

La magnitud del calor de decaimiento nuclear emitido disminuye con el tiempo. Así también lo hace la tasa de transferencia de energía hacia el refrigerante. El gradiente continuo de temperatura provocado por la desintegración nuclear determina la aparición de corrientes de fluido de diferente densidad y da paso a la convección natural de calor. Durante el enfriamiento se aprovecha también la capacidad calorífica específica de la masa de agua contenida en la piscina (Vitale, Naviglio, Giannetti y Manni, 2012, p. 298).

De acuerdo a la Comisión Nuclear Regulatoria de Estados Unidos (NRC, por sus siglas en inglés), un sistema pasivo de seguridad puede acreditarse si la temperatura máxima que alcanza la superficie de contención después de un accidente donde se interrumpe el paso del refrigerante hacia el núcleo es 2 200 °F, equivalente a 1 204,4 °C (NRC, 2007, p. 844).

Sistemas de mitigación de accidentes avanzados, entre los que puede mencionarse el concepto NuScale, presentan diseños simplificados y robustos para remover el calor de decaimiento nuclear.

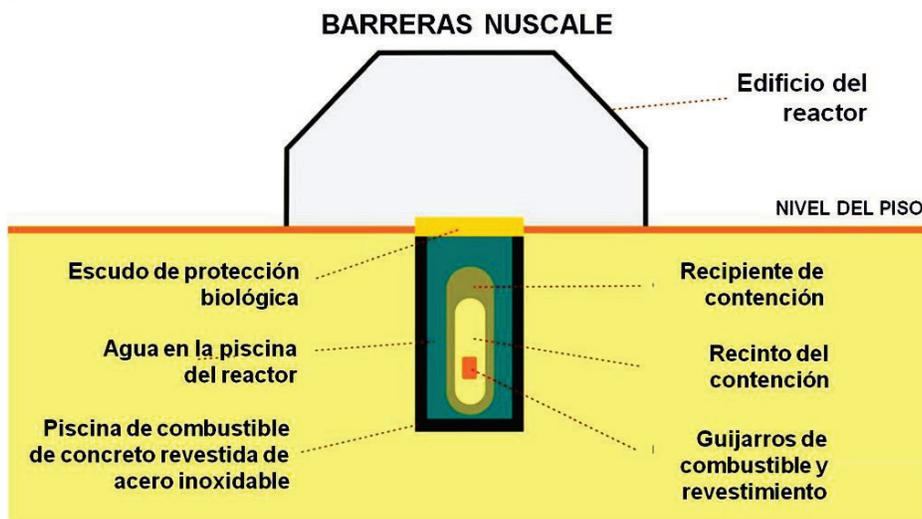


Figura 1.5. Esquema del sistema de protección NuScale contra accidentes extremos (Reyes, 2011, p. 162)

En la Figura 1.5 se puede apreciar un esquema del sistema de protección pasiva sobre la cual se basa la tecnología NuScale. La piscina del reactor contiene

siempre agua, que en el caso de un accidente, estará inmediatamente disponible para absorber la energía de desintegración del combustible. De esa manera, no se requeriría de la adición externa de energía para el transporte del fluido. La presión generada por la ebullición sería aliviada por la conducción de los gases hacia el recinto cerrado de las instalaciones. Adicionalmente, puesto que la piscina yace bajo tierra, el espacio que se ocupa no incrementa la extensión de trabajo de planta nuclear y se incrementa la protección contra daños ocasionados por sismos o manipulaciones fraudulentas del sistema (Reyes, 2011, p. 158).

En la Figura 1.5 se muestra uno de los 12 módulos que conforman una instalación de tipo NuScale, cada uno de los cuales es capaz de producir 160 MW térmicos. Para la remoción a largo plazo de calor de decaimiento nuclear se ha establecido que en la piscina del reactor se debe mantener un inventario de cuatro millones de galones de agua para enfriar las 12 unidades de la instalación a largo plazo (Reyes, 2009, p. 29).

El volumen para la piscina del reactor corresponde a la cantidad de agua que deberá evaporarse para mantener el control de la temperatura del núcleo dentro de los parámetros de seguridad por un lapso de 30 días, mediante la evaporación de agua. Tal volumen corresponde a la definición de un sumidero extremo de calor (UHS, por sus siglas en inglés) y que usualmente se provee a las plantas de energía nuclear a partir de reservas naturales de agua, tales como ríos, lagos o acuíferos de cualquier tipo. Al encontrarse lejos de las instalaciones, el transporte de fluido implica una limitación que debe tomarse en cuenta en el diseño de los sistemas de contención de accidentes (NRC, 2013, p. 8).

Puesto que no existe una instalación comercial operativa que emplee reactores de cuarta generación, los sistemas de enfriamiento pasivo no han sido puestos a prueba en escenarios reales. Sin embargo, se ha analizado su eficiencia y confiabilidad con base en simulaciones virtuales y pruebas de laboratorio a pequeña escala. Además, debido a que los reactores de cuarta generación han acoplado la tecnología que sustenta la operación de los reactores PWR, los

estándares a los que se acogen son los mismos que se aplican a los reactores de agua a presión.

De acuerdo con los ensayos a escala piloto para el sistema NuScale, la remoción de calor de desintegración nuclear se llevará a cabo en tres escenarios diferentes. Durante la primera etapa de enfriamiento, la acumulación del calor de decaimiento se restringirá mediante la convección natural de calor hacia la piscina. La segunda etapa inicia cuando el nivel del líquido desciende bajo el nivel del recipiente del reactor, 3 días después del incidente de perturbación. La evaporación de agua se dará en el régimen de ebullición nucleada hasta que el agua alrededor del recipiente se consuma por completo. Finalmente, después de 30 días de ocurrido el accidente, la remoción de calor de desintegración nuclear se dará mediante radiación y convección de calor hacia el aire de la piscina (Reyes, 2011, p. 162).

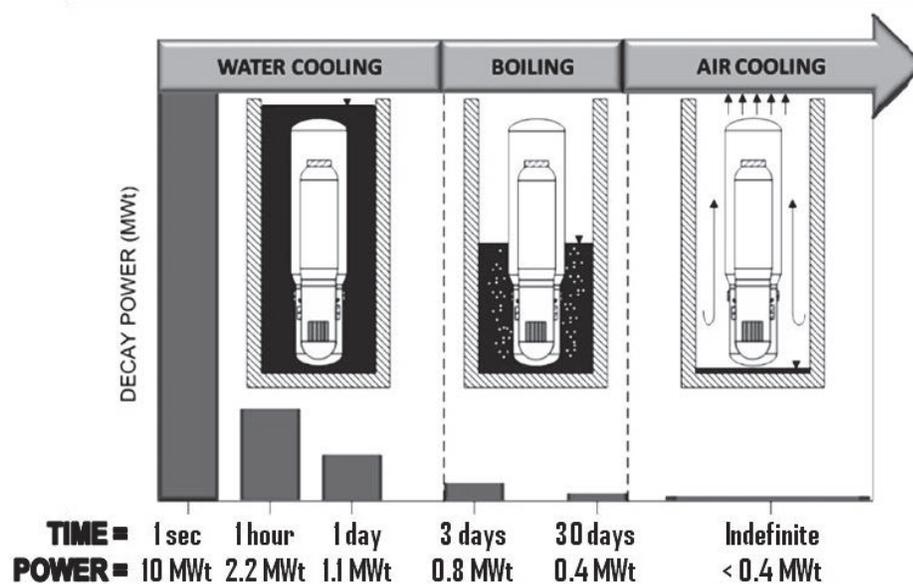


Figura 1.6. Fases en el enfriamiento pasivo prolongado de reactores nucleares dentro de instalaciones NuScale
(Reyes, 2011, p. 165)

En la se esquematiza la progresión del enfriamiento pasivo en sus distintas fases. Puede corroborarse que calor de desintegración que será emitido por el combustible disminuirá en el transcurso del tiempo desde la pérdida completa de potencia eléctrica en la instalación. Se incluyen también las tasas de energía

emitida, mismas que, a partir del primer segundo son menores que las que se tienen en reactores nucleares para investigación académica (Reyes, 2011, p. 162).

1.4.3 EBULLICIÓN DE ALBERCA

El calor latente de evaporación de un fluido constituye un excelente sifón de calor y promueve el enfriamiento de un sistema en contacto con el mismo. La disipación de calor que se consigue gracias a tal mecanismo depende tanto de la cantidad de energía que el fluido sea capaz de absorber como de la cantidad máxima que pueda transferirse desde la superficie del cuerpo. El estudio del fenómeno de ebullición de alberca permite determinar las condiciones más favorables para la generación de vapor con base en el flujo máximo de calor que puede ser transferido desde el sistema (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 462).

En 1934, Shiro Nukiyama identificó los regímenes de transferencia de calor de alberca que se presentan tras someter a un cuerpo a una circulación continua de energía eléctrica y examinar la variación en la tasa de transferencia de calor que se produce de acuerdo con diferentes valores de potencia establecidos. La Figura 1.7 es un esquema del entorno experimental (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 458).

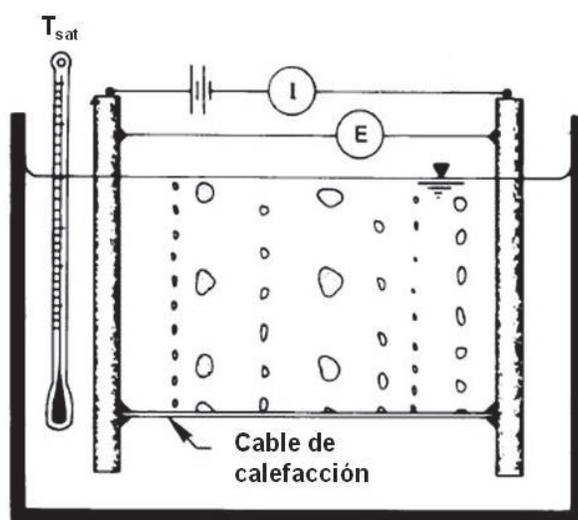


Figura 1.7. Esquema del entorno experimental usado por Nukiyama (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 458)

En el experimento de Nukiyama, un cable conductor se sumergió en un contenedor con agua en reposo. En los ensayos se empleó agua destilada que se mantuvo a su temperatura de saturación gracias a calentadores eléctricos incluidos en camisas de arena alrededor del estanque. El cable de calefacción se soldó a electrodos con una diferencia de potencial establecida y permitió entregar diferentes cargas eléctricas para la experimentación. Al mismo tiempo, la temperatura de la superficie se fijó después de obtener una curva de calibración en la que se estableció la dependencia (lineal) de la resistencia eléctrica del conductor con la temperatura generada (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 458).

El sistema se sometió a valores progresivamente mayores de potencia eléctrica y se midió la variación del gradiente de temperatura entre la superficie y el refrigerante. La toma de datos se realizó en el estado de equilibrio termodinámico para cada valor de potencia. El calor transferido se calculó a partir de los datos de energía eléctrica entregada y los valores de temperatura tras la calibración del cable (Incropera, DeWitt, Bergman y Lavine, 2007, p. 586).

En la Figura 1.8 se muestra un diagrama representativo de una curva típica de ebullición de alberca y los regímenes que en ella se definen. El exceso de temperatura (ΔT_E) se define como la diferencia entre la temperatura de la superficie del cable y la de saturación del agua.

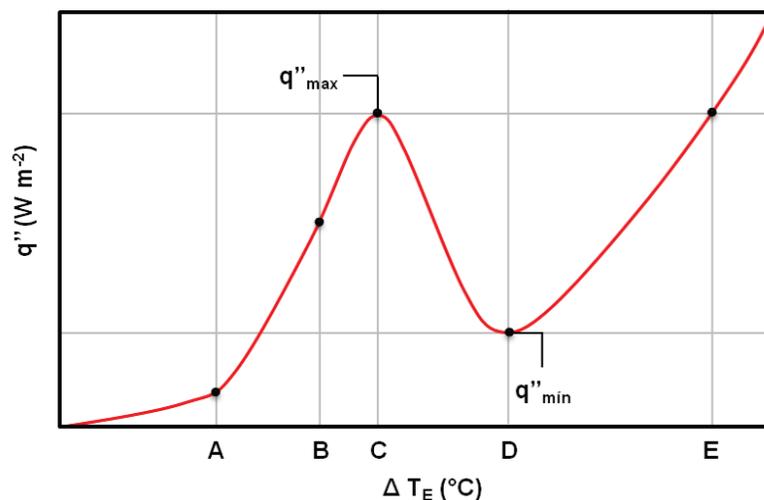


Figura 1.8. Esquema representativo de la curva de ebullición de Nukiyama

El primer régimen de ebullición es la zona de convección natural y corresponde a la etapa donde no se produce vapor propiamente dicho, puesto que no se forman burbujas. A partir del punto A y hasta el punto C se establece la zona de ebullición nucleada donde se distinguen, a su vez, dos secciones. En la región AB, burbujas individuales surgen de los sitios de nucleación mientras que en BC el vapor generado asciende a la superficie en forma de columnas (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 459).

El análisis de la convección natural de energía para cuerpos sumergidos en un fluido se sirve de la aproximación de una capa límite de espesor constante y la consecuente relación de las propiedades físicas, como la densidad o viscosidad del fluido, para la determinación de los coeficientes de transferencia de calor en el mencionado régimen. Si el cuerpo sumergido presenta además generación interna de calor, el problema se complica con la introducción de variables como la estratificación inestable de la capa límite que se había asumido constante para el caso anterior. Por tanto, el estudio de los perfiles de temperatura de un cuerpo en tal circunstancia bajo las aproximaciones tradicionales introduce errores significativos y sus resultados se alejan de valores experimentales (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 424).

La zona comprendida entre C y D se conoce como la zona de transición. La tasa de generación de vapor es mayor que en la zona de ebullición nucleada y la superficie del calefactor comienza a recubrirse con una capa inestable de vapor. Considerando que el coeficiente de conductividad térmica de este último es menor que el del agua, la tasa de transferencia de calor por convección disminuye, mientras la temperatura sigue aumentando (Incropera et al., 2007, p. 586).

En el régimen de ebullición de película, representado en la Figura 1.8 a partir del punto D, la superficie del cuerpo está cubierta por una capa de vapor que restringe la disipación de calor hacia el fluido. En el punto D, conocido como Punto de Leidenfrost, la tasa de disipación adquiere su valor mínimo y si se continúa suministrando energía al elemento calefactor, los mecanismos por los cuales se disipa el calor son la conducción y la radiación de calor hacia el vapor.

La tasa de transferencia de calor aumenta hasta que el cuerpo debido a la presencia de los mencionados mecanismos (Incropera et al., 2007, p. 588).

El punto denominado flujo crítico de calor es de vital importancia para los procesos industriales, puesto que es el máximo que se alcanza para la tasa de disipación de energía. En la Figura 1.8 puede apreciarse el mencionado punto, que se señala como q''_{\max} . En instalaciones donde la tasa de generación de energía es independiente de la manipulación de las condiciones de operación; por ejemplo, en reactores nucleares, debe evitarse trabajar cerca de q''_{\max} para prevenir que aumentos abruptos de temperatura comprometan la estabilidad mecánica de los sistemas (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 462).

1.4.4 GENERACIÓN LA CURVA DE EBULLICIÓN TRANSITORIA

La validez de la curva de ebullición de alberca se mantiene en vigencia, aunque la forma de la etapa de transición es todavía un tema de investigación experimental. Otra fuente de controversia para la comunidad científica es la influencia que tienen valores transitorios de potencia en de la curva, mismos que se indagan en ensayos en los que se controla la temperatura de la superficie y no la potencia. (Auracher, 2003, p. 2).

El templado de materiales es un ejemplo de un escenario transitorio de enfriamiento donde no se controlan ni el flujo de calor desde la pieza ni la temperatura de la misma. Los resultados experimentales que se han hallado revelan que pese a la variación de los parámetros prescritos, la curva de enfriamiento mantiene la configuración identificada por Nukiyama.

La Figura 1.9 muestra los resultados del enfriamiento transitorio de piezas de cobre enfriadas con las tasas que se identifican, además de los valores hallados para ensayos en estado estable y para una pieza que se ha sometido al proceso de templado, designada como 'no control' (Hohl et al., 2001, p. 2 235).

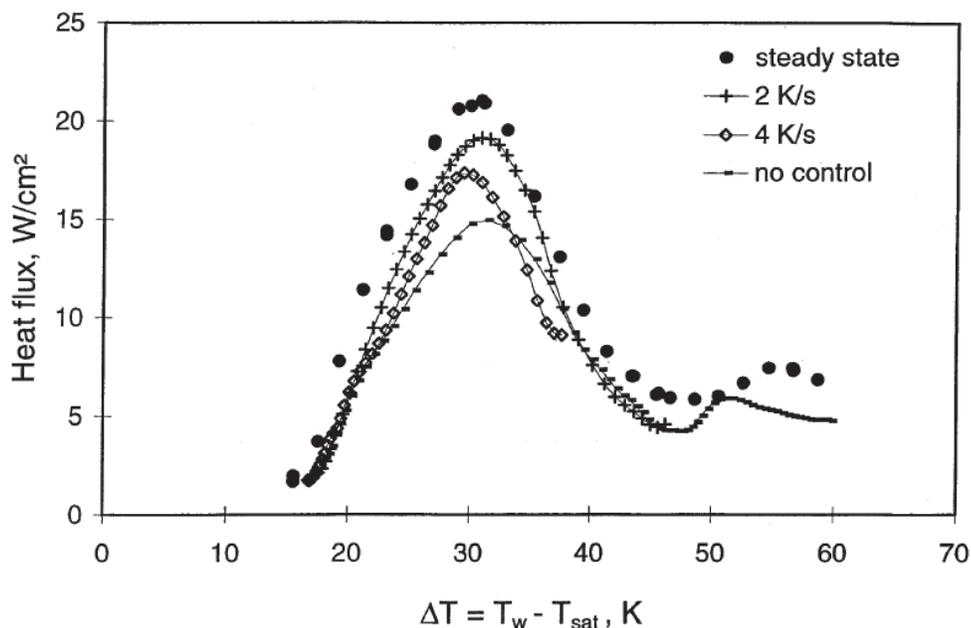


Figura 1.9. Curvas de ebullición para el enfriamiento transitorio
(Hohl et al., 2001, p. 2 235)

En experimentos transitorios se han definido tres mecanismos fundamentales de transferencia de calor: convección natural, formación de vapor y la zona donde la convección se induce por el ascenso de vapor. Las variaciones instantáneas de temperatura no influyen la formación de burbujas puesto que no se registran diferencias significativas con los datos registrados en estado estable. Sin embargo, el hecho de que la temperatura de la superficie varíe prolonga la permanencia de secciones de vapor sobre el área de intercambio y reduce el flujo de calor en la zona de transición (Hohl et al., 2001, p. 2 236).

Por otro lado, el cambio en la monotonía de la curva en el régimen de ebullición en película puede explicarse porque las burbujas de vapor que se forman apartan las secciones de líquido supercalentado de la superficie y la masa de líquido que no se encuentra en contacto inmediato con la sección de intercambio fluye hacia el espacio liberado. En un proceso transitorio no hay suficiente tiempo para que las zonas con densidades disímiles alcancen una mezcla homogénea. Por tanto, la disipación de calor durante el enfriamiento transitorio demorará más que en un ensayo en estado estable. En la Figura 1.9 puede identificarse la diferencia

mencionada como el desplazamiento de la temperatura a la cual se alcanza el punto máximo para la zona de ebullición en película (Hohl et al., 2001, p. 2 235).

Puesto que la producción de burbujas se ve limitada por la cantidad de líquido que puede ponerse en contacto con la superficie, la energía transferida puede incrementarse mediante un flujo continuo de agua a baja presión sobre la pieza. La corriente es capaz de penetrar la película de vapor que se forma al inicio de enfriamiento y el intercambio de momentum, calor y masa con la fase líquida permite conseguir un flujo total de disipación energética que es hasta 5 veces mayor que el que se consigue tras la inmersión de la pieza (Crowe, 2005, p. 8-59).

La forma de la curva de ebullición se determina gracias a las propiedades termofísicas del fluido y al coeficiente de transferencia de calor del material de ensayo. Si bien la ebullición depende directamente de las condiciones superficiales del sólido, la conducción de calor dentro de aquel determina el punto en el cual se desencadena el flujo crítico de energía y es particularmente relevante para el análisis de procesos transitorios de calentamiento y enfriamiento, como el caso de la producción de vapor en reactores de agua a presión (Stosic, 2005, p. 119).

La función para gradiente transitorio de calentamiento o enfriamiento de los ensayos experimentales a menudo se genera mediante aproximaciones, puesto que los datos no son continuos. La metodología de diferenciación numérica consiste en una aproximación matemática a la derivación de funciones continuas cuando es necesario hallar la derivada de la tendencia de un conjunto de datos discontinuos, usualmente obtenidos de experimentación. Si los datos se han recogido en puntos periódicamente separados entre sí, puede emplearse la técnica del polinomio de interpolación, en el que se evalúa la variación de los datos posteriores y anteriores a un punto que se escoge como centro. De acuerdo al número de puntos que se considere, los términos del polinomio de interpolación adquirirán diferentes valores. Mientras más datos colindantes se consideren en la diferenciación, menor será el error de truncado en el que se incurra (Phillips y Taylor, 1996, p. 195)

En la ecuación [1.12] se observa cómo se aplica el mencionado método para determinar el valor del gradiente transitorio de temperatura que corresponde al tercer intervalo de tiempo de análisis ($T_{A,3}$).

$$\frac{dT_{A,3}}{dt} = \frac{T_{A,4} - 8 T_{A,5} + 8 T_{A,2} - T_{A,1}}{12 \Delta t} \quad [1.12]$$

Donde:

dT/dt : Gradiente transitorio de temperatura ($^{\circ}\text{C s}^{-1}$)

$T_{A,i}$: Temperatura representativa en el intervalo de tiempo i ($^{\circ}\text{C}$)

Δt : Duración del intervalo de tiempo de ensayo (s)

1.4.5 MODELADO DEL FENÓMENO DE TRANSFERENCIA DE CALOR

La ecuación general de difusión de calor aplicada para cuerpos con generación volumétrica de energía toma la forma que se muestra en la expresión [1.13]. El coeficiente de transferencia de calor por conducción se considera homogéneamente distribuido para el volumen de análisis aunque, dependiendo del material, será importante definir su dependencia con la temperatura para obtener resultados representativos de la correlación de transferencia (Lienhard y Lienhard, 2008, p. 53).

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla k \nabla T + q_{GV} \quad [1.13]$$

Donde:

ρ : Densidad del sólido (kg m^{-3})

C_p : Capacidad específica a presión constante ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)

k : Coeficiente de conductividad térmica ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)

q_{GV} : Generación volumétrica de calor (W m^{-3})

Para la determinación teórica de la función de temperatura en la [1.13], sería necesario encontrar una solución para las ecuaciones parciales no lineales involucradas en el modelo, a partir de condiciones de borde. Puesto que para encontrar una función que satisfaga tanto las restricciones térmicas como las geométricas del sistema sería necesario que todos los puntos de la configuración estuviesen definidos, el estudio de una geometría arbitraria no podría llevarse a cabo. El método de elementos finitos (FEM, por sus siglas en inglés) permite analizar sistemas con una figura irregular, con propiedades dependientes de la temperatura e incluso con perturbaciones en la homogeneidad del medio (Akin, 2010, p. 3).

El método FEM sustituye una geometría dada por la unión de un gran número de figuras de formas regulares y sencillas. Las divisiones que se generan se conocen como celdas. La integral de las propiedades de análisis es cero dentro de cada celda y los valores en los nodos de cada compartimentación se obtienen mediante procesos iterativos (Akin, 2010, p. 5).

1.4.6 EL EMPLEO DE SOLIDWORKS PARA LA RESOLUCIÓN DEL PROBLEMA DE TRANSFERENCIA DE CALOR

Programas de simulación hacen uso de la metodología FEM para resolver escenarios de transferencia que tienen lugar en entornos de ingeniería, con el objetivo de refinar operaciones, mejorar diseños o verificar el efecto que determinadas modificaciones tendrían sobre las instalaciones (Brand, 2011, p. 6).

Solidworks es un tipo de software amigable con el usuario, en el que la construcción de cuerpos tridimensionales se hace de manera intuitiva, sin que sea necesario definir las superficies mediante ecuaciones generatrices. Las dimensiones del mallado pueden modificarse para satisfacer los requerimientos de precisión en el modelo y los costos computacionales que sean permisibles (Brand, 2011, p. 151).

Para procesos de transferencia donde intervienen sólidos y fluidos, la definición de las celdas tridimensionales, conocidas como volúmenes infinitos, se hace tanto para la sección del cuerpo y para el líquido. Se generan celdas sobre las áreas respectivas y en las zonas en las que coexisten las fases para el intercambio se establecen celdas que abarcan los elementos para el análisis. El transporte de calor en el que intervienen un líquido y un sólido se conoce como transferencia conjugada de energía (Matos y Valerio, 2009, p. 285).

1.4.7 DISEÑO MECÁNICO RIGUROSO EN ANSYS

El paquete computacional conocido como Sistema de Análisis (Ansys, por sus siglas en inglés) es un programa de ingeniería asistida por computador que permite la simulación implícita y explícita de procesos mecánicos, térmicos, electrónicos y de transferencia en general. Ansys emplea el análisis de elementos finitos para la resolución de sistemas de estudio (Madenci y Guven, 2009, p. 13).

Para la generación de estructuras tridimensionales asimétricas en el programa Ansys es necesario definir el espacio geométrico de la figura. Lo anterior puede conseguirse mediante la generación de una trayectoria que pueda proyectarse sobre los tres planos de plano cartesiano. Para figuras de alta complejidad, como el caso de cilindros o hélices, es posible definir el espacio geométrico mediante ecuaciones paramétricas escritas en el Lenguaje de Diseño Paramétrico, que se conoce como APDL por sus siglas en inglés (Madenci y Guven, 2009, p.6).

A diferencia del programa Solidworks, Ansys requiere de la definición explícita de las funciones que limitan las geometrías en un análisis cualquiera. Por ejemplo, para la generación de un resorte helicoidal, es necesario definir los argumentos de las ecuaciones paramétricas con funciones periódicas, como las que se presentan en las expresiones [1.14], [1.15] y [1.16], mismas que permiten la formación de semicircunferencias relacionadas entre sí por un parámetro independiente (definido como I) a través del cual podrán modificarse las dimensiones finales de la trayectoria (Madenci y Guven, 2009, p. 307).

$$x = a \cos (I) \quad [1.14]$$

$$y = a \sin (I) \quad [1.15]$$

$$z = b (I) \quad [1.16]$$

Donde a, b y d son los argumentos que deben ser definidos por el usuario.

La Figura 1.10 constituye la trayectoria helicoidal que se ha creado en Ansys bajo el proceso descrito. La variación en los parámetros se realizó de acuerdo a los valores que se incluyen en dicha figura, para el ensayo correspondiente.

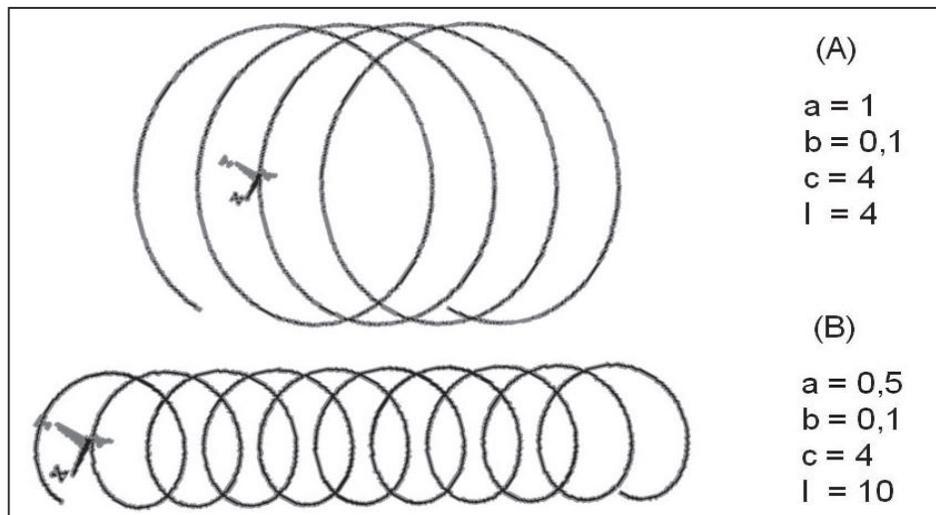


Figura 1.10. Trayectorias helicoidales construidas en el paquete Ansys

Como se observa, las estructuras generadas de acuerdo al proceso descrito no constituyen cuerpos con volúmenes definidos dentro de una superficie; es decir, no son cuerpos tridimensionales.

Una estructura tridimensional simplificada puede construirse en Ansys si se parte de una trayectoria proyectada en los tres ejes cartesianos y sobre ella se ensamblan figuras primitivas (como cilindros, cubos o prismas). Puede conseguirse además una configuración de tales características si a partir de las primitivas se inducen deformaciones a lo largo de trayectorias definidas en el espacio y con ángulos y torques especificados por el usuario (Madenci y Guven, 2009, p. 186).

En la Figura 1.11 se muestran dos secciones de alambre anidadas sobre un eje, que forman parte de un ensamble de estudio que persigue generar una estructura completamente definida para que pueda usarse en un análisis de elementos finitos (Erdönmez y Erdem, 2009, p. 285).

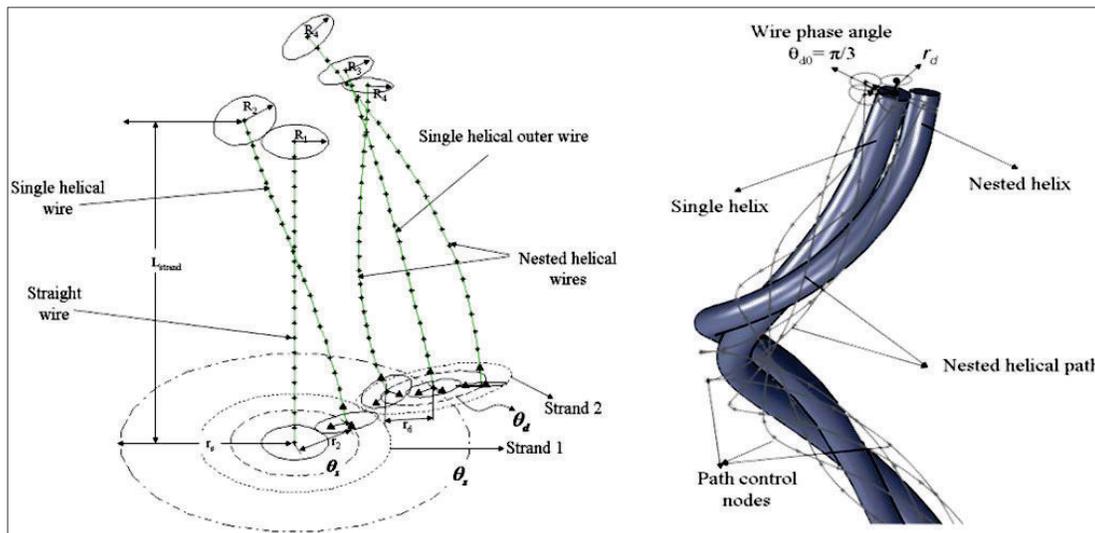


Figura 1.11. Secciones de dos alambres anidados sobre un centro. Deformaciones de trayectorias definidas por funciones en Ansys (Erdönmez y Erdem, 2009, p. 285)

1.5 FUNDAMENTOS DE ELÉCTRICA INHERENTES A LA CONSTRUCCIÓN DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

1.5.1 RESISTENCIA EQUIVALENTE DEL CIRCUITO DE CONTROL

Cuando los resistores de un circuito se conectan en paralelo se provee caminos alternativos para el paso de corriente. La carga eléctrica se mueve a través de uno solo de los nodos de conexión a la vez, lo que disminuye el flujo de corriente para los otros elementos y ello facilita el paso de la carga. Debido a lo anterior, la resistencia equivalente de una configuración en paralelo es menor que cualquiera de las resistencias individuales de sus componentes. El cálculo de la resistencia equivalente para este tipo de circuitos se realiza mediante la ecuación [1.17] (Von Meier, 2006, p. 31).

$$\frac{1}{R_E} = \sum \frac{1}{R_i} \quad [1.17]$$

Donde:

R_E : Resistencia equivalente del circuito en paralelo (Ω)

R_i : Resistencia individual de cada resistor en el circuito (Ω)

Si los elementos de un circuito se conectan en serie, la corriente eléctrica debe pasar a través de cada uno de ellos, de acuerdo al orden en el que se presenten en el arreglo. Cada punto así conectado genera una diferencia de potencial, misma que se acumula a través de todos los puntos del circuito. La resistencia equivalente para un circuito en serie se calcula mediante la suma algebraica de los valores de los elementos resistivos individuales, como se muestra en la expresión [1.18].

$$R_{ES} = \sum R_{iS} \quad [1.18]$$

Donde:

R_{ES} : Resistencia equivalente del circuito en serie (Ω)

R_{iS} : Resistencia individual de cada resistor en el circuito en serie (Ω)

1.5.2 POTENCIA ELÉCTRICA DISIPADA DE UN CIRCUITO

Si bien la configuración en la que se conectan los elementos en un circuito determina el valor que la resistencia global que este adquiere, la potencia que se disipa de los elementos se calcula mediante la adición de los valores individuales correspondientes, independientemente de la forma en la que estén conectados. De acuerdo con la ley universal de conservación, el valor neto de la energía que se emite de un sistema es igual a la suma de la contribución de cada

componente. Así pues, si la resistencia es la misma para todos los elementos, la potencia que cada uno emita será también la misma (Meade, 2003, p. 240).

1.5.3 EL CALENTAMIENTO ELÉCTRICO

Siempre que una corriente eléctrica pasa a través de un conductor, los electrones libres experimentan colisiones, tanto con otros electrones como con los núcleos de los átomos fijos. El trabajo que los electrones deben realizar para viajar hacia un punto de menor potencial, a través de los obstáculos que generan cambios en su velocidad y dirección, resulta en la disipación de energía en forma de calor. La cantidad de energía que se disipa del elemento resistor, expresada como la potencia del arreglo puede calcularse de acuerdo a la ecuación [1.19] (Von Meier, 2006, p. 15).

$$P_E = I_E \times V_E \quad [1.19]$$

Donde:

P_E : Potencia efectiva disipada (W)

I_E : Intensidad de corriente (A)

V_E : Diferencia de potencial (V)

Otra expresión de cálculo útil para caracterizar el calentamiento resistivo de aparatos electrónicos (como se conoce también al calentamiento eléctrico) es la que se describe mediante la Ley de Ohm. Dicha ley postula que la cantidad de energía que fluye a través de un circuito es directamente proporcional a la diferencia de potencial entre los puntos e inversamente proporcional a una constante que se conoce como resistencia (de todo el circuito). La Ley de Ohm puede combinarse con la expresión dada para el cálculo de la potencia disipada para obtener una relación entre la potencia, la resistencia y el voltaje del mismo. La ecuación [1.20] presenta dicha correlación (Meade, 2003, p. 83).

$$P_E = V_E^2/R_E \quad [1.20]$$

De acuerdo al uso que quiere dársele a la energía en circulación, se busca aumentar o disminuir el valor de la potencia que se disipa del arreglo. Si, por ejemplo, se busca transferir energía eléctrica a través de cables de alta tensión, se busca reducir la disipación de energía, ya que esta representa una disminución en el total de fuerza que requiere producirse. Por el contrario, para el caso de aparatos que aprovechan la disipación energética para calentarse, se busca que el aparato emita la mayor cantidad de energía posible. Como se observa en la ecuación [1.20], la potencia disipada tiene una relación inversamente proporcional con la resistencia equivalente del circuito. Por tanto, la configuración en paralelo presenta la opción más favorable para un aparato de calentamiento eléctrico, dado que el valor de la resistencia equivalente es menor que el que se tendría si se asociasen los elementos en serie (Meade, 2003, p. 162).

Para la construcción de elementos calefactores por electricidad, es necesario emplear materiales con alta resistencia a la corrosión y una variación despreciable de la resistividad con la temperatura (Donachie y Donachie, 2002, p. 214).

Por otro lado, la fase de dispersión en la que se presenten los materiales determinará interrupciones en la etapa de conducción o atenuaciones en el ruido de la emisión, de acuerdo al tamaño de partícula que se emplee y la compatibilidad entre fases (Barker y Wilsonw, 2005, p. 3 122).

Los materiales que se emplean en el calentamiento eléctrico son buenos conductores eléctricos y simultáneamente, brindan la seguridad en cuanto al almacenamiento controlado de energía que se atribuye a los cerámicos. Debido a tal particularidad, las propiedades termofísicas de los elementos mencionados guardan una estrecha relación con aquellas que corresponden a los materiales empleados en la industria nuclear (Medvedev, Lambregts y Meyer, 2009, p. 172).

Para la construcción de una resistencia eléctrica de inmersión (implementos eléctricos que se usan para calentar piscinas o largos cuerpos de agua en zonas

industriales) es necesario tomar en cuenta los requerimientos que se han mencionado, puesto que un aparato de tales características operará continuamente rodeado de agua. Las propiedades termofísicas de los elementos del entorno experimental con el que se ha trabajado en el presente proyecto se muestran en la Tabla 1.5.

Tabla 1.5. Propiedades termofísicas, volumen y fracción volumétrica de los componentes de los elementos resistivos

Componente		C_p ($J\ kg^{-1}K^{-1}$)	ρ ($kg\ m^{-3}$)	$V \times 10^{-5}$ (m^3)	x_i (m^3/m^3)
Cable CrNi		440	8 650	0,230	0,024
Dieléctrico	ZnO	562	5 670	2,140	0,227
	MgO	938	3 580	2,140	0,227
Recubrimiento Incoloy 800HT		460	8 140	4,931	0,522

(Donachie y Donachie, 2002, p. 214; Lambregts y Meyer, 2009, p. 172; Barker y Wilsonw, 2005, p. 3 122)

La combinación de cromo y níquel en cables de conducción eléctrica ofrece una gran resistencia a la oxidación, incluso en presencia de material particulado. Además, la alta conductividad térmica del elemento le da una gran diversidad en aplicaciones, incluyendo cables de conductividad para aplicaciones de calentamiento. El coeficiente de conductividad térmica para una aleación de cromo-níquel ($12,5\ W\ m^{-1}\ K^{-1}$) se considera constante cuando la aleación no se utiliza para construir superficies extendidas (Azonetwork, 2012, p. 2).

Por su parte, las aleaciones metálicas conocidas como Incoloy 800HT presentan una gran resistencia a la corrosión. Son maleables y pueden emplearse como materiales estructurales en tanques a alta presión en instalaciones nucleares, además que su conductividad térmica de $11,5\ W\ m^{-1}\ K^{-1}$ es ideal para procesos de intercambio térmico (Allen, Burlet, Nanstad, Samaras y Ukai, 2009, p. 23).

1.5.4 CONCENTRACIÓN DEL FLUJO MAGNÉTICO

El magnetismo y la circulación de corriente eléctrica están relacionados entre sí. El magnetismo puede interpretarse como una manifestación de la orientación

espacial asociada con la circulación de partículas cargadas eléctricamente. Las propiedades microscópicas de las cargas permiten que su circulación genere una fuerza direccional sobre otras cargas de las mismas características. El flujo magnético es inducido sobre un aparato electrónico debido a las oscilaciones que producen las cargas al chocar contra los orbitales de los núcleos de los átomos fijos y al espín intrínseco del material (Von Meier, 2006, p. 23).

El campo magnético producido sobre un elemento conductor recto lo rodea de manera circular y tiene una posición perpendicular con respecto al mismo. Si en dicho conductor se generan dobleces, los campos magnéticos de las secciones rectas se combinan entre sí para formar un solo campo uniforme y orientado hacia el interior del dobléz. Un conductor de tales características se conoce como un concentrador de flujos magnéticos. Adicionalmente, si los dobleces transforman al conductor en una bobina, el aparato eléctrico toma el nombre de solenoide (Rudnev, Loveless, Cook y Black, 2003, p. 364).

1.5.5 EL RETARDO TÉRMICO EN LOS APARATOS DE MEDICIÓN

El concepto de retardo térmico se define como el tiempo que tarda un sistema en establecer un equilibrio térmico con otra parte del mismo o con un sensor de medida de temperatura, dado por la resistencia que el material presenta a la acumulación de energía. En un sistema donde se emplean termocuplas para la recolección de datos, se debe sumar, a las pérdidas de energía que se producen por la disipación hacia el medio de ensayo, los efectos del retardo térmico causados por la constitución del terminal de la termocupla. Mientras mayor sea el flujo energético desde el calefactor, menor será la disponibilidad de tiempo para alcanzar el equilibrio térmico entre el sensor y el elemento de interés y mayor será la presencia de ruido en la toma de datos. Otras fuentes de ruido se generan por variaciones parasíticas de voltaje y por la estabilidad del contacto entre el sensor y la pieza de ensayo (Sarge, Höhne y Hemminger, 2014, p. 159).

2 PARTE EXPERIMENTAL

Una de las características fundamentales en el diseño de reactores nucleares de cuarta generación tales como el FBNR es la implementación de sistemas de control pasivo de accidentes. Debido a que en este tipo de sistemas buscan no depender de mecanismos de convección forzada, la remoción pasiva de calor se ve condicionada por las propiedades termofísicas de los componentes del sistema, mismas que determinan la cantidad de energía que ha de intercambiarse.

El entorno experimental se ideó con la finalidad de determinar las tasas de transferencia de calor que acompañan el intercambio energético desde un cuerpo emisor hacia una masa de agua en reposo. Como elemento emisor se empleó una resistencia eléctrica de inmersión y como refrigerante, agua.

Siempre que la tasa de generación de calor sea mayor que la tasa de disipación se producirá una acumulación de energía en el sistema. La efectividad del enfriamiento pasivo radica, entonces, en la capacidad de limitar la cantidad de energía que se acumula, de manera tal que la temperatura se mantenga dentro de los límites de seguridad establecidos y disminuya después de alcanzar su máximo. Para un diseño preliminar, como el que constituye el presente trabajo, es necesario hallar un valor de temperatura representativo del sistema entero, no así la distribución espacial de las temperaturas, mismas que se reservarán para el diseño en detalle. Debido a lo anterior, emisor de calor se trató como un medio continuo, idealizado como tal gracias a técnicas de homogeneización.

Para verificar la validez de los datos experimentales que se obtuvieron, se condujeron simulaciones térmicas de carácter transitorio en el programa Solidworks. Finalmente, la cámara de combustible del reactor se homogeneizó y se compararon las tasas de transferencia correspondientes al entorno experimental con aquellas que arrojó la simulación del entorno práctico.

2.1 ESTUDIO DE LA GENERACIÓN Y DISTRIBUCIÓN DE CALOR COMO RESULTADO DE LA CIRCULACIÓN DE ELECTRICIDAD A TRAVÉS DE LA CONFIGURACIÓN EXPERIMENTAL

Para generar calor en el entorno experimental se empleó una resistencia eléctrica de inmersión compuesta de seis elementos individuales soldados a una brida circular. En la Figura 2.1 pueden observarse las dimensiones del emisor y la disposición espacial de sus componentes. En la Tabla 2.1 se presentan las especificaciones técnicas de operación que se reportaron por el fabricante.

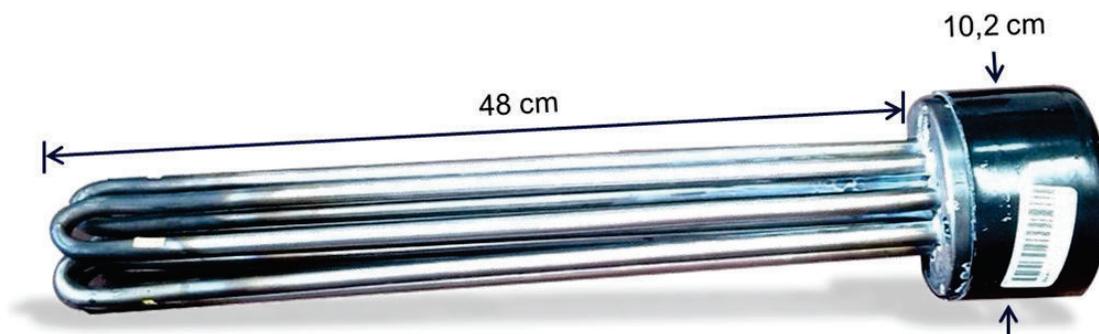


Figura 2.1. Resistencia eléctrica de inmersión

Tabla 2.1. Especificaciones técnicas de operación para la resistencia térmica de inmersión

Característica	Valor nominal	Unidades
Resistencia por unidad de emisión	45	Ω
Máxima potencia admitida	6 000	W
Tiempo máximo de operación continua	4	h
Temperatura máxima en seco	1 000	$^{\circ}\text{C}$

Dentro de cada unidad de generación de calor se tiene un cable conductor, una mezcla de óxidos dieléctricos y un recubrimiento resistente a altas temperaturas. La ubicación de dichos componentes y sus medidas pueden apreciarse en el esquema de la Figura 2.2.

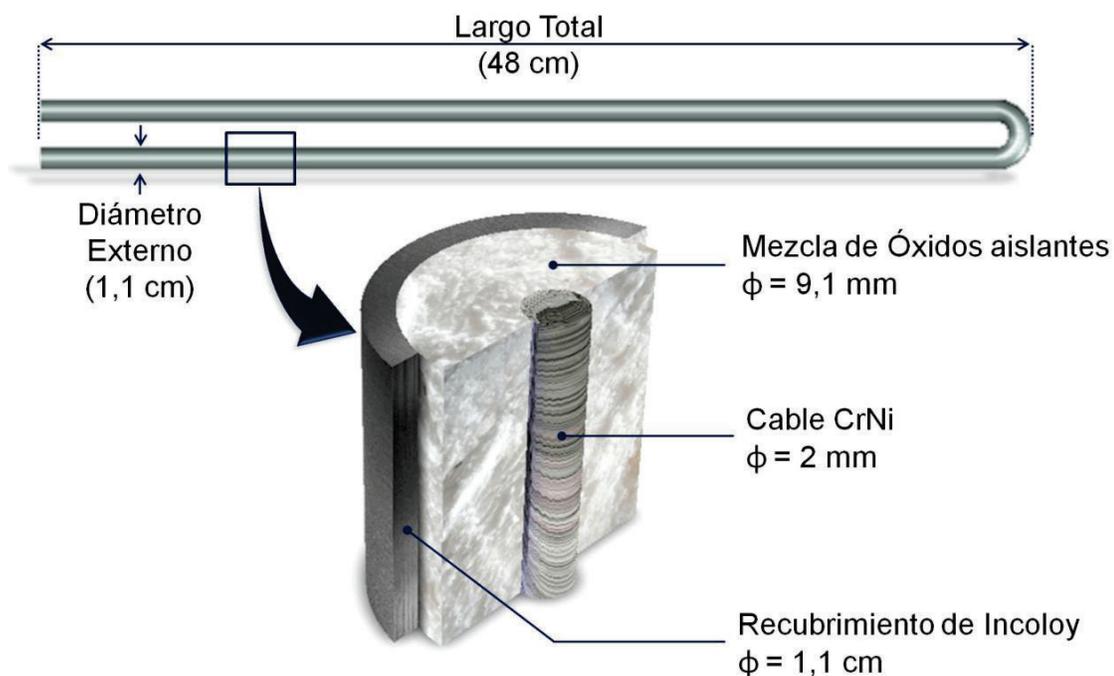


Figura 2.2. Diagrama de la disposición y dimensiones de los materiales constitutivos de cada unidad de emisión eléctrica

Adicionalmente, las características de los componentes de la resistencia que el fabricante reportó se muestran en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2. Caracterización de los componentes internos de los elementos resistivos

Componente	Material	Marca	Dimensión	Valor	Unidades
Recubrimiento externo	Aleación Cr/Ni	Incoloy 800HT	Espesor	1,1	cm
Aislante eléctrico	Óxidos de Zn – Mg	Genérica	Proporción	50	%
Cable conductor	Aleación Cr/Ni	Omega	Diámetro	2	mm

El emisor se soldó a un estanque recto, construido en planchas de acero inoxidable (AISI 304) de 3 mm de espesor. El depósito tiene una altura de 1 m y su base, 40 cm de lado. Para ensayos con agua se rellenó el estanque hasta una altura de 75 cm. En la Figura 2.3 se presenta un diagrama de la distribución de los elementos dentro del estanque con agua.

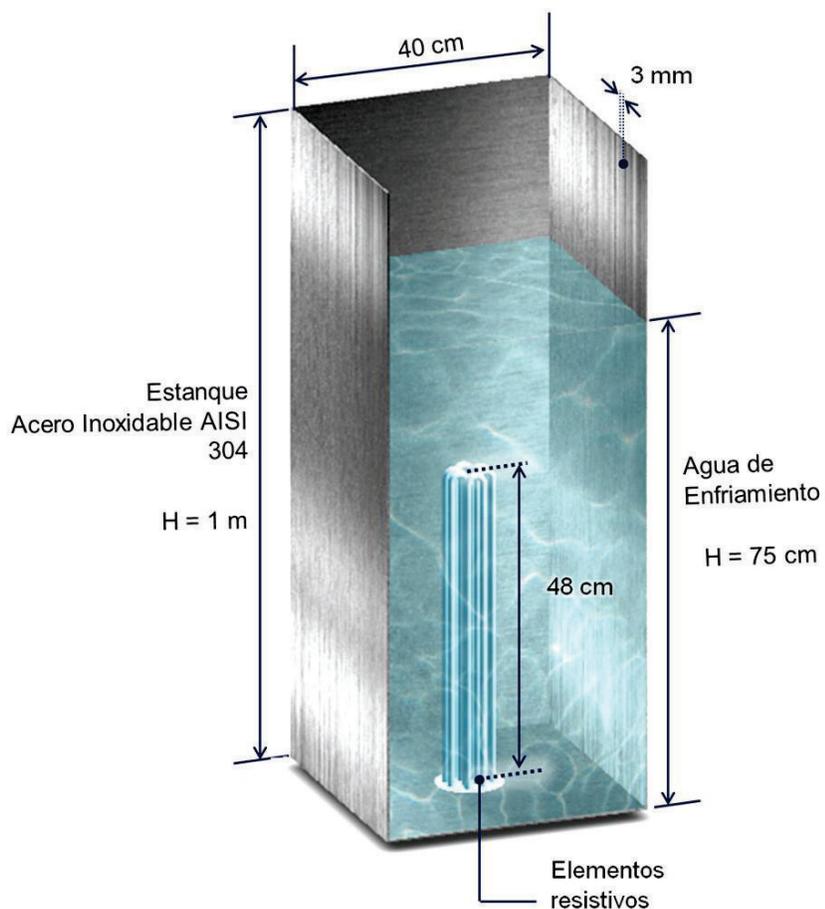


Figura 2.3. Diagrama de la resistencia térmica de inmersión rodeada por agua

La circulación de diferentes valores de potencia a través del emisor fue posible gracias al sistema de control eléctrico al que se acopló la configuración. Los elementos resistivos individuales se conectaron en paralelo en el circuito integrado correspondiente y la cantidad de energía emitida se definió gracias a un control trifásico variable (220 Vac / 12 A). El sistema se ensambló en un gabinete metálico donde se incluyó una pantalla para el despliegue de los diferentes valores de potencia y voltaje.

El control de potencia se configuró sobre la base de los valores de resistencia de cada elemento en el emisor y la potencia máxima admitida por los mismos. Los valores correspondientes a dichas propiedades se presentan en la Tabla 2.3.

Tabla 2.3. Valores de resistencia y potencia máxima admitida para cada componente del emisor eléctrico de calor

Elemento	Resistencia (Ω)	Potencia (kW)
R1	44,8	0,93
R2	43,4	0,97
R3	45,3	0,95
R4	43,8	0,95
R5	44,5	0,95
R6	44	0,95

La adquisición de los datos de temperatura durante la experimentación se realizó mediante dos equipos portátiles de registro de datos, dos termocuplas tipo J y dos termocuplas para alta temperatura (tipo K). Los valores se registraron automáticamente en intervalos de dos segundos. La Tabla 2.4 contiene la descripción técnica de los instrumentos mencionados.

Tabla 2.4. Especificaciones técnicas del sistema automático de adquisición de datos de temperatura

Equipo	Marca	Modelo / Tipo	Capacidad	Precisión	#
Instrumento portátil de adquisición de temperatura	PCE – Ibérica	PCE-T390	---	---	2
Termocupla para altas temperaturas	PCE – Ibérica	J	1500 °C	0,1 °C	2
Termocupla para bajas temperaturas	PCE - Ibérica	K	800 °C	0,1 °C	6

Para fijar la posición de las termocuplas dentro del sistema de intercambio de calor se construyó una cubierta de madera en cuya superficie se perforaron orificios guía. Para evitar un aumento de presión en el estanque o la condensación no deseada de vapor de agua en el interior de la cobertura, se incluyeron espacios rectangulares que garantizaron la libre circulación de fluidos. En la Figura 2.4 pueden apreciarse las medidas de la cubierta y la posición de los agujeros de orientación para las termocuplas.

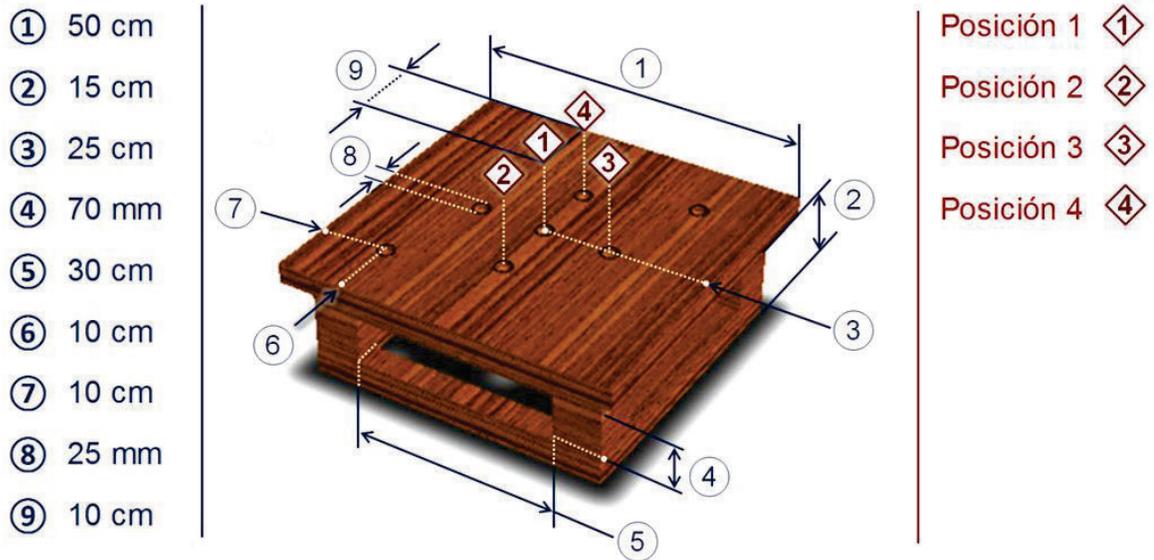


Figura 2.4. Cubierta para posicionamiento de las termocuplas

Los elementos de la configuración experimental se conectaron entre sí como puede observarse en la Figura 2.5.

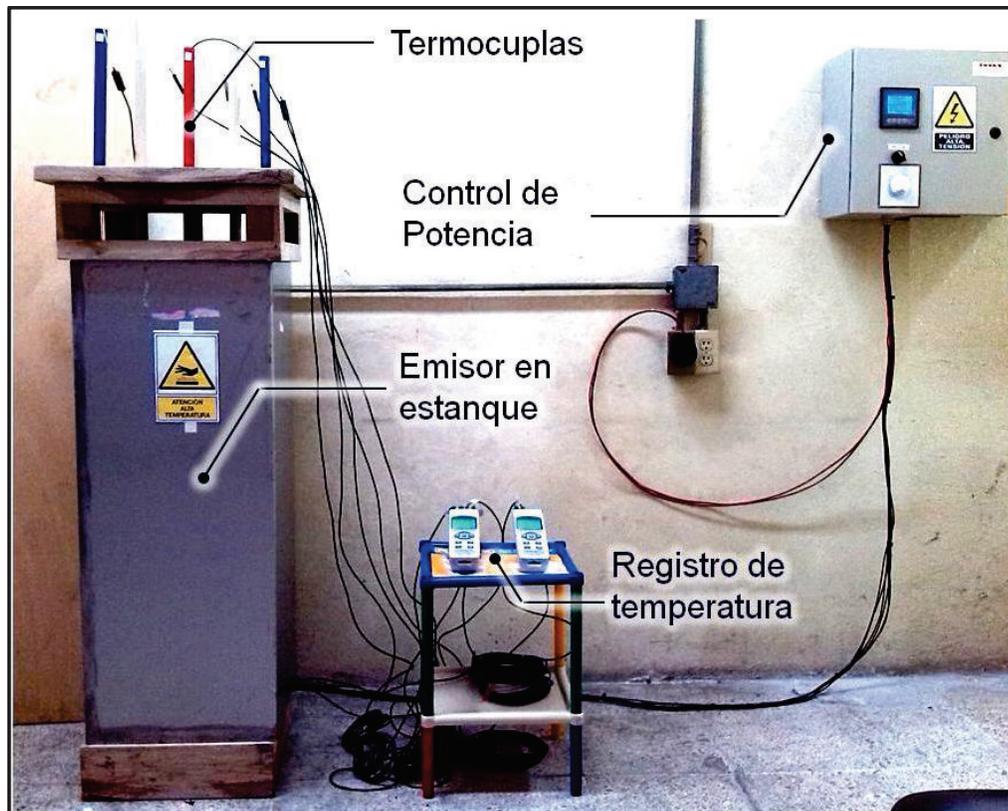


Figura 2.5. Montaje del entorno experimental

2.2 ESTUDIO DEL FENÓMENO DE ENFRIAMIENTO PASIVO EN EL ENTORNO PRÁCTICO

2.2.1 HOMOGENEIZACIÓN DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

Las propiedades termofísicas efectivas para el emisor eléctrico se calcularon mediante técnicas de homogeneización empleadas sobre la base de las propiedades de los materiales que los conforman. La cantidad de energía emitida se consideró idéntica para cada elemento resistivo.

La celda unitaria representativa para la homogeneización del emisor se definió como cada uno de los elementos resistivos que constituyen el emisor. La frontera de transferencia en cada miembro coincide con su superficie expuesta y los materiales dentro del mismo tienen una distribución espacial restringida a un diámetro de 1,1 cm. Por tanto, el cálculo de las propiedades termofísicas efectivas para la celda unitaria se realizó mediante la aplicación de la regla de Neumann-Kopp sobre la unidad representativa, misma que se ha considerado un medio continuo. La expresión [2.1] presenta la correlación específica para el emisor experimental.

$$\gamma_{CE} = \frac{1}{V_{CE}} \sum_{i=1}^{i=3} V_i \gamma_i \quad [2.1]$$

Donde:

γ_{CE} : Propiedad termofísica efectiva para la celda unitaria

γ_i : Propiedad termofísica específica para el material

V_{CE} : Volumen de la celda unitaria (m^3)

V_i : Volumen ocupado por el componente de la celda unitaria (m^3)

Puesto que en el entorno experimental existen materiales particulados, la función de dependencia de la conductividad térmica con la temperatura se construyó a

partir de la discretización de figuras reportadas para ensayos experimentales en los que se consideró la aglomeración de las sustancias involucradas.

2.2.2 DETERMINACIÓN DEL GRADIENTE TRANSITORIO DE TEMPERATURA

El gradiente transitorio de temperatura se calculó con del método de la diferenciación numérica valorada en cuatro puntos, para un intervalo constante de 2 s entre mediciones experimentales.

2.2.3 CÁLCULO DE LAS TASAS DE TRANSFERENCIA DE CALOR

El cálculo de la tasa de acumulación transitoria de calor se realizó con base en la ecuación general de conservación de energía, como se muestra en la expresión [2.2].

$$q_{AC} = q_G - q_T = \rho_E C_{PE} \frac{dT}{dt} \quad [2.2]$$

Donde:

q_{AC} : Tasa de acumulación de energía ($W m^{-3}$)

q_G : Tasa de generación de calor ($W m^{-3}$)

q_T : Tasa de transferencia de calor ($W m^{-3}$)

ρ_E : Densidad efectiva ($kg m^{-3}$)

C_{PE} : Capacidad calorífica efectiva ($J kg^{-1} K^{-1}$)

La densidad y la capacidad calorífica efectivas se determinaron, tanto para el emisor eléctrico como para la cámara de combustible, mediante las técnicas de homogeneización correspondientes.

2.3 DETERMINACIÓN DE LAS TASAS DE DISIPACIÓN DE CALOR MÁXIMA Y MÍNIMA

El proceso transitorio de enfriamiento pasivo se caracteriza por la cantidad neta de energía que pueda transferirse al fluido y el tiempo que demore dicha transitoriedad. Las tasas de intercambio halladas para el proceso permiten establecer límites de seguridad para el equipo experimental y definir los alcances de los resultados obtenidos en el estudio de la remoción del calor de desintegración nuclear de la cámara de combustible del reactor FBNR. Por tanto, dichas tasas se han determinado, de manera analítica, de acuerdo con las restricciones de la potencia en el entorno experimental.

2.3.1 TASA DE TRANSFERENCIA DE CALOR TOTAL DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

La tasa de transferencia de calor total (q_{TT}) se calculó como el promedio de la cantidad de energía disipada durante el calentamiento prolongado del emisor a su máxima potencia. La duración del período de análisis se determinó de acuerdo con el tiempo que la circulación máxima de energía puede mantenerse constante sin que las oscilaciones en la temperatura del sistema arrojen resultados inconsistentes con el calentamiento estable.

El valor de q_{TT} permite definir la cantidad de energía disponible para un ensayo de enfriamiento desde el mayor nivel energético de la resistencia una vez que se ha alcanzado una temperatura estable, sin exceder el tiempo de operación recomendado por el fabricante (4 h de operación continua).

Para determinar la duración recomendada para el calentamiento se halló el tiempo en el que la diferencia porcentual entre la tasa de transferencia y la de generación (D_{T-G}) fuese menor al 1 % y mayor a cero.

2.4 DETERMINACIÓN DE LOS FACTORES DE CORRECCIÓN NECESARIOS PARA GENERAR UNA EQUIVALENCIA ENTRE LOS VALORES DETERMINADOS EXPERIMENTALMENTE Y AQUELLOS OBTENIDOS DEL ANÁLISIS MATEMÁTICO DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

2.4.1 VALIDACIÓN DE LOS RESULTADOS DE SIMULACIÓN

Las condiciones experimentales se replicaron para conducir simulaciones de transferencia de calor transitorias en el paquete Flow Simulation del programa Solidworks. Para validar los resultados de simulación se realizó una comparación estadística tipo Anova entre las temperaturas representativas de cada ensayo. Para tal efecto se empleó el programa de análisis estadístico Statgraphics.

2.4.2 CÁLCULO DE LA CANTIDAD NETA DE CALOR INTERCAMBIADO

Para los valores discretos de energía que se obtuvieron de los ensayos experimentales se calculó la cantidad de calor intercambiado (Q_i) como el producto de la tasa de transferencia por la duración del intervalo, como se presenta en la ecuación [2.3]. En la Figura 2.6 se muestra un esquema de la interpretación que se ha dado a los valores discretos de la tasa de transferencia de calor.

$$Q_{Ti} = q_i \cdot \Delta t_i \quad [2.3]$$

Donde:

Q_{Ti} : Calor volumétrico transferido en el intervalo i de tiempo ($J m^{-3}$)

q_i : Tasa de transferencia de calor en el intervalo i de tiempo ($W m^{-3}$)

Δt_i : Intervalo i de tiempo de ensayo (s)

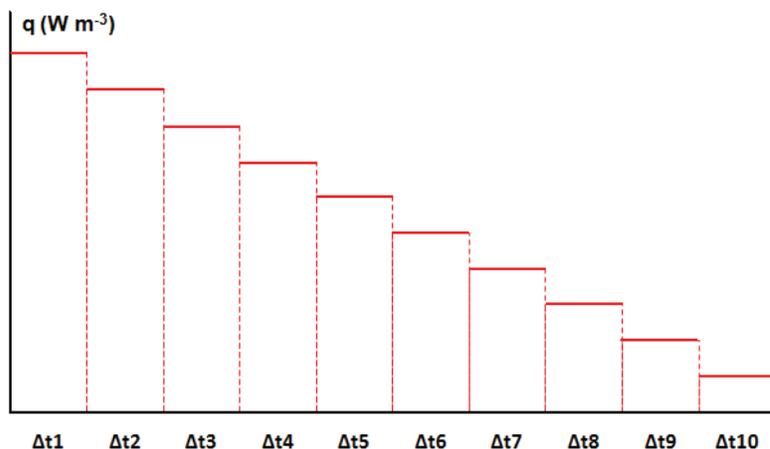


Figura 2.6. Valores discretos para la tasa de transferencia de calor en un escenario hipotético de enfriamiento

La expresión [2.4] permitió calcular la cantidad de energía neta transferida durante los 10 intervalos de tiempo del caso hipotético de análisis.

$$Q_T = \sum_{i=1}^{i=10} Q_{Ti} \quad [2.4]$$

Donde:

Q_T : Calor volumétrico neto transferido durante todo el intercambio ($J m^{-3}$)

2.4.3 DETERMINACIÓN DE LA TASA GLOBAL DE DISIPACIÓN ENERGÉTICA

La tasa global de transferencia de calor que caracteriza los procesos de intercambio que se analizaron se calculó como el valor promedio de la cantidad neta de energía disipada durante el periodo de estudio. La correlación empleada se muestra en [2.5].

$$q_{TG} = \frac{Q_T}{\Delta t_p} \quad [2.5]$$

Donde:

q_{TG} : Tasa global de disipación de calor para el periodo de análisis ($W m^{-3}$).

Δt_p : Duración del periodo de análisis (s)

2.4.4 CÁLCULO DE LA DISIPACIÓN PORCENTUAL DE ENERGÍA

Con el propósito de analizar el efecto de la disipación de calor en el sistema tomando en consideración la diferencia entre el calor generado por el entorno en los ensayos experimentales, se comparó la relación entre el calor disipado y la energía entregada al emisor. Dicha relación se calculó gracias a la expresión [2.6].

$$S_{E/C} = \frac{Q_T}{Q_G} \cdot 100 \% \quad [2.6]$$

Donde:

$S_{E/C}$: Disipación porcentual de energía conseguida durante el enfriamiento (subíndice E) o el calentamiento (subíndice C) (%).

Q_G : Energía total generada ($J m^{-3}$)

2.4.5 CÁLCULO DE LOS FACTORES DE CORRECCIÓN PARA LA EQUIVALENCIA DE LOS VALORES DE SIMULACIÓN CON LOS EXPERIMENTALES

El empleo de factores de corrección para la cantidad neta de energía transmitida permite reducir el impacto de las discrepancias entre las condiciones de simulación y experimentación tras considerar las alteraciones logísticas a las que el entorno práctico se ve sometido. Los valores corregidos de las tasas de transferencia de calor que se obtengan de simulación podrán emplearse para predecir el comportamiento experimental y para determinar las condiciones más favorables para el estudio de un proceso de intercambio establecido.

Con el afán de determinar los factores de corrección entre los resultados experimentales y los que se obtuvieron por simulación se calculó la cantidad neta de disipación de energía para los ensayos respectivos y la misma se comparó con los valores originados de sus simulaciones. El factor de corrección (F_R) se definió entonces como se muestra en la expresión [2.7].

$$F_R = \frac{(Q_T)_S}{(Q_T)_E} = \frac{(Q_T)_S}{(Q_T)_R} \quad [2.7]$$

Donde:

F_R : Factor de corrección ($J m^{-3} / J m^{-3}$).

$(Q_T)_S$: Calor volumétrico transferido, hallado de simulación ($J m^{-3}$)

$(Q_T)_E$: Calor volumétrico transferido, hallado de experimentación ($J m^{-3}$)

$(Q_T)_R$: Calor volumétrico transferido real, hallado tras corrección con F_R ($J m^{-3}$)

2.5 DETERMINACIÓN DE LOS FACTORES DE CORRELACIÓN ENTRE LAS TASAS DE TRANSFERENCIA DE CALOR OBTENIDAS EN EL ENTORNO EXPERIMENTAL Y AQUELLAS ARROJADAS DEL ANÁLISIS MATEMÁTICO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

2.5.1 ANÁLISIS DE LA TASA DE EMISIÓN DE CALOR PRODUCTO DE LA DESINTEGRACIÓN NUCLEAR DEL MATERIAL RADIOACTIVO

La tasa volumétrica de calor de desintegración nuclear para el reactor FBNR (denominada q_D) se definió de acuerdo con los estándares que se han establecido para tal propósito con base en estudios determinísticos realizados sobre la operación real de reactores nucleares de agua a presión (Garland, 1999, p. 2; Kastenberg, 1984, p. 51).

Así mismo, se consideró que todas las microesferas Triso eran capaces de emitir una cantidad idéntica de energía térmica como producto de las fisiones nucleares en su interior. El cálculo de la cantidad de microesferas dentro de cada guijarro de combustible se hizo tras considerar la potencia térmica reportada como parte del diseño preliminar del reactor FBNR y la energía térmica emitida por cada microesfera.

2.5.2 HOMOGENEIZACIÓN DEL SISTEMA

El primer paso para homogeneizar la cámara de combustible fue definir los subsistemas que lo conforman. En la cámara de combustible se identificaron cinco sistemas menores que debido a su naturaleza jerárquica (un sistema mayor contiene a otro de menor escala) se consolidaron en tres subsistemas destinados para la homogeneización. Los subsistemas dentro de la jerarquía se denominaron escalas y sus nombres se representaron con la letra S. La relación espacial de las escalas entre sí se muestra en la Figura 2.1

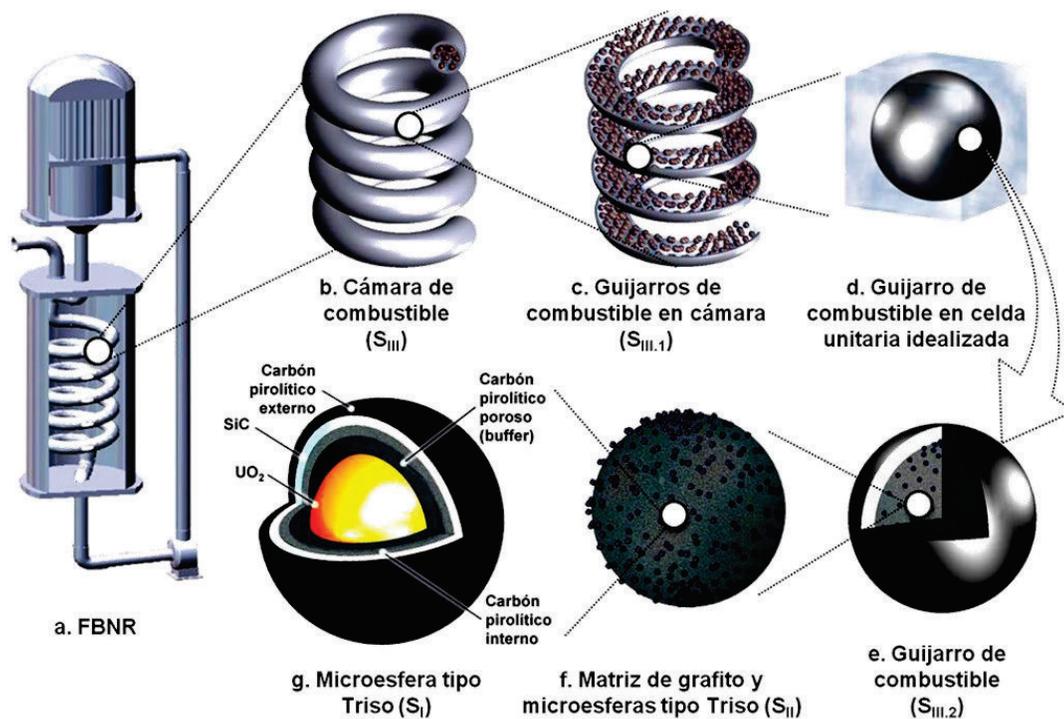


Figura 2.1. Distribución jerárquica de los subsistemas en el reactor FBNR

2.5.1.1 Homogeneización de la escala I (S_i)

Se consideró a las microesferas tipo Triso como un medio efectivo de transferencia de calor, por lo que se determinó el valor de las propiedades termofísicas correspondientes a la escala I (S_i) a través del análisis de un elemento microesférico representativo. Debido a que el diámetro externo de las partículas Triso coincide con el límite de conducción de calor entre la escala I y la matriz que las contiene, se estableció al mismo como la longitud característica de S_i . El cálculo del coeficiente efectivo de transferencia de calor para la escala I se realizó mediante una adaptación de la regla de Neumann-Kopp a la propiedad térmica en cuestión. La ecuación generalizada de la regla se muestra en la ecuación [2.1].

Para el cálculo del volumen de cada capa dentro de la microesfera Triso (V_i) se consideraron las dimensiones que se encuentran en la Tabla 1.3.

Las expresiones que se emplearon para calcular el coeficiente de transferencia de calor del dióxido de uranio (k_{UO_2}) se muestran en el Anexo I, en las expresiones [AI.1] y [AI.2] y se establecieron con base en el análisis experimental del combustible nuclear dentro de un rango de temperatura entre 500 y 2 900 K (Ronchi, Sheindlin y Musella, 1999, p. 786).

Las correlaciones que se emplearon para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor del carbón pirolítico poroso (k_{Bf}) y denso (k_{IPYC}), tanto interno (k_{IPYC}) como externo (k_{OPYC}), se muestran en las ecuaciones [AI.3] y [AI.4] del Anexo I. Dichas expresiones se basan en estudios del desempeño del material como disipador de los productos de la fisión nuclear y como barrera contingente frente a la posible deformación de combustibles tipo Triso (Powers y Wirth, 2010, p. 78).

Las fórmulas que se muestran en las ecuaciones [AI.5],[AI.6] y [AI.7] del Anexo I, con las que se determinó k_{SiC} , se obtuvieron de reportes de análisis de seguridad del combustible nuclear Triso (Petti, Martin y Phélip, 2004, p. 58).

Puesto que los materiales constituyentes de S_I son sólidos, fue necesario decidir si la dependencia de su coeficiente de transferencia de calor con la temperatura era relevante para el estudio en cuestión o si podría haberse considerado un valor constante para la mencionada propiedad termofísica. Con tal objetivo, se hallaron los valores promedio de los coeficientes para cada uno de los integrantes de la escala, mediante la fórmula integral del teorema del valor medio, misma que se muestra en la ecuación [2.8].

$$\bar{k}_i = \frac{1}{T_f - T_i} \cdot \int_{T_i}^{T_f} k_i(T) dT \quad [2.8]$$

Donde:

\bar{k}_i : Promedio integral del coeficiente de transferencia de calor para el componente i ($W m^{-1} K^{-1}$)

T_i : Temperatura inicial del análisis (K) ;

T_f : Temperatura final del análisis (K)

2.5.1.2 Homogeneización de la escala II (S_{II})

Se definió al contenido de los guijarros esféricos de combustible como la escala II (S_{II}). Por tanto, para homogeneizar S_{II} fue necesario encontrar una expresión que permitiese el acoplamiento de una fase continua (la matriz de grafito en polvo) con una fase dispersa (las microesferas tipo Triso). La ecuación que se empleó corresponde a la que Chiew y Glandt propusieron para ajustar el modelo propuesto por Maxwell a fracciones volumétricas de inclusiones de esferas duras en una esfera de material continuo de hasta 0,85 (Chiew y Glandt, 1987, p. 2682; Maxwell, 1873, p. 365).

Las correlaciones auxiliares que se usaron para conseguir una expresión para el coeficiente de transferencia de calor efectivo para S_{II} se muestran en el Anexo I, desde la ecuación [AI.8] hasta la ecuación [AI.13]. Las mencionadas relaciones

podieron emplearse para el presente estudio ya que la fracción volumétrica de las inclusiones de S_I en S_{II} es de 0,33 de acuerdo con el diseño inicial del reactor FBNR (Sefidvash, 2012, p. 1 685).

Luego de determinar los diferentes valores para $k_{S_{II}}$ de acuerdo con la temperatura del sistema, se aplicó el método de mínimos cuadrados para hallar la forma de la correlación matemática que describiese el comportamiento de $k_{S_{II}}$ frente a la temperatura. Se determinó además el valor crítico (mínimo) de la expresión con el objetivo de analizar la proporcionalidad de la tendencia con la temperatura. El valor mínimo se halló de conformidad con el postulado que se ha expresado en la ecuación [2.9].

$$f(x) \text{ es un mínimo ssi } \begin{cases} f'(x) = 0 \\ f''(x) < 0 \end{cases} \quad [2.9]$$

2.5.2.1 Homogeneización de la escala III (S_{III})

La gran escala que representa al sistema integrado de la cámara de combustible del reactor FBNR fue designada como escala III (S_{III}). Una vez homogeneizado el sistema, los 1,62 millones de guijarros de combustible, el aire que los rodearía de encontrarse éstos en el interior de la cámara helicoidal y la pared de la cámara, pudieron ser considerados como un cuerpo continuo capaz de intercambiar calor con el agua disponible para enfriarlo.

Se consideró que los guijarros dentro de la cámara presentaban una configuración correspondiente a un empaquetamiento cercano al azar, mismo que presenta una fracción volumétrica ocupada por las esferas de 0,6 hasta 0,68, de acuerdo con experimentos llevados a cabo con agitación mecánica del recipiente de contención (Torquato, Truskett y Debenedetti, 2000, p. 2 064).

La superficie pulida y la ausencia de barreras físicas dentro del cuerpo helicoidal de la cámara de combustible favorece el empaquetamiento de tipo cercano al

azar de las esferas, pero la ausencia del movimiento mecánico inducido determinaría el menor empaquetamiento dentro del rango reportado (0,6) en el escenario de análisis. Así pues, se designó un 60 % del volumen interior de la cámara para que fuese ocupado por los elementos combustibles.

Los elementos en el interior del recipiente helicoidal de S_{III} se definieron como la subescala III.1 ($S_{III.1}$). En el arreglo de $S_{III.1}$ se identificaron tres fases espaciales diferentes; a saber: las esferas caracterizadas como un medio continuo en S_{II} , el recubrimiento sólido de los guijarros de combustible y el aire alrededor de los mismos. Dichas etapas pudieron homogeneizarse gracias al enfoque de la celda unitaria de Chang. Se definió la celda unitaria idealizada como una estructura cúbica conformada por aire, donde un guijarro de combustible se sitúa en el centro geométrico de la misma. La Figura 2.1 es un esquema de la celda idealizada, representativa para $S_{III.1}$.

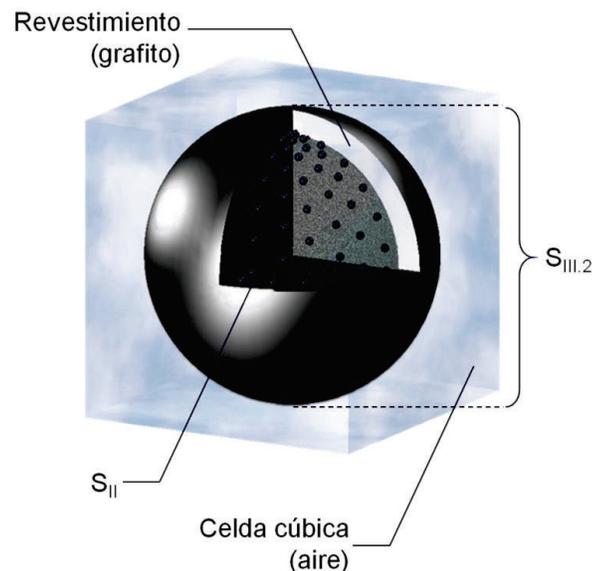


Figura 2.2. Esquema de la celda unitaria idealizada para la subescala $S_{III.1}$

Para establecer las dimensiones que las celdas cúbicas idénticas tendrían para cada guijarro dentro de S_{III} se calculó el volumen de aire que la cámara sería capaz de contener si las esferas ocupasen un 60 % del volumen disponible en el interior de la cámara. El volumen interior neto se distribuyó en un cilindro idealizado de un diámetro equivalente a la altura para que la última coincidiese

con la altura que tendría el cubo inscrito en tal cilindro cerrado. Finalmente, se dividieron las dimensiones del cubo mayor entre los 1,62 millones de celdas unitarias de $S_{III.1}$.

Una vez determinadas las dimensiones de la celda, se calcularon las medidas proporcionalmente equivalentes para los componentes de $S_{III.1}$, cuando en el sistema unitario, el valor del lado de la celda se establece como uno.

La conductividad térmica efectiva para $S_{III.1}$ ($k_{S_{III.1}}$) se expresó como la suma de su valor promediado a través de la celda idealizada y la desviación espacial del mismo, la cual se genera debido a la heterogeneidad en el volumen promediante ($S_{III.1}$). El término $k_{S_{III.1}}$ tiene la forma que se muestra en la ecuación [2.10].

$$k_{S_{III.1}} = \langle k_U \rangle + \tilde{k}_U \quad [2.10]$$

Donde:

k_U : Coeficiente de transferencia de calor efectivo a lo largo de la celda unitaria idealizada ($W m^{-1} K^{-1}$)

$\langle k_U \rangle$: Promedio espacial de k_U ($W m^{-1} K^{-1}$)

\tilde{k}_U : Desviación espacial del valor de k_U ($W m^{-1} K^{-1}$)

A su vez, el promedio espacial para k_U se definió muestra la ecuación [2.11].

$$\langle k_U \rangle = \int_U k_U dV_U \quad [2.11]$$

El término concerniente a la desviación espacial de la propiedad térmica en el sistema $S_{III.1}$ debió igualarse a cero para conseguir la homogeneización de la subescala.

Una vez definidos los valores proporcionales de las dimensiones y propiedades de los materiales de $S_{III.1}$ se aplicó el procedimiento matemático que ha sido

empleado en trabajos de investigación afines al actual para determinar expresiones exactas de la conductividad térmica efectiva de materiales particulados con varias fases (Porfiri, Nguyen y Gupta, 2009, p. 1 542).

En primer lugar, el término de desviación se definió como la suma de integrales de superficie, asignadas al sistema cúbico de la celda idealizada, de acuerdo al teorema de cálculo de Green. A continuación, se hallaron soluciones regulares de Laplace para la ecuación de Green igualada a cero y se expresaron dichas ecuaciones como expansiones de la serie de Taylor. Finalmente, se definieron los valores y relaciones de las variables incluidas en la correlación exacta de la conductividad térmica efectiva para las propiedades específicas del sistema $S_{III,1}$.

Con el objetivo de acoplar la subescala $S_{III,1}$ con la pared de la cámara de combustible se empleó la adaptación de la regla de Neumann-Kopp entre las expresiones para la conductividad térmica de las fases mencionadas y se determinó la expresión efectiva para la escala macroscópica del sistema (S_{III}).

2.5.2.2 Cálculo del coeficiente efectivo de transferencia de calor para la cámara de combustible homogeneizada

Después de haber hallado los valores puntuales del coeficiente de transferencia para S_{III} entre 300 y 2 000 °C, con un intervalo de 0,75 °C entre ellas (2 270 valores de temperatura), se aplicó el método de optimización de mínimos cuadrados para encontrar la correlación polinómica de $k_{S_{III}}$.

2.5.2.3 Cálculo de la densidad y la capacidad calorífica específica efectivas para la cámara de combustible homogeneizada

La densidad ($\rho_{S_{III}}$) y la capacidad específica ($C_{P_{S_{III}}}$) efectivas a lo largo de toda la cámara de combustible se consideraron constantes para todo el rango de temperatura analizado (300 – 2 000 °C). El cálculo de sus valores se realizó

mediante el promedio ponderado de las propiedades de los constituyentes de la macroescala.

La densidad y capacidad específica del aire dentro de la cámara se calcularon mediante la fórmula integral del teorema del valor medio aplicado a las respectivas fórmulas de correlación con la temperatura. El aire se trató como un gas ideal ya que las altas temperaturas de análisis de la cámara de combustible así lo ameritan.

2.5.3 IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO MATEMÁTICO

El sistema de análisis estuvo constituido por la cámara de combustible y el agua de enfriamiento alrededor de la misma. El mencionado sistema cerrado se consideró a la vez adiabáticamente aislado de su entorno. La transferencia de calor entre el cuerpo homogeneizado de la cámara y el agua se describe mediante la ecuación de calor transitoria, definida para S_{III} , se presenta en la ecuación [2.12].

$$\rho_{S_{III}} C_{P_{S_{III}}} \frac{\partial \langle T_{S_{III}} \rangle}{\partial t} = \nabla k_{S_{III}} \nabla \langle T_{S_{III}} \rangle + q_D \quad [2.12]$$

Donde:

$\langle T_{S_{III}} \rangle$: Promedio espacial volumétrico de $T_{S_{III}}$ (K)

t : Tiempo transcurrido desde la caída de los guijarros en la cámara (s)

$\langle T_{S_{III}} \rangle$ se relaciona con la temperatura característica de S_{III} ($T_{S_{III}}$) de acuerdo a la definición de una temperatura efectiva dentro de la escala unitaria, como se muestra en las expresiones [1.4] hasta [1.10].

La temperatura del sistema homogeneizado varía de acuerdo con q_D y consecuentemente, con transcurso del tiempo, mientras que es independiente de

la posición dentro del sistema. Debido a la particularidad mencionada, la ecuación en derivadas parciales que se muestra en la expresión [2.12] se aplicó, para efectos de la simulación matemática, como una ecuación diferencial ordinaria, con la forma que se observa en la ecuación [2.13].

$$\rho_{S_{III}} C_{P_{S_{III}}} \frac{dT_{S_{III}}}{dt} = \nabla k_{S_{III}} \nabla T_{S_{III}} + q_D \quad [2.13]$$

Las condiciones iniciales (CI) y de borde (CB) que se definieron para obtener la solución generalizada al problema se exponen en las ecuaciones [2.14] y [2.15]. Nótese que la condición de borde pertenece al primer tipo de condiciones de frontera.

$$CI: \begin{cases} T_{S_{III}} = 300 \text{ }^\circ\text{C}, & t = 0 \\ T_w = 20 \text{ }^\circ\text{C}, & t = 0 \end{cases} \quad [2.14]$$

$$CB: T_w|_{L_{Piscina}} = T_\infty \quad [2.15]$$

Donde:

T_w : Temperatura característica del agua a cualquier tiempo t (K)

$L_{Piscina}$: Límite exterior de la piscina de contención de agua (m)

$V_{S_{III}}$: Volumen de la cámara de combustible homogeneizada (m^3)

$A_{S_{III}}$: Área de convección del cuerpo homogeneizado (m^2)

El enfriamiento de la macroescala S_{III} se simuló haciendo uso del paquete computacional Flow Simulation, mismo que es uno de los complementos del programa SolidWorks. El sistema homogeneizado se definió de acuerdo a sus propiedades termofísicas efectivas; mismas que se asignaron a un nuevo material sólido que se incluyó en la biblioteca de elementos del paquete Flow Simulation.

El perfil de temperatura de la cámara de combustible se obtuvo gracias a la resolución aproximada de las ecuaciones de Navier-Stokes mediante la técnica de elementos finitos y el análisis conjugado de transferencia de calor, metodologías

propias del software de tipo CFD (Computational Fluid Dynamics), el cual habilita el funcionamiento del paquete Flow Simulation.

Se analizó un periodo de 168 h de enfriamiento, equivalentes a una semana transcurrida después del descenso de los guijarros de combustible a la cámara helicoidal. Además, para la simulación se establecieron una presión de 101,325 kPa y una temperatura ambiente de 20 °C, condiciones estándar de acuerdo al Instituto Nacional de Estándares y Tecnología (NIST, por sus siglas en inglés). Durante el estudio se llevaron a cabo 16 800 iteraciones, correspondientes a periodos de convergencia de 0,01 horas de duración. Para la simulación, el sistema se dividió en 5 523 celdas tridimensionales.

2.5.4 CÁLCULO DE LAS TASAS DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ENTORNO SIMULADO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

La disipación de energía desde la cámara hacia el agua de enfriamiento se caracterizó con base en el gradiente de la temperatura del cuerpo homogeneizado, expresado como el diferencial de temperatura con respecto al tiempo ($dT_{S_{III}}/dt$).

2.5.5 CÁLCULO DE LOS FACTORES DE CORRELACIÓN ENTRE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES Y LOS QUE SE HAN OBTENIDO DEL ANÁLISIS MATEMÁTICO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

Se establecieron dos factores de correlación: el factor F_T (correlación termofísica) y el factor F_Q (correlación de transferencia energética). El factor F_T se calculó como la relación entre el promedio integrado del coeficiente de conductividad térmica para la cámara de combustible y aquel que corresponde al entorno experimental. El Factor F_Q compara las tasas halladas para la disipación energética y adquiere el mismo valor que F_R . La definición de F_T se presenta en la ecuación [2.16].

$$F_T = \bar{k}_{\text{FBNR}} / \bar{k}_{\text{Experimental}} \quad [2.16]$$

Donde:

\bar{k}_{FBNR} : Promedio integral del valor efectivo de k_{FBNR} ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)

$\bar{k}_{\text{Experimental}}$: Promedio integral del valor efectivo de $k_{\text{Experimental}}$ ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)

2.5.6 CÁLCULO DE LA MASA DE AGUA EVAPORADA DURANTE LOS PROCESO DE ENFRIAMIENTO

Las ecuaciones que se emplearon para el cálculo de la tasas de evaporación y de disminución de nivel del líquido en los diferentes escenarios se muestran, respectivamente, en las expresiones [2.17] y [2.18].

$$q_T \cdot V_H = \dot{m}_{\text{ev}} \cdot h_V \quad [2.17]$$

Donde:

V_H : Volumen del cuerpo homogeneizado de análisis (m^3)

\dot{m}_{ev} : Tasa de evaporación de agua (kg s^{-1})

h_V : Calor latente de ebullición bajo condiciones de saturación (J kg^{-1})

$$\dot{H}_L \cdot A_p = \dot{m}_{\text{ev}} \cdot (1/\rho_F) \quad [2.18]$$

Donde:

\dot{H}_L : Tasa de reducción de nivel del líquido (m s^{-1})

A_p : Área transversal de la piscina de convección (m^2)

ρ_F : Densidad del fluido (kg m^{-3})

3 RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1 ESTUDIO DE LA GENERACIÓN Y DISTRIBUCIÓN DE CALOR COMO RESULTADO DE LA CIRCULACIÓN DE ELECTRICIDAD A TRAVÉS DE LA CONFIGURACIÓN EXPERIMENTAL

La configuración para el circuito integrado en el control de potencia se estableció para conseguir la mayor cantidad de energía generada del mismo. Por consiguiente, los seis elementos se conectaron en paralelo. Los valores resultantes del cálculo de la resistencia equivalente y la potencia máxima disipada pueden verificarse en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1. Propiedades eléctricas características para el circuito integrado de control de potencia

Propiedad	Valor	Unidades
Resistencia equivalente	7,4	Ω
Voltaje requerido	212	V
Potencia nominal máxima	6 000,0	W
Potencia máxima (Resistencia equivalente)	6 088,5	W
Potencia máxima (Resistencias individuales)	5 700,0	W

La potencia máxima calculada con base en el valor de la resistencia equivalente del arreglo experimental tiene una diferencia del 6,8 % frente a la potencia máxima que podría generarse de acuerdo con los valores individuales que se midieron. Existe además una diferencia porcentual del 1,5 % con la potencia nominal máxima. Las discrepancias antes expuestas y el hecho de que los valores de voltaje presentasen fluctuaciones durante los ensayos generaron variaciones en el registro de temperaturas.

La Figura 3.1 muestra los resultados obtenidos de un ensayo de calibración de calentamiento del emisor en presencia de aire. La numeración de las temperaturas obtenidas corresponde a las posiciones 1 a 4 de las termocuplas

para la toma de datos de acuerdo con el esquema que se presenta en la Figura 2.4.

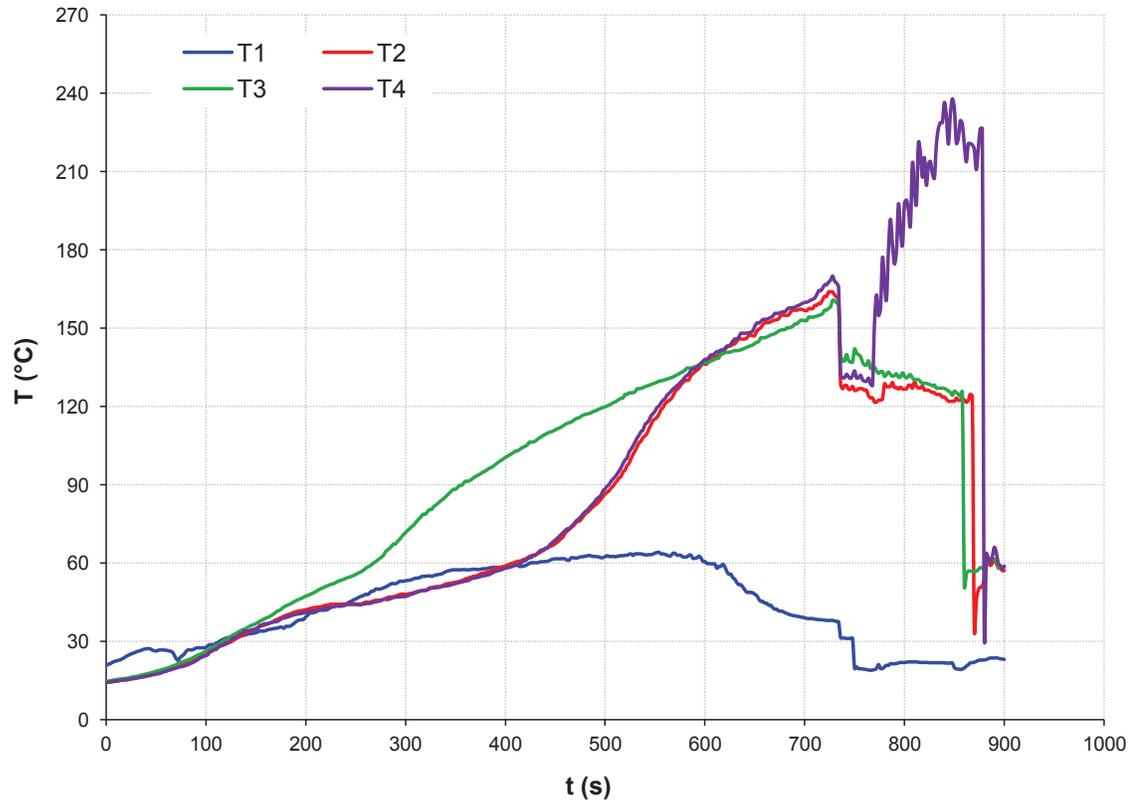


Figura 3.1. Temperaturas obtenidas durante el calentamiento del emisor eléctrico a una potencia nominal de 5 000 W. Posiciones 1, 2, 3 y 4 para las termocuplas

El ruido en los datos se debe a la concentración del flujo magnético que la circulación de corriente eléctrica induce sobre los elementos resistivos del sistema. Durante el ensayo se observó cómo las termocuplas en las posiciones 1 y 3 se pusieron en contacto físico entre sí y con el emisor, y luego de 2 min comenzaron a repelerse. Las termocuplas en 2 y 4 permanecieron en sus posiciones respectivas hasta que se alcanzaron los 120 °C. Luego de ello, la termocupla en la posición 4 fue atraída hacia el centro del emisor y después osciló entre aquel y los puntos de medida que le rodeaban; de ahí la aleatoriedad de los valores obtenidos.

Considerando la gran variabilidad de los datos experimentales que se registraron con la presencia de cuatro termocuplas en el ensayo se decidió restringir las posiciones de análisis a las marcadas como 2 y 4.

3.2 ESTUDIO DEL FENÓMENO DE ENFRIAMIENTO PASIVO EN EL ENTORNO PRÁCTICO

3.2.1 HOMOGENEIZACIÓN DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

De acuerdo a la disposición de los materiales dentro de la pieza, se ha determinado el volumen y la fracción volumétrica que cada uno de ellos ocupa en el arreglo. Los resultados se muestran en la Tabla 3.2.

Tabla 3.2. Distribución volumétrica de los materiales constitutivos de la resistencia eléctrica de inmersión

Componente		$V \times 10^{-5}$	x_i
		(m^3)	(m^3/m^3)
Cable CrNi		0,230	0,024
Dieléctrico	ZnO	2,140	0,227
	MgO	2,140	0,227
Recubrimiento Incoloy 800HT		4,931	0,522

Así mismo, Las propiedades efectivas que se calcularon para la resistencia eléctrica de inmersión, homogeneizada como un cuerpo continuo, se muestran en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3. Densidad, calor específico y volumen efectivos para la resistencia eléctrica de inmersión homogeneizada

Propiedad	Valor	Unidades
C_p	590,6	$J\ kg^{-1}K^{-1}$
ρ	6 558,9	$kg\ m^{-3}$
V	$9,4 \times 10^{-5}$	m^3

Los valores para la conductividad térmica efectiva son dependientes de la temperatura del sistema. En el caso particular de los óxidos dieléctricos, la función que describe su comportamiento de acuerdo a la variación de T se construyó con base en valores reportados para ensayos experimentales. Las curvas que se obtuvieron tanto para el ZnO como para el MgO se muestran en el Anexo II.

El valor efectivo del coeficiente de conductividad para la resistencia térmica de inmersión (emisor), así como los correspondientes valores de sus componentes pueden apreciarse en la Figura 3.2.

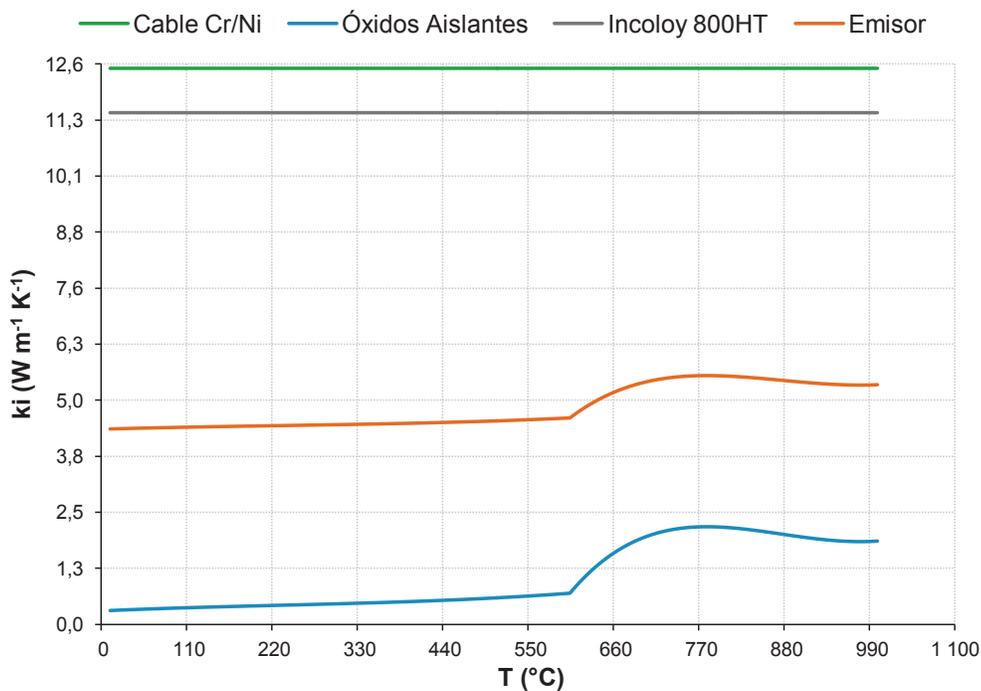


Figura 3.2. Dependencia de los valores de conductividad térmica para los componentes de los elementos resistivos y para el emisor eléctrico homogeneizado

En la Figura 3.2 se observa cómo la conductividad térmica del material dieléctrico, correspondiente a una mezcla de óxidos de zinc y magnesio, tiene el comportamiento asociado con el transporte de fonones. La conductividad térmica aumenta con el aumento de temperatura, aunque una vez alcanzado su máximo, disminuye, debido a la dispersión generada por los defectos en el material. Pese a que la curva presentada es producto de un análisis bibliográfico, es importante

notar que el estudio de las características termofísicas de los materiales de construcción arroja resultados congruentes con aquellos que presentan los materiales cerámicos, apropiados para el intercambio energético a altas temperaturas.

3.2.2 CALIBRACIÓN EN PRESENCIA DE AIRE

La presencia de ruido en la toma de datos se consideró para establecer la duración del periodo de análisis en los ensayos.

Mientras más tiempo se mantuvo la circulación energética, mayor fue el efecto de la inducción magnética y la oscilación en los valores de temperatura. El ensayo 1 se condujo durante un periodo de 1 800 s y el ensayo 2 se pudo llevar a cabo hasta los 1 590 s, tiempo después del cual el movimiento de la termocupla de medición se hizo evidente y se pudieron verificar las oscilaciones generadas tras el análisis de datos. Es así que el estudio de la transferencia de calor para los ensayos 1 y 2 se restringió a 1 554 s, con el afán de reducir fuentes de error experimentales.

Para el primer ensayo con aire se trabajó con una potencia nominal 5 000 W. El valor real que se mostró en la pantalla del controlador de fuerza fue de 5 075,3 W. La temperatura ambiental se determinó mediante el registro de temperaturas expuesto al ambiente, antes de encender la resistencia. Para el ensayo 1, la temperatura ambiental (T_{∞}) fue de 17,8 °C. Los resultados se muestran en la Figura 3.3.

Para el ensayo 2 se mantuvo la potencia nominal de 5 000 W y para las medidas de campo correspondientes se registró un valor real de 5 631,1 W y una temperatura ambiental de 17,9 °C. Los valores de temperatura registrados se muestran en la Figura 3.4.

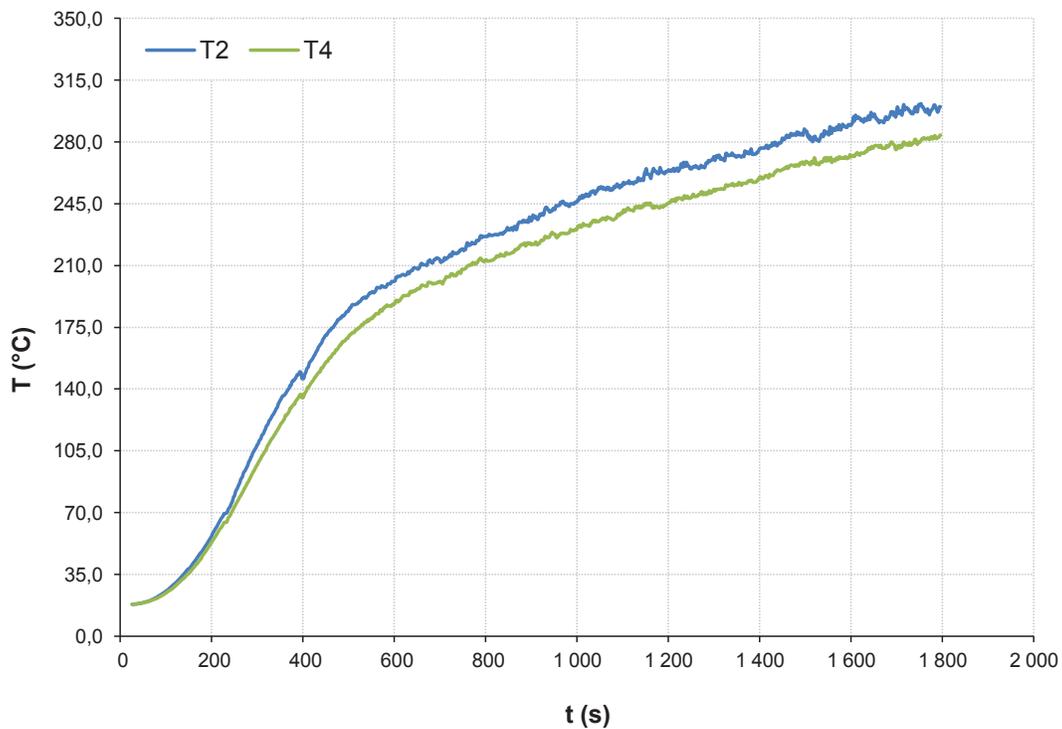


Figura 3.3. Temperaturas en el ensayo 1. Fluido: Aire. $q_G = 5\,075,3$ W. $T_\infty = 17,8$ °C

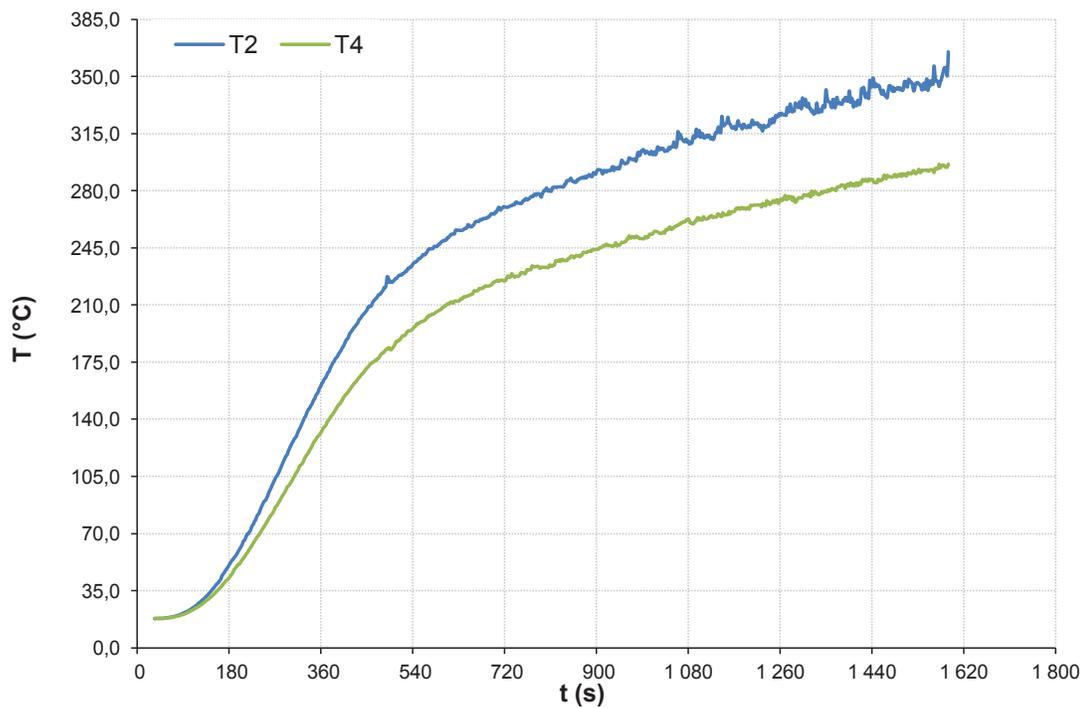


Figura 3.4. Temperaturas en el ensayo 2. Fluido: Aire. $q_G = 5\,631,1$ W. $T_\infty = 17,9$ °C

Las temperaturas representativas de cada ensayo, correspondientes al promedio de las dos medidas de temperatura que se hallaron, se muestran en la Figura 3.5. Ha de considerarse que si bien el nivel de potencia seleccionado con la perilla del controlador eléctrico fue el mismo, los valores que se obtuvieron durante la experimentación no fueron idénticos entre sí. Dicha particularidad del ensamble práctico ha generado discrepancias entre las temperaturas alcanzadas y debería corregirse para conseguir un bloqueo de la potencia eléctrica efectivo como variable de análisis.

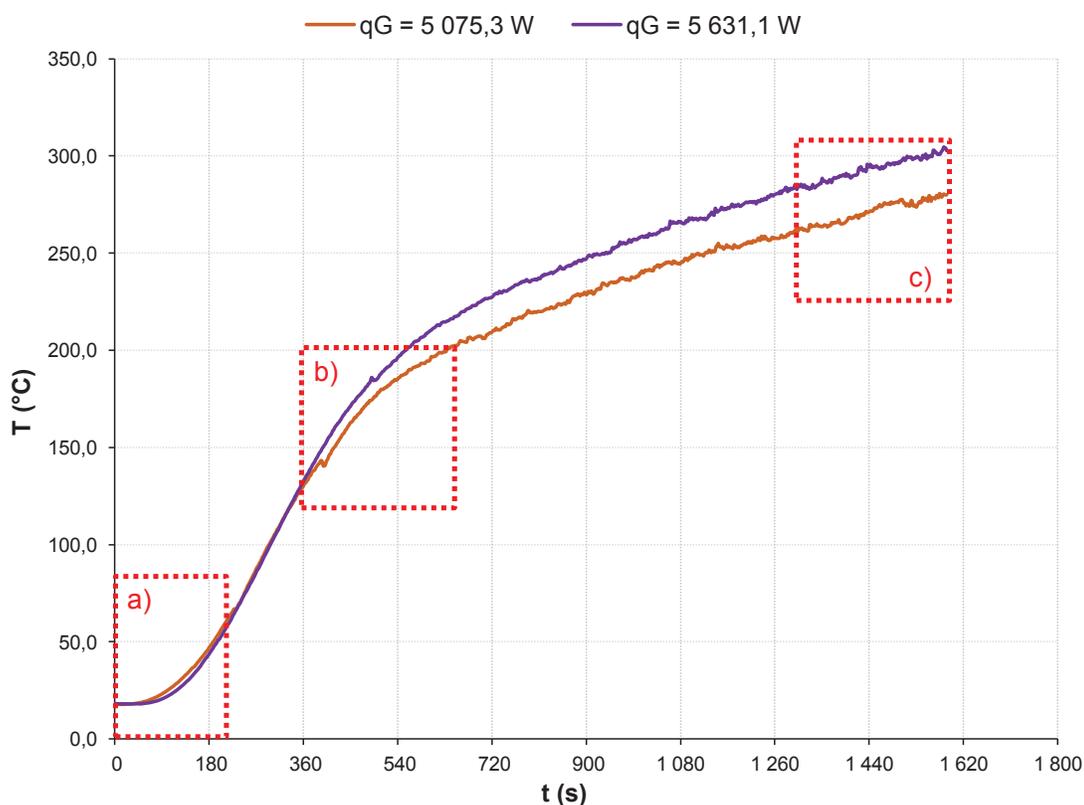


Figura 3.5. Comparación de las temperaturas representativas de los ensayos 1 y 2. a) Zona de retardo térmico b) Variabilidad de potencia c) Incremento de ruido

La temperatura del sistema no corresponde a una función monótona debido a las fluctuaciones en la medida que se evidencian; adicionalmente, se tienen secciones constantes durante los ensayos. En la sección a) de la Figura 3.5 puede notarse el efecto que la inercia térmica del emisor tiene sobre la temperatura del proceso. Pese a tenerse una emisión continua de energía

eléctrica, al inicio del calentamiento la temperatura del sistema no varía. La mayor potencia que se entrega al emisor en el segundo ensayo promueve la variación térmica en el sistema en menor tiempo que en el primer ensayo. Consiguientemente, la sección de inercia tiene una duración de 66 segundos para el ensayo 1 y de 60 s para el ensayo 2.

En la sección b) de la Figura 3.5 aparecen perturbaciones en la temperatura del sistema, mismas que corresponden a cambios en la potencia de entrada generadas por variaciones parasíticas de voltaje. A partir del primer salto de voltaje en el ensayo 1 ($q_G = 5\,075,3\text{ W}$) la diferencia entre las temperaturas del emisor incrementa, pese a que se mantiene la misma curvatura para los dos ensayos.

Se ha señalado además la sección c) en la Figura 3.5 para visualizar el incremento de ruido que se genera en las termocuplas como respuesta a la acumulación de energía en el sistema. El incremento en la diferencia de temperatura entre el emisor y su entorno resulta en una tasa de acumulación de calor cada vez más pronunciada, misma que genera perturbaciones en el equilibrio térmico entre las termocuplas y el emisor y da origen a oscilaciones en las medidas.

A continuación se procedió con la determinación del gradiente transitorio de temperatura en la experimentación, mismo que se realizó mediante la expresión [1.12], los valores obtenidos de la Tabla 3.3 y de la Figura 3.2. El resultado de dicho cálculo se muestra en la Figura 3.6 para el ensayo 1 y en la Figura 3.7 para el ensayo 2.

Los subíndices A1 y A2 hacen referencia, respectivamente, a los ensayos con aire 1 y 2.

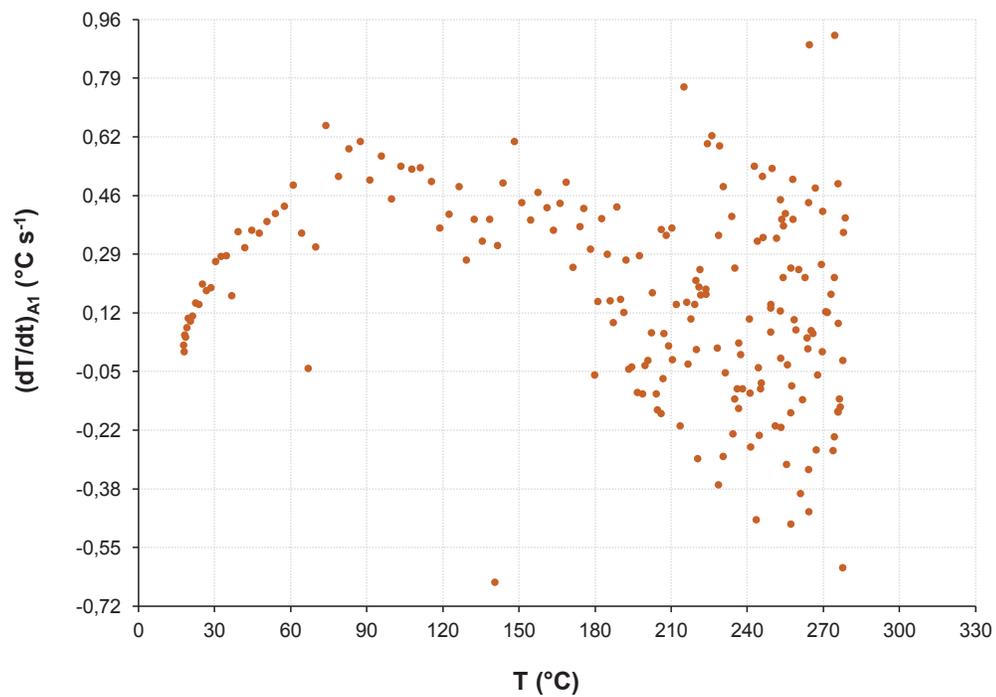


Figura 3.6. Gradiente transitorio de temperatura calculado para el ensayo 1

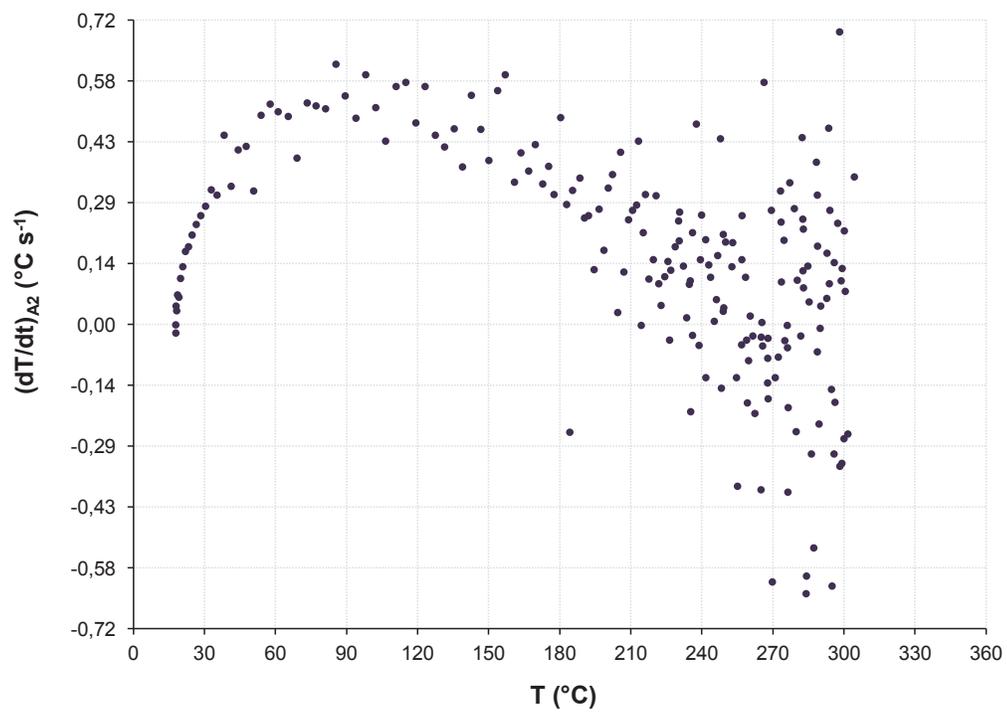


Figura 3.7. Gradiente transitorio de temperatura calculado para el ensayo 2

Se observa la importancia del ruido en los datos, generado como consecuencia de las perturbaciones experimentales explicadas por el retardo térmico, las variaciones de voltaje y el movimiento de los sensores, ocasionado por el campo magnético inducido. Las temperaturas del emisor presentan, sin embargo, tendencias ascendentes que pueden definirse dentro de una función polinómica representativa. No ha de confundirse la regresión aplicada a los datos con la interpretación de la continuidad de la temperatura del sistema. El empleo de una función matemática que describe el comportamiento de la temperatura hace posible eliminar datos que presentan aberraciones lógicas y de ensayo que se dan como resultado de variaciones experimentales no deseadas.

La Figura 3.8 muestra la concordancia entre los datos experimentales de temperatura y aquellos que la regresión polinómica de los mismos arroja. Los coeficientes de correlación para los ensayos 1 y 2, son, respectivamente, 0,9897 y 0,9997. Las ecuaciones respectivas se muestran en las expresiones [3.1] y [3.2].

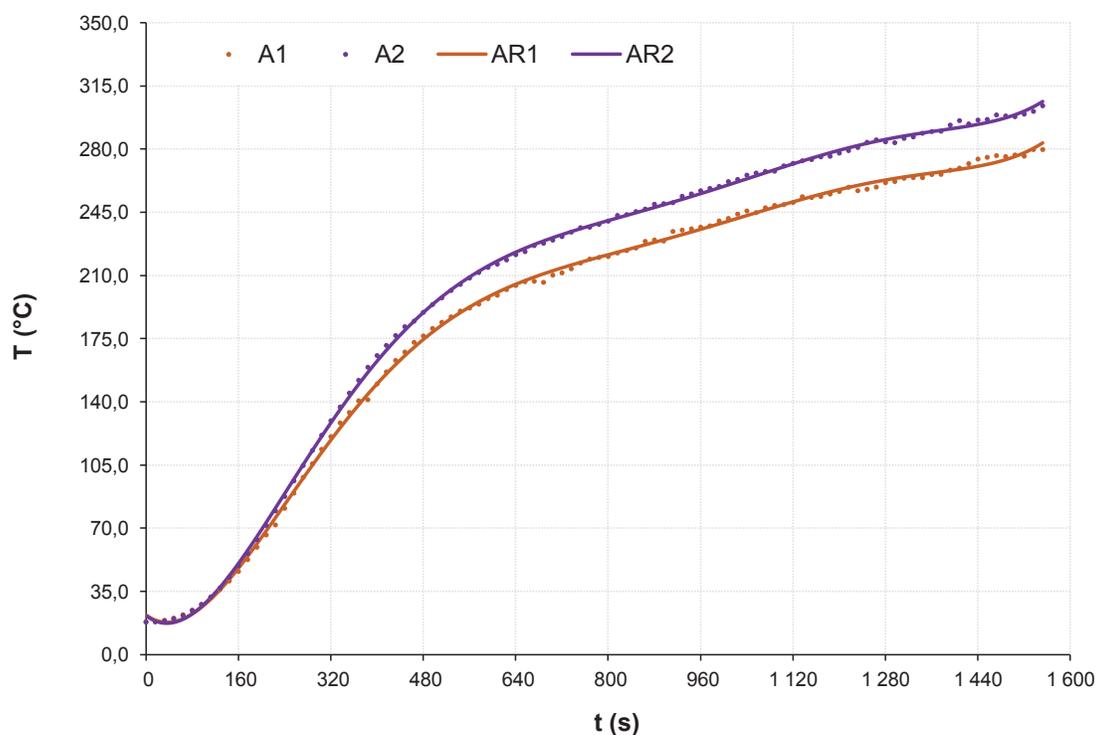


Figura 3.8. Regresión polinómica aplicada a las temperaturas de ensayo con aire. (A_i = Temperatura de ensayo i con aire; AR_i = Regresión de temperaturas de ensayo i)

$$AR_1 = 4,21 \cdot 10^{-16} t^6 - 2,46 \cdot 10^{-12} t^5 + 5,50 \cdot 10^{-9} t^4 - 5,75 \cdot 10^{-6} t^3 + 2,59 \cdot 10^{-3} t^2 - 8,24 \cdot 10^{-2} t + 16,78 \quad [3.1]$$

$$AR_2 = 8,92 \cdot 10^{-16} t^6 - 4,69 \cdot 10^{-12} t^5 + 9,50 \cdot 10^{-9} t^4 - 9,12 \cdot 10^{-6} t^3 + 3,90 \cdot 10^{-3} t^2 - 2,45 \cdot 10^{-1} t + 21,53 \quad [3.2]$$

Los gradientes de temperatura que se hallaron tras atenuar el ruido experimental se muestran en la Figura 3.9. A medida que el emisor acumula calor, el incremento de temperatura adquiere una velocidad cada vez mayor. Sin embargo, una vez que se alcanza un máximo, dicha velocidad descende hasta alcanzar un mínimo. La tendencia antes descrita es congruente con el intercambio entre un cuerpo emisor y su ambiente, puesto que si no se presentan alteraciones en la energía que se genera, este alcanzará un equilibrio térmico con el entorno, siempre que se disponga del tiempo necesario para tal fin.

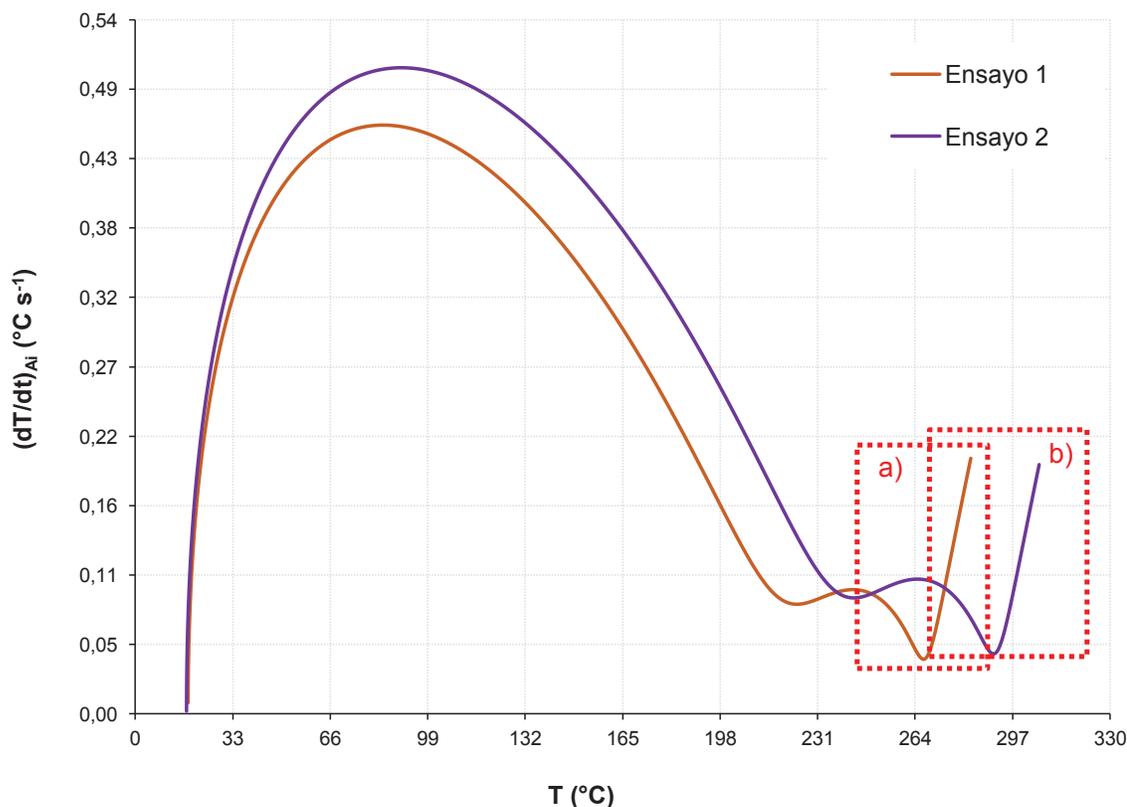


Figura 3.9. Dependencia de los gradientes de temperatura transitorios con la temperatura del sistema para ensayos con aire

Los valores de temperatura que permitieron el cálculo del gradiente transitorio se obtuvieron de una regresión polinómica de sexto orden, que si bien tiene un ajuste estadísticamente significativo con los datos experimentales, no hace referencia a variaciones relacionadas al comportamiento real del sistema durante la transferencia de calor. La derivación numérica de los datos debe, por tanto, interpretarse dentro del alcance lógico de la descripción aritmética que así se consigue. Consecuentemente, se han eliminado los segmentos señalados en la Figura 3.9 como a) y b) para el análisis de la transferencia de calor.

Las tasas volumétricas de acumulación (q_{AC}) y disipación (q_T) de calor se calcularon mediante la correlación expuesta en [2.2]. Los resultados hallados se muestran en la Figura 3.10. Se han empleado las denominaciones A1 y A2 para hacer referencia a los ensayos 1 y 2 con aire, respectivamente. La potencia volumétrica correspondiente a cada ensayo se ha denominado q_G

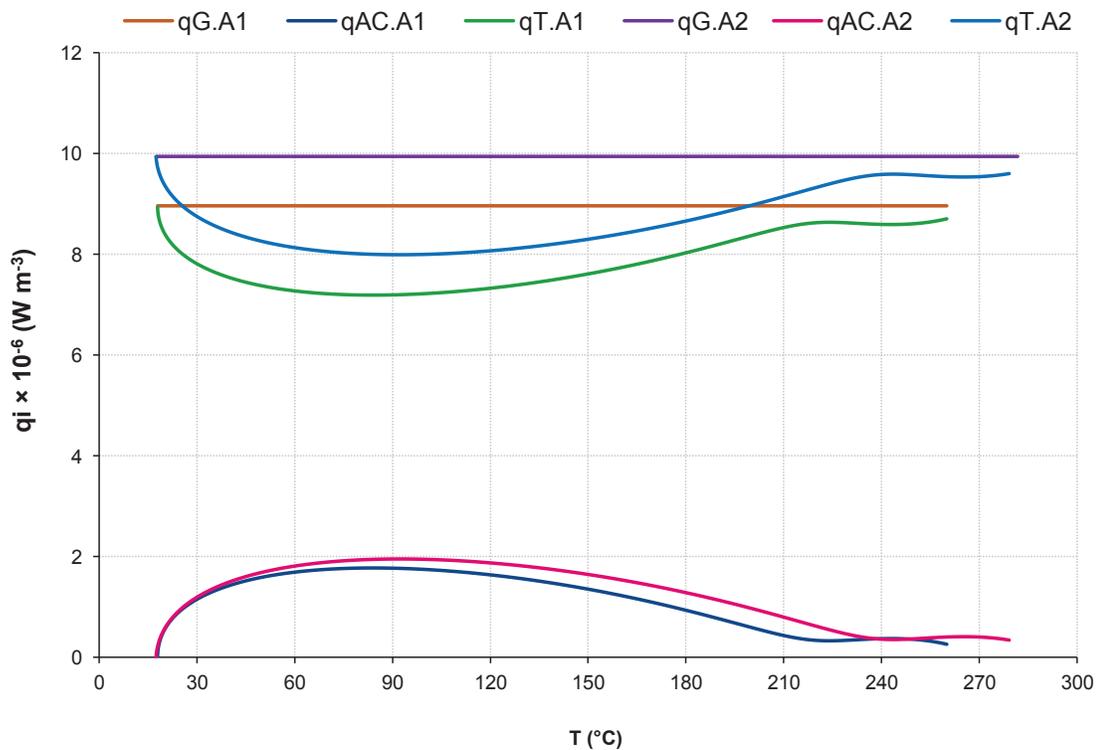


Figura 3.10. Tasas de acumulación, transferencia y generación volumétrica correspondientes a los ensayos experimentales con aire

En la Figura 3.10 se observa cómo la tasa de energía acumulada tiene un carácter ascendente al empezar el calentamiento. Dicha tendencia se explica por la diferencia inicial de temperatura entre el emisor y el medio. A medida que la temperatura del sistema incrementa, la tasa con la que el calor se disipa disminuye, hasta que a los 282,3 y 260,1 °C, en los ensayos 2 y 1, respectivamente, la tasa de calor transferido adquiere su valor mínimo. Lo anterior ocurre porque el sistema tiende al equilibrio dinámico de transferencia de calor, mismo que implica que la cantidad de energía transferida sea igual a la cantidad de energía generada. En el equilibrio dinámico, la temperatura no sufre cambios como consecuencia de la igualación de flujos energéticos.

El aire alrededor del resistor constituye un sifón de calor visto que la transmisión energética hacia el medio, sin agitación mecánica, es suficiente para promover el equilibrio térmico del sistema, a pesar de la circulación constante de corriente eléctrica.

3.2.3 CALIBRACIÓN EN PRESENCIA DE AGUA

Para los ensayos con agua, la relación entre los volúmenes del líquido de enfriamiento y el elemento resistivo fue de 212:1, de tal forma que el volumen de agua puede considerarse infinito en comparación con el del emisor.

El ensayo 3, con agua como sifón de calor, tuvo una potencia nominal de 1 500 W y en la práctica se entregaron 1 552,6 W de corriente eléctrica. La temperatura ambiente se tomó luego de 3 min de haber llenado el estanque y su valor fue 17,9 °C. Con el objetivo de omitir la etapa de inercia térmica se inició la toma de datos 7 minutos (420 s) después de iniciado el calentamiento, cuando la temperatura en la posición 2 fue 31,5 °C. El calentamiento en presencia de agua se realizó durante 3 124 s. La Figura 3.11 muestra los resultados del proceso.

La diferencia máxima entre las temperaturas de las termocuplas en las posiciones 2 y 4 es 1,8 °C y en promedio los dos valores están separados por 0,6 °C. La

densidad del agua hace posible la cercanía entre los valores mencionados y determina a la vez una función ascendente de temperatura con respecto al tiempo que, a diferencia de los ensayos con aire, no tiene zonas de distinta concavidad.

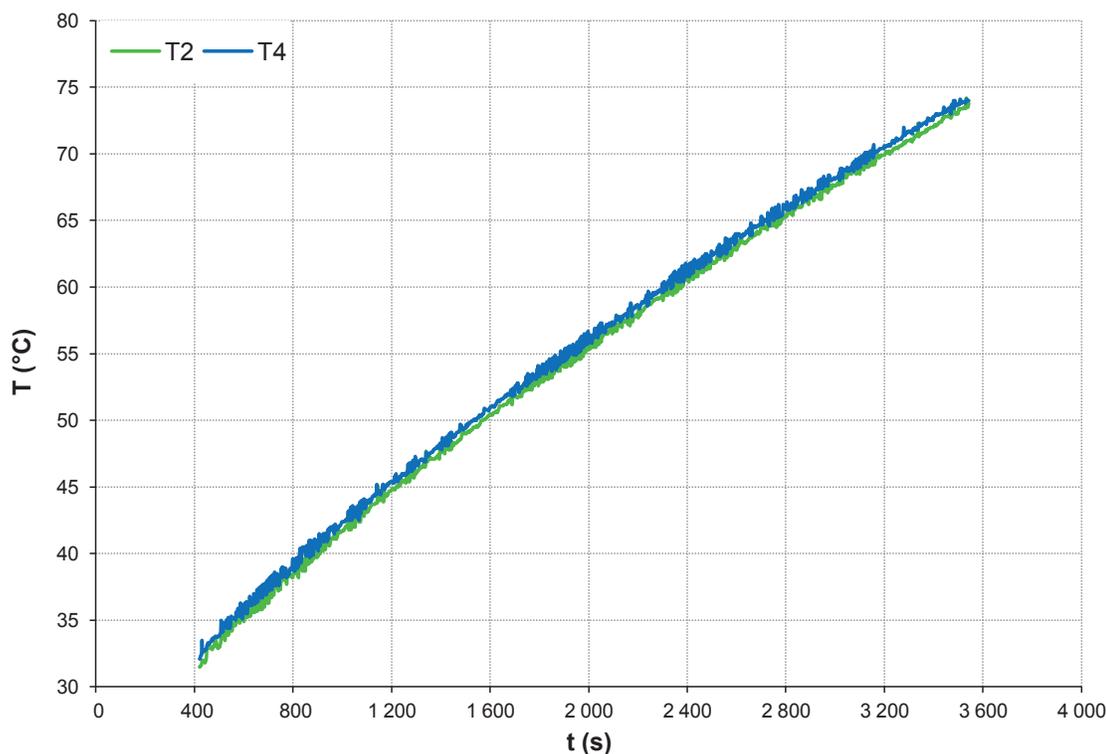


Figura 3.11. Temperaturas en el ensayo 3. Fluido: Agua. $q_G = 1\,552,6\text{ W}$. $T_\infty = 17,9\text{ °C}$

Los resultados transitorios obtenidos en las dos posiciones de las termocupas se promediaron para determinar la temperatura característica del emisor.

Con la finalidad de reducir el ruido experimental ocasionado por las oscilaciones en la temperatura del ensayo 3, los valores experimentales se ajustaron a una regresión polimérica que toma la forma que se expone en la correlación [3.3]. La ecuación mencionada se empleó para el cálculo del gradiente transitorio de temperatura en el sistema. La Figura 3.12 muestra el ajuste de los datos prácticos a la función obtenida, cuyo coeficiente de correlación polimérica fue 0,9997

$$LR_3 = -8,70 \cdot 10^{-21} t^6 + 1,50 \cdot 10^{-16} t^5 - 1,1 \cdot 10^{-12} t^4 + 4,1 \cdot 10^{-9} t^3 - 9,28 \cdot 10^{-6} t^2 + 2,53 \cdot 10^{-2} t + 22,90 \quad [3.3]$$

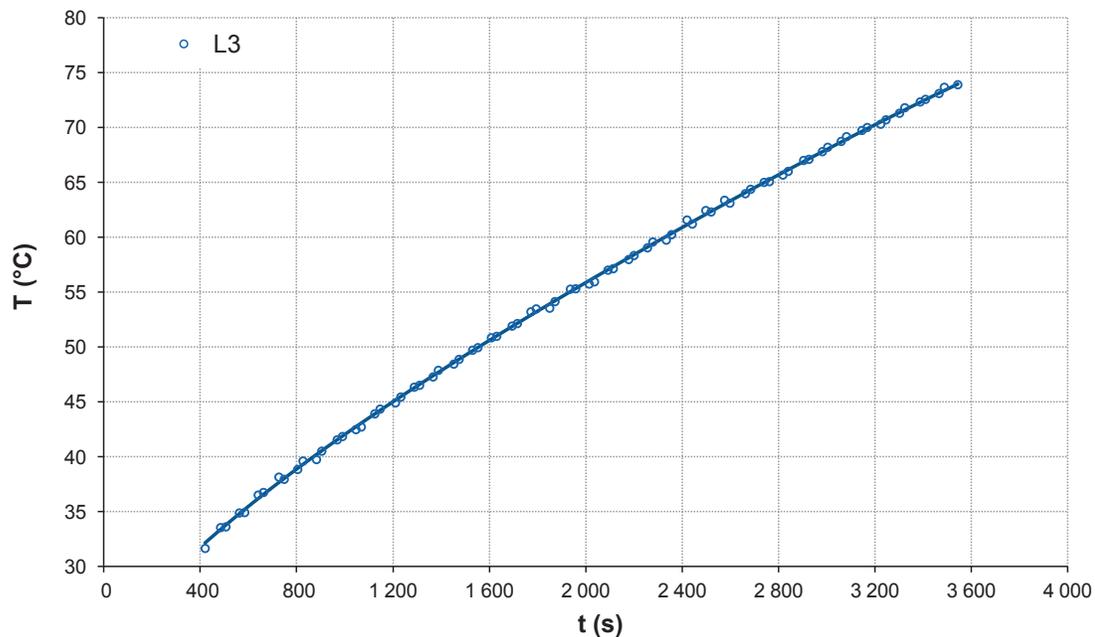


Figura 3.12. Regresión polinómica aplicada a las temperaturas del ensayo 3. (L3= Temperatura experimental del ensayo 3; LR3 = Regresión polinómica de temperatura)

En la Figura 3.13 se muestra el gradiente transitorio obtenido con la atenuación antes descrita.

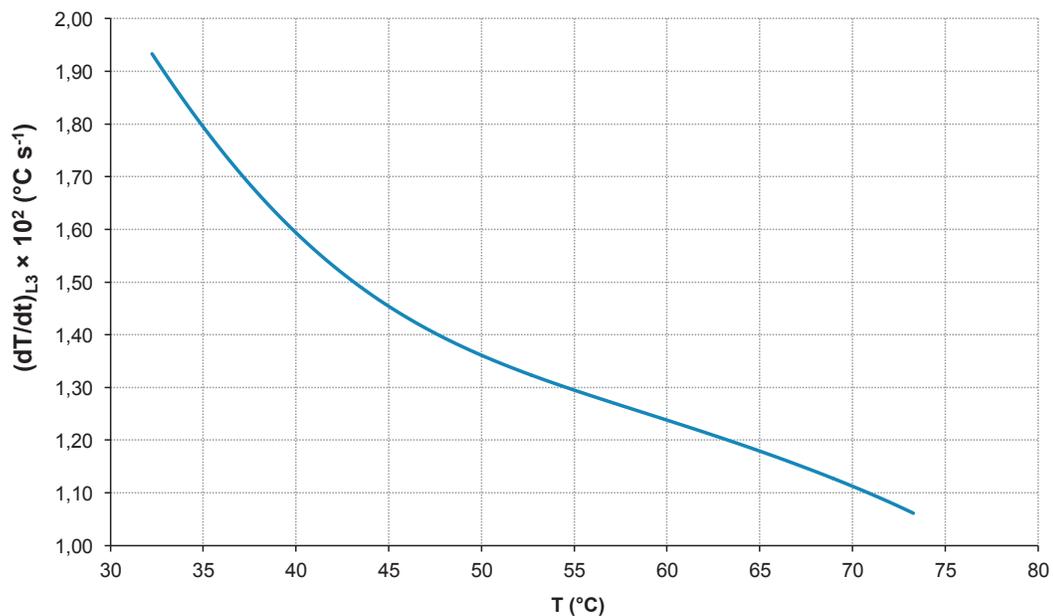


Figura 3.13. Dependencia del gradiente transitorio de temperatura para el ensayo 3 con la temperatura. Ensayo en presencia de agua

El gradiente de temperatura para el calentamiento con agua desciende a medida que el emisor almacena energía, de la forma que se presenta en la Figura 3.13. Puesto que se no se han considerado los datos correspondientes a la zona de inercia térmica en el ensayo, puede apreciarse que la tasa de acumulación no presenta máximos o mínimos durante el intercambio. En vista de lo anterior, el gradiente transitorio definido muestra la progresión del sistema hacia su equilibrio dinámico.

Se ha estudiado la relación entre las tasas de acumulación, transferencia y generación de energía para el ensayo 3. En la Figura 3.14 puede observarse la magnitud de las mencionadas tasas. El rango de generación y transferencia de calor es 10 veces mayor que el correspondiente rango de acumulación energética durante el ensayo.

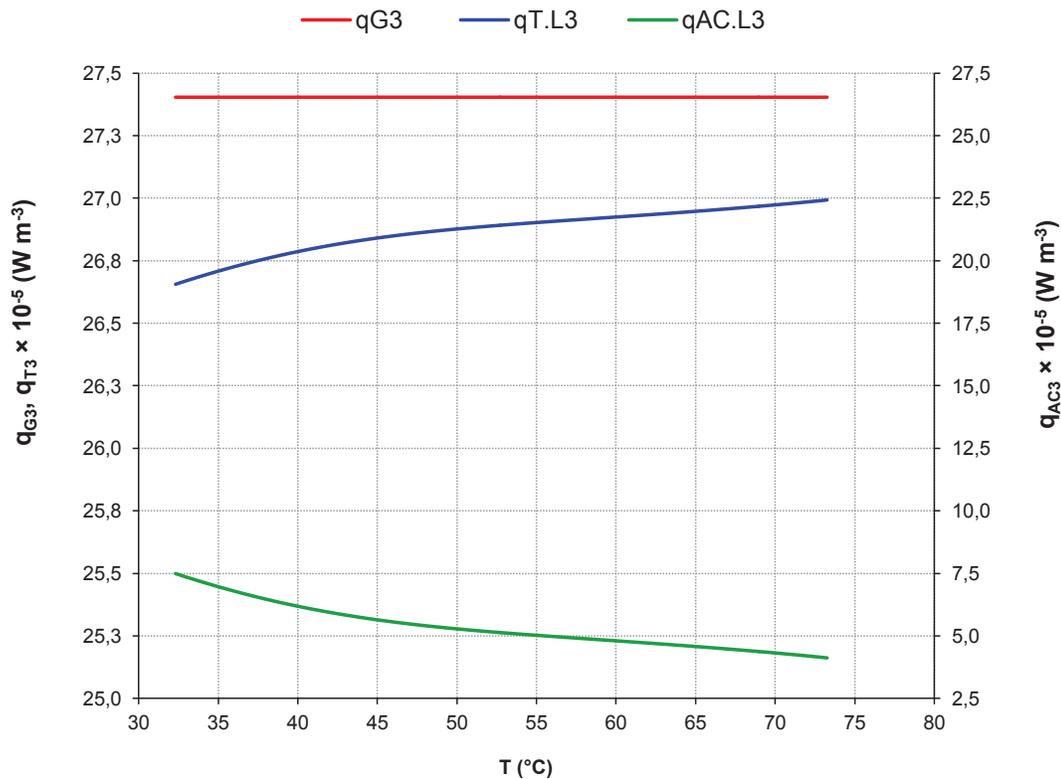


Figura 3.14. Tasas de acumulación, generación y disipación volumétrica de calor para el ensayo 3, en presencia de agua

3.2.4 ENFRIAMIENTO PASIVO DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

Para el análisis del enfriamiento pasivo del emisor de calor (ensayo 4) se condujo tras el calentamiento del mismo con una potencia eléctrica de 5 454,1 W, en presencia de aire. El sistema se calentó durante 3 382 s, tiempo después del cual se agregó agua. El emisor mantuvo su potencia original y el proceso de transferencia transcurrió durante 4 684 s (1 h y 18 min). La temperatura ambiental que se registró fue de 17,9 °C. Los resultados del ensayo completo se presentan en la Figura 3.15.

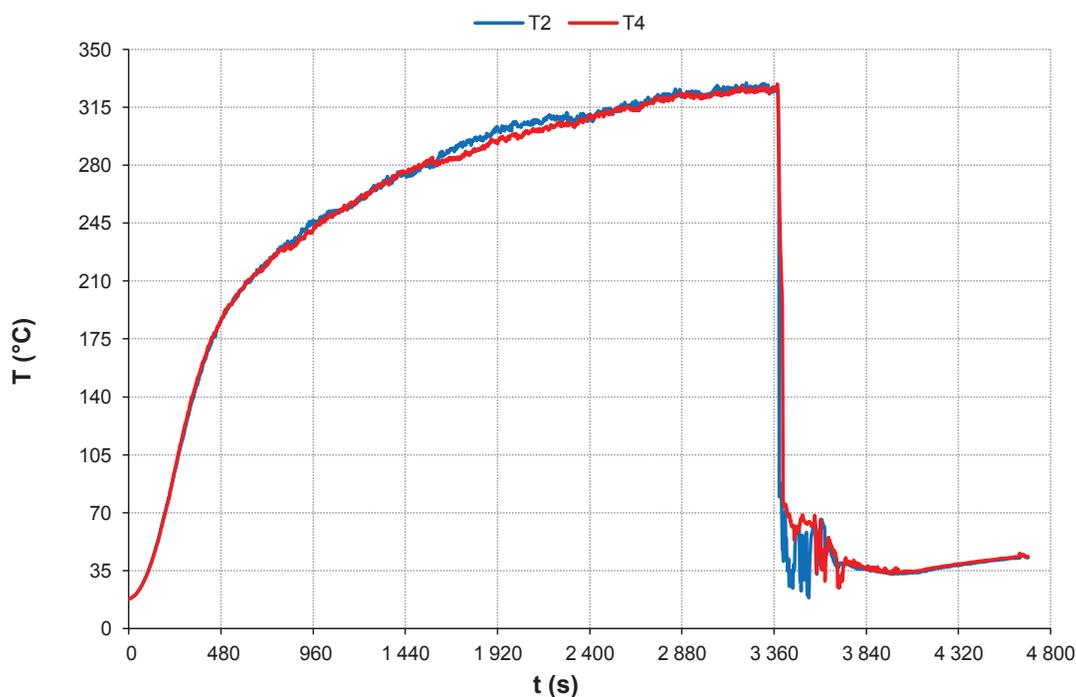


Figura 3.15. Enfriamiento pasivo del entorno experimental. $q_G = 5\,454,1$ W. $T_\infty = 17,9$ °C.
Ensayo 4

La sección de calentamiento del ensayo 4 no se consideró para el análisis de las tasas de transferencia representativas debido a que el enfoque del estudio está en la disipación de calor mediante el fluido refrigerante y no en la fenomenología detrás de su calentamiento, misma que ya se estudió en la sección 3.2.3 para la calibración en presencia de aire. La temperatura de interés para el emisor se determinó como el promedio de los valores medidos por las termocuplas 2 y 4. En

la Figura 3.16 se muestra el resultado de tal promedio y se identifican las zonas que se definen después de la adición de agua al entorno.

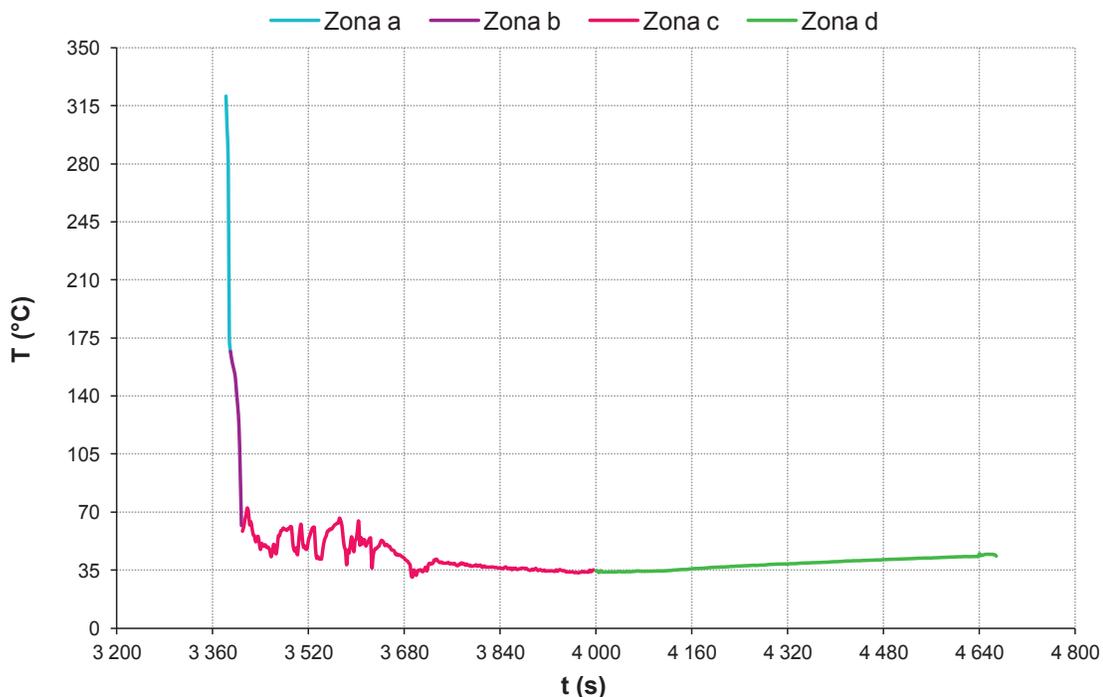


Figura 3.16. Temperaturas efectivas de la resistencia térmica de inmersión durante el enfriamiento pasivo (ensayo 4). Zona a: Adición de agua al entorno. Zona b: Etapa de transición. Zona c: Convección natural de calor. Zona d: Calentamiento secundario del emisor

La zona a de la Figura 3.16 tiene una duración de 8 segundos y responde al primer contacto del emisor con el refrigerante. Debido a la marcada diferencia entre la temperatura del emisor ($320,9\text{ }^{\circ}\text{C}$) y la del fluido ($17,9\text{ }^{\circ}\text{C}$), en la zona a se evidencia el gradiente de temperatura más pronunciado de todo el intercambio. La temperatura de la resistencia de inmersión pasa de $320,9\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $166,7\text{ }^{\circ}\text{C}$ durante el periodo mencionado.

Las zonas a y b se dividen entre sí por el punto de inflexión que aparece a los $166,7^{\circ}\text{C}$. El cambio en la pendiente de la temperatura implica una reducción en la tasa de enfriamiento, que mantiene su monotonía hasta alcanzar los $61,9\text{ }^{\circ}\text{C}$. A partir de dicha temperatura se registran oscilaciones de temperatura, fenómeno que sugiere la presencia de un régimen diferente de transferencia de calor. La

oscilación en los datos en la zona c se explica por el retardo térmico que se da en las termocuplas y en el emisor, además de la generación continua de energía, que promueve la formación de gradientes transitorios de temperatura y origina zonas de fluido con diferente densidad. Puesto que no se evidencia la evaporación de fluido, se caracteriza a la zona c como una zona de convección natural hacia el líquido. La transferencia de calor hacia el agua se opone al almacenamiento de energía puesto que es capaz de disipar parte del calor generado. Como resultado, la temperatura del cuerpo disminuye en el siguiente intervalo de tiempo. A medida que continúa el proceso de transferencia se producen cambios en el agua inmediatamente en contacto con la superficie y el intercambio se estabiliza como respuesta a la convección continua. La zona c tiene una duración de 586 s.

En la zona c de la Figura 3.16 se identifica una tendencia ascendente de temperatura, ocasionada por la circulación de energía eléctrica. El inicio del calentamiento secundario determina la finalización del enfriamiento pasivo propiamente dicho. El cálculo de las tasas de transferencia de calor en el enfriamiento pasivo se ha restringido a la zona de disminución de temperatura, misma que incluye las zonas a, b y c.

En la Figura 3.17 se muestran las tasas de disipación de calor transitorias que resultan del enfriamiento pasivo de la resistencia de inmersión. Los resultados verifican la compartimentación del proceso de transferencia, puesto que las zonas delimitadas coinciden con aquellas que se identifican en la curva de progresión de temperatura de la Figura 3.16.

La zona a exhibe la mayor tasa de disipación del proceso, debido a que la transferencia de calor en ella se da entre la resistencia de inmersión y la corriente de agua que se empleó para el llenado del estanque. Dicho periodo se limitó a 10 segundos. Pese a que los efectos de la convección forzada no son relevantes para el fenómeno de intercambio que desea analizarse (un cuerpo sumergido en un fluido de volumen infinito), es importante señalar que la transitoriedad de la mencionada etapa ocurre también dentro de la cámara de combustible del reactor

FBNR, puesto que el descenso de los guijarros hacia la cámara genera temperaturas heterogéneas a lo largo de la pared del helicoide de contención hasta que todos los elementos se hayan conducido hacia él. Por tanto, la transitoriedad del llenado del estanque coincide con aquella que se generaría por el movimiento del combustible en el escenario de estudio.

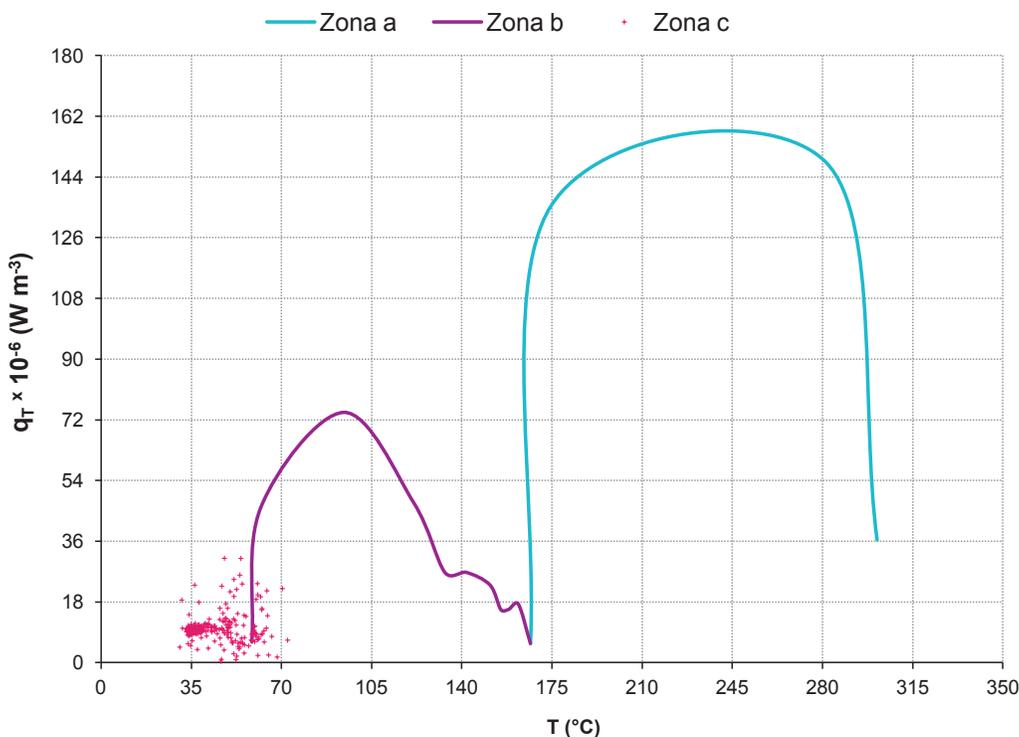


Figura 3.17. Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental (ensayo 4)

La zona a de intercambio corresponde con el tiempo que demoró el llenado del estanque. La corriente de agua desestabiliza la película de vapor que se forma con el contacto inicial del líquido y promueve la transferencia de energía. Es así como la primera tasa de calor transferido, en presencia de la película gaseosa, es $3,6 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$, mientras que en el siguiente intervalo de tiempo la tasa alcanza su máximo, $1,5 \times 10^8 \text{ W m}^{-3}$. La disminución en la velocidad de disipación es congruente con la masa estática de líquido que rodea al emisor una vez que se ha añadido suficiente agua para tal efecto. En el nuevo arreglo, la película de vapor vuelve a formarse gracias a la diferencia de temperatura y con ello se da inicio al régimen transición.

En la zona b, la tasa de transferencia de calor incrementa como respuesta al contacto intermitente de la superficie con vapor y con líquido. Tal proceso continua hasta que se presenta un segundo punto de inflexión, donde el valor de la tasa de transferencia ($7,4 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$) es la mitad del máximo de la zona a. En vista de que en la zona b el enfriamiento se da con la pieza sumergida en la piscina, mientras que en la zona a se tiene una corriente de agua sobre la misma, la diferencia entre las tasas de disipación es consistente con los resultados hallados para el forjado de materiales mediante inmersión y flujos de agua, respectivamente

Los valores puntuales de la zona c en la Figura 3.17 no se han unido con líneas puesto que la oscilación que se evidencia dificulta la interpretación de su significado práctico. Por tanto, se ha incluido la Figura 3.18 para facilitar la interpretación del comportamiento en tal etapa.

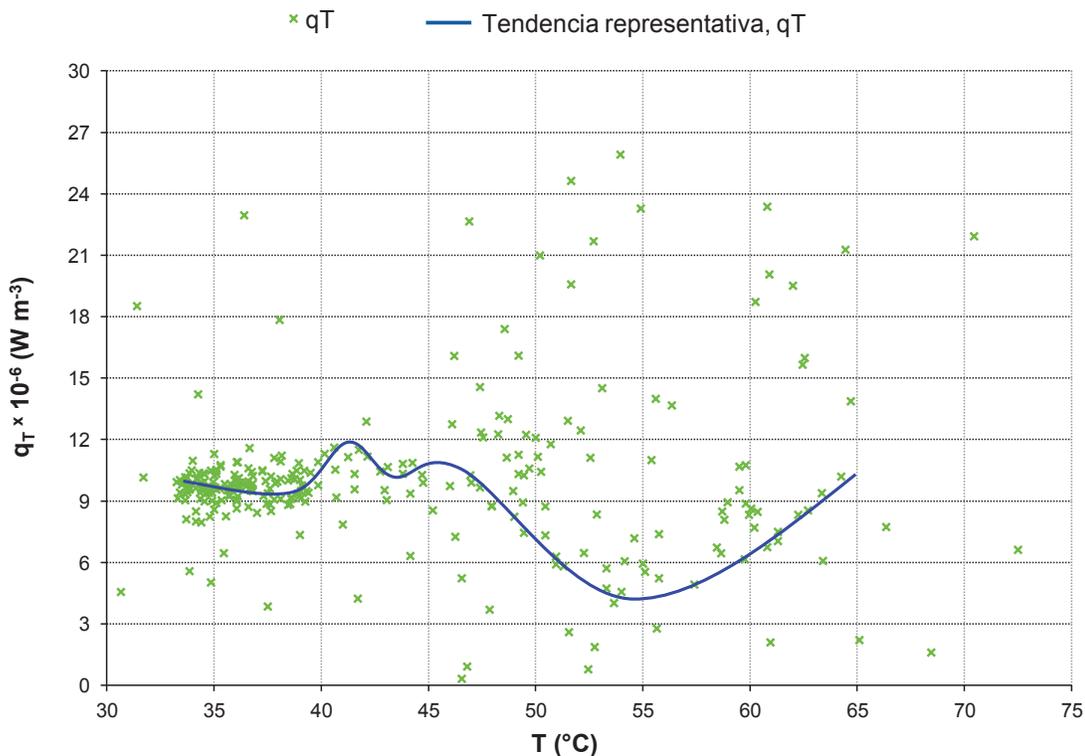


Figura 3.18. Tasas de transferencia de calor en la zona de convección de calor hacia el líquido de refrigeración durante el enfriamiento pasivo

El intercambio en la zona c se da por la convección natural de calor hacia la fase líquida. La energía que se emite no es suficiente para formar burbujas de vapor en dicha zona, pero debido a que la circulación de electricidad a través del emisor tiene el mismo orden de magnitud que la energía que se transfiere, el intercambio con el líquido es relevante.

La presencia de oscilaciones en la zona c se justifica por la nueva estratificación de la capa alrededor de la superficie. La mezcla entre masas de fluido de densidad diferente es inestable y la transferencia de calor se vuelve irregular. Sin embargo, la tendencia representativa que se ha trazado en la Figura 3.18 permite visualizar cómo la estabilización de la mezcla a temperaturas inferiores conduce a la reducción en la aleatoriedad de la disipación.

3.3 DETERMINACIÓN DE LAS TASAS DE DISIPACIÓN DE CALOR MÁXIMA Y MÍNIMA

Las tasas de disipación de calor máxima y mínima se han obtenido de simulaciones que reproducen el enfriamiento pasivo del entorno experimental cuando se tiene una circulación máxima de 6 000 W en la resistencia y una mínima de 1 200 W (el mínimo valor de potencia que se mantiene estable en el entorno práctico). La zona de calentamiento para ambas simulaciones se mantuvo durante 3 382 s y el enfriamiento se realizó a partir de la máxima temperatura hallada dentro de dicho proceso. Se estableció una temperatura ambiente de 17,9 °C (valor determinado en el ensayo práctico número 4). Los resultados respectivos se presentan en Figura 3.19.

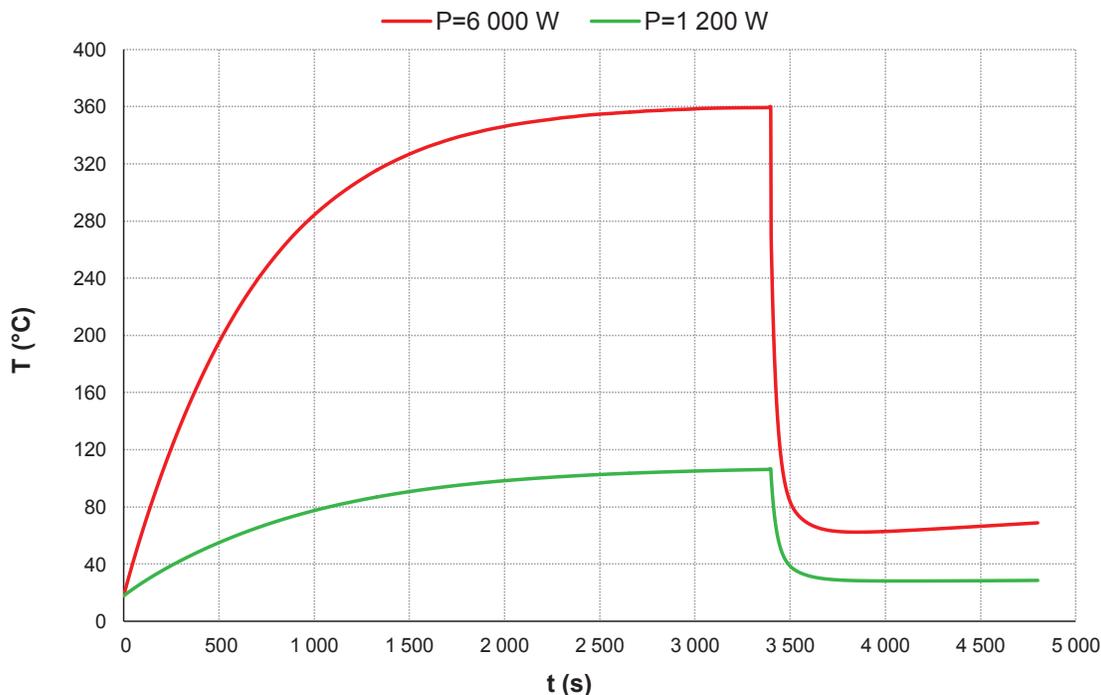


Figura 3.19. Perfiles de temperatura para las potencias máxima ($P = 6\,000\text{ W}$) y mínima ($P = 1\,200\text{ W}$) que pueden generarse en el entorno experimental. $T_{\infty} = 17,9\text{ °C}$. Resultados de simulación

La máxima temperatura hallada para la potencia de $6\,000\text{ W}$ fue $360,0\text{ °C}$ mientras que para la potencia de $1\,200\text{ W}$ se alcanzó un valor de $106,7\text{ °C}$. Las corridas son estables, puesto que la temperatura tiende al equilibrio para ambos casos. La sección de enfriamiento de los escenarios no presenta oscilaciones en el régimen que coincide con la convección natural.

El análisis de la transferencia de calor se restringió, al igual que para el ensayo 4, al periodo comprendido entre los $3\,382\text{ s}$ y el final del descenso neto de temperatura ($4\,000\text{ s}$).

Las tasas de transferencia de calor transitorias que corresponden al enfriamiento se muestran en la Figura 3.20 para el ensayo con $6\,000\text{ W}$ de potencia y en la Figura 3.21 para la simulación con $1\,200\text{ W}$.

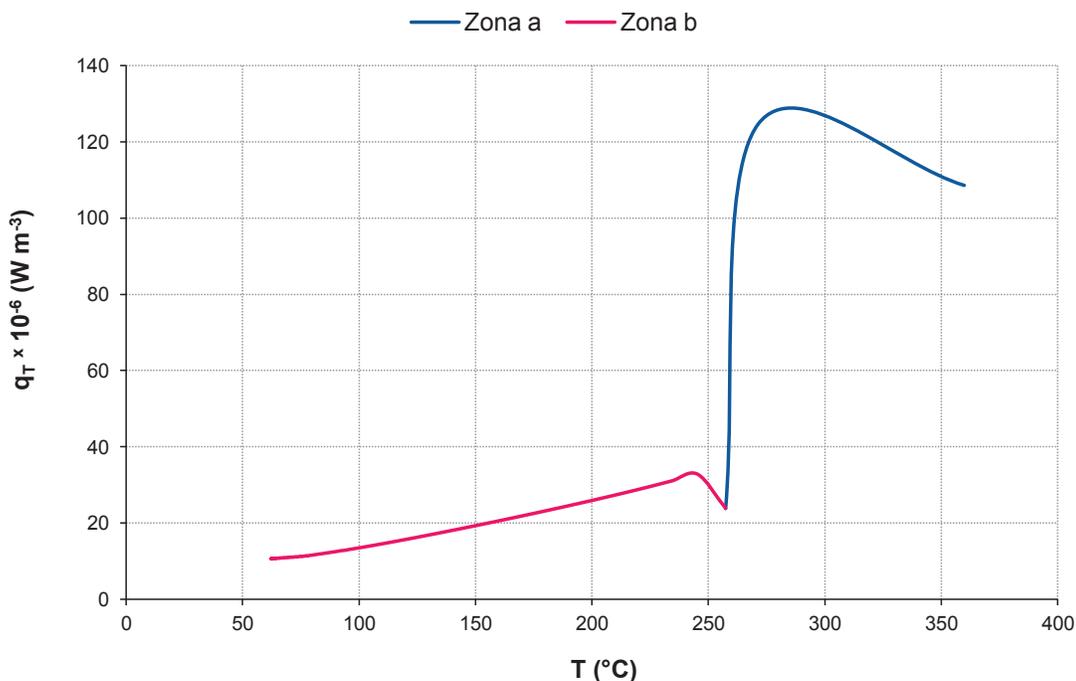


Figura 3.20. Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo. $P = 6\,000\text{ W}$. $T_{\infty} = 17,9\text{ }^{\circ}\text{C}$. Resultados de simulación

Como se observa en la Figura 3.20 en el proceso de enfriamiento pueden identificarse dos zonas de transferencia de calor separadas por una tasa mínima de $2,38 \times 10^7\text{ W m}^{-3}$. La diferencia inicial entre las temperaturas del medio y el emisor promueve el aumento en la disipación de energía dentro de los intervalos de interpolación en la simulación debido al descenso constante del nivel energético del cuerpo y la transferencia de dicha energía hacia el fluido. El mínimo que separa las zonas se establece de acuerdo con la generación de calor en la resistencia.

La diferencia entre las temperaturas del sólido y el fluido ha disminuido en la zona a, pero en la zona b inicia de nuevo el proceso de acumulación de energía y un nuevo estado transitorio se promueve hasta alcanzar un segundo máximo ($3,28 \times 10^7\text{ W m}^{-3}$). A partir de este último, la energía transferida desde el sistema disminuye y la diferencia de temperaturas se reduce. El proceso continúa hasta que el sistema renueva su calentamiento, esta vez en presencia de agua, con la consiguiente reducción en la acumulación energética que dicho medio implica.

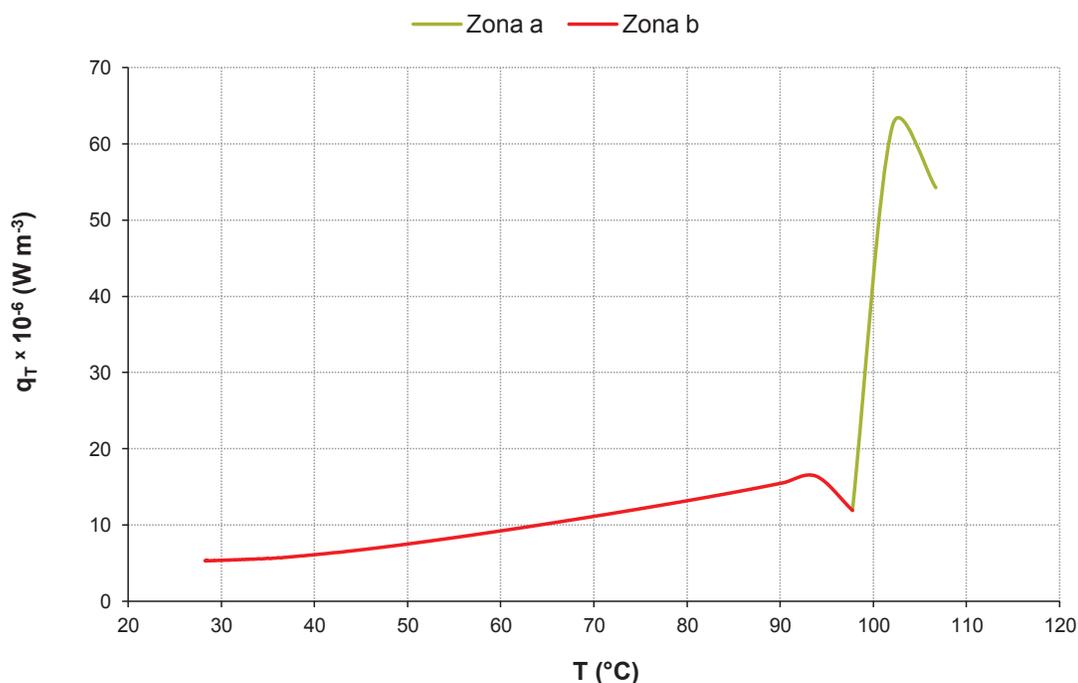


Figura 3.21. Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo. $P = 6\,000\text{ W}$. $T_{\infty} = 17,9\text{ }^{\circ}\text{C}$. Resultados de simulación

En la Figura 3.21 se distinguen entre sí las zonas a y b, divididas por una tasa mínima de $1,19 \times 10^7\text{ W m}^{-3}$. La etapa de transitoriedad demora un intervalo de simulación de 2 s y después de ella la tasa de disipación de calor disminuye monótonamente hasta que empieza el nuevo calentamiento en presencia de agua.

Pese a que en las simulaciones no se presenta una capa de vapor que determine los regímenes de enfriamiento, se verifica la formación de diversas etapas en el proceso, marcadas por los puntos de inflexión que se han analizado. Se comprueba entonces la trascendencia de los gradientes de temperatura al inicio del proceso y la relevancia de la generación continua de energía una vez que las magnitudes de la generación y el nivel energético del sistema vuelven a ser comparables en el proceso. Las tasas de disipación de calor máxima y mínima se han calculado como el promedio de la cantidad neta de calor disipada por cada escenario durante el periodo de enfriamiento. Los valores hallados de las simulaciones se presentan en la Tabla 3.4.

Tabla 3.4. Valores máximo y mínimo para el calor neto y la tasa global de transferencia de calor para el entorno experimental. Resultados de simulación a $P = 6\ 000\ \text{W}$ y $P = 1\ 200\ \text{W}$

Clasificación	Denominación	Símbolo	Valor	Unidades
Máximo ($P = 6\ 000\ \text{W}$)	Calor neto transferido	Q_T	$3,44 \times 10^{10}$	J m^{-3}
	Tasa global de transferencia	q_{TG}	$1,26 \times 10^7$	W m^{-3}
Mínimo ($P = 1\ 200\ \text{W}$)	Calor neto transferido	Q_T	$6,81 \times 10^9$	J m^{-3}
	Tasa global de transferencia	q_{TG}	$2,62 \times 10^6$	W m^{-3}

3.3.1 TASA DE TRANSFERENCIA DE CALOR TOTAL DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

En la Figura 3.22 se muestra el perfil de temperaturas de simulación obtenido para el emisor, sobre el cual se aplicó una potencia constante de $6000\ \text{W}$ por un lapso de dos horas, en presencia de aire. La tendencia de los datos hacia el equilibrio puede verificarse mediante la observación de la variación reducida que presenta la temperatura a partir de los $2\ 000\ \text{s}$ de calentamiento.

Con el objetivo de especificar el punto donde la variación en la temperatura pierde su relevancia, se ha encontrado la diferencia porcentual entre las temperaturas contiguas del ensayo (D_{T-G}), y los resultados pertinentes pueden verificarse en la Figura 3.23

El valor de D_{T-G} es menor a $1\ \%$ a partir de los $1\ 836\ \text{s}$ y el primer valor negativo de la misma aparece a los $1\ 924\ \text{s}$. Puesto que la disminución en la temperatura y su consiguiente aumento implican la aparición de oscilaciones en el grupo de datos de análisis, se ha restringido el tiempo de estudio a la zona donde tales variaciones son mínimas.

El período de análisis para la tasa total de transferencia se limitó a $4\ 442\ \text{s}$ después de iniciado el calentamiento del emisor a la potencia nominal máxima permisible.

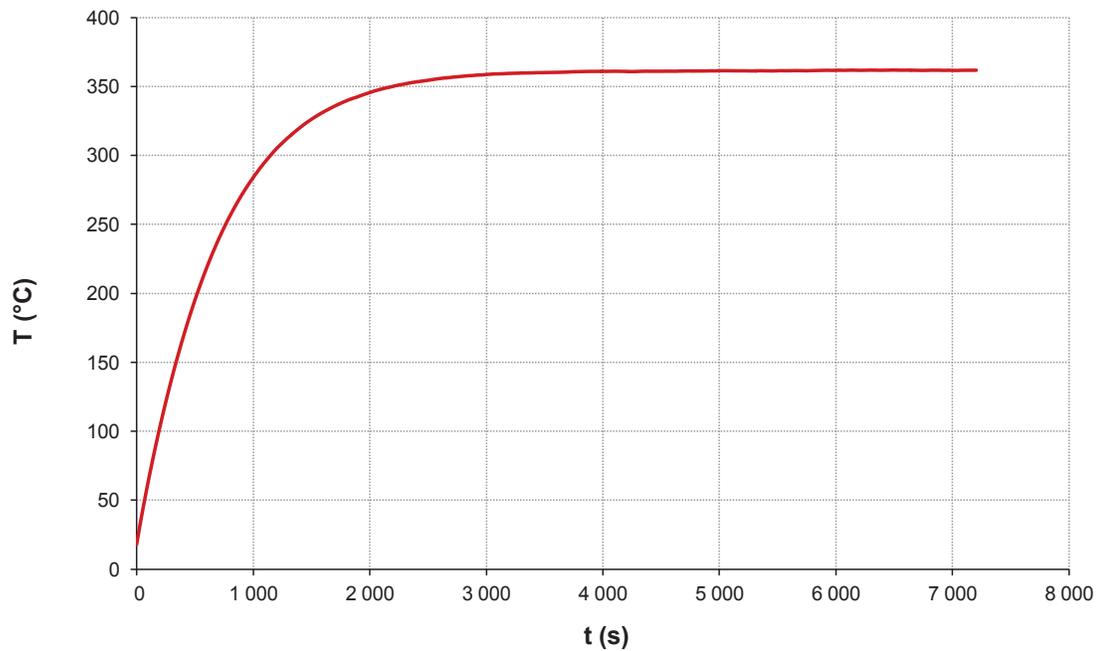


Figura 3.22. Temperaturas de simulación del calentamiento del entorno experimental a su máxima potencia. $P = 6\,000$ W. $T_{\infty} = 17,9$ °C. Tiempo total de simulación = 7 200 s.

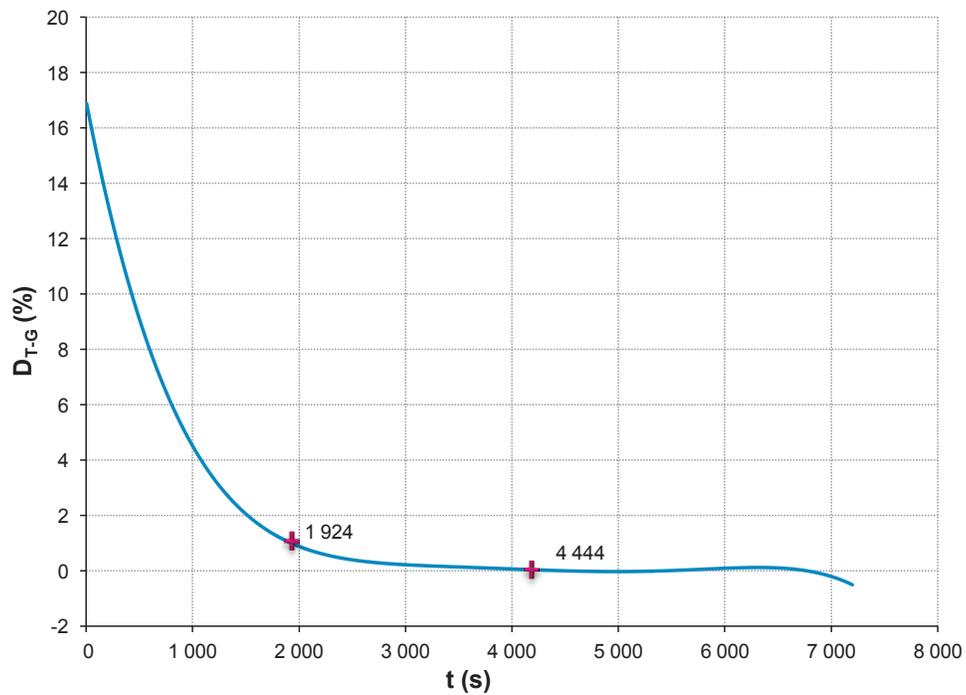


Figura 3.23. Diferencia porcentual entre las tasas de generación y las de transferencia. Análisis de la tasa total de disipación de calor. $P = 6000$ W

La Figura 3.24 muestra cómo la diferencia entre la tasa de transferencia de energía y la tasa con la que se genera el calor dentro del emisor se reduce a medida que el ensayo progresa.

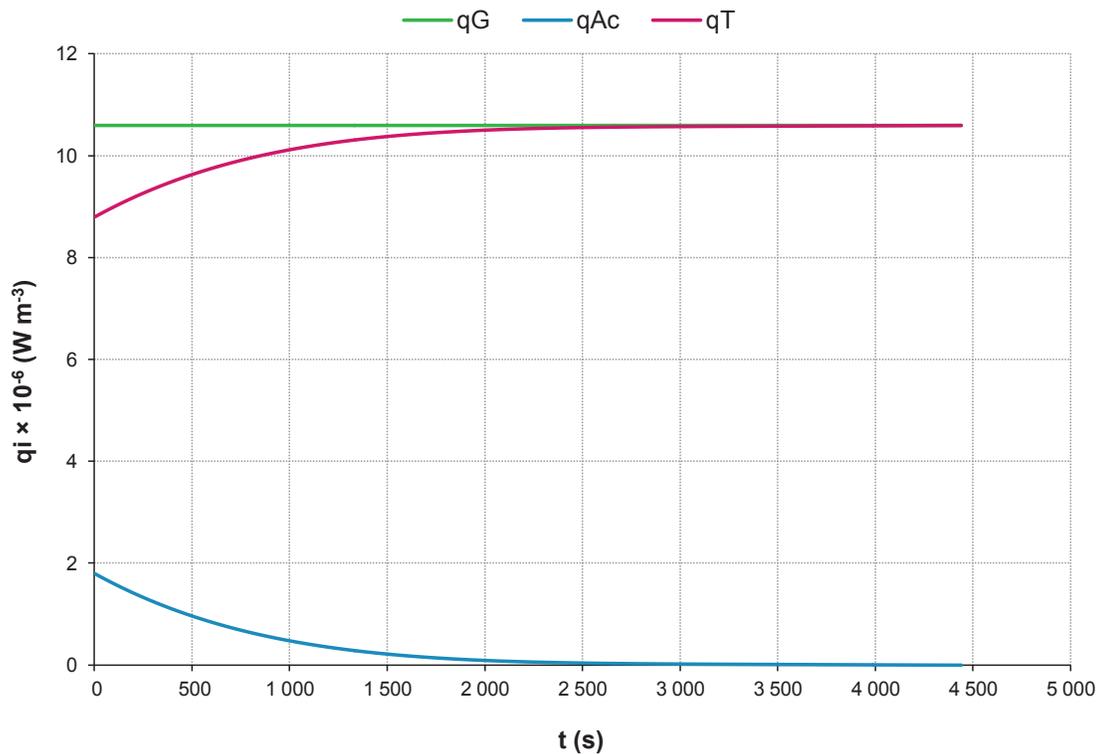


Figura 3.24. Tasas de acumulación, transferencia y generación durante el calentamiento del emisor. Tiempo de análisis restringido = 3 086 s. Tasa total de transferencia

Finalmente, en la Tabla 3.5 se muestran los valores obtenidos para el ensayo de calentamiento durante 4 442 s a potencia máxima.

Tabla 3.5. Calor neto y tasa total de transferencia para el entorno experimental. Resultados de simulación a $P = 6\,000\text{ W}$. Tiempo de ensayo = 4 442 s

Propiedad	Símbolo	Valor	Unidades
Calor neto transferido	Q_T	$4,570 \times 10^{10}$	J m^{-3}
Tasa de transferencia de calor total	q_{TG}	$1,030 \times 10^7$	W m^{-3}

3.4 DETERMINACIÓN DE LOS FACTORES DE CORRECCIÓN NECESARIOS PARA GENERAR UNA EQUIVALENCIA ENTRE LOS VALORES DETERMINADOS EXPERIMENTALMENTE Y AQUELLOS OBTENIDOS DEL ANÁLISIS MATEMÁTICO DEL ENTORNO EXPERIMENTAL

3.4.1 VALIDACIÓN DE LOS RESULTADOS DE SIMULACIÓN

Las temperaturas obtenidas de la simulación de los ensayos 1 al 4 se compararon con los correspondientes resultados experimentales. La comparación estadística de varias muestras que se realizó con el programa Statgraphics analizó diferencias estadísticamente significativas entre los grupos con un nivel de confianza del 95 %.

3.4.1.1 Calentamiento en presencia de aire

Los resultados de las simulaciones que se llevaron a cabo en el programa Solidworks se muestran en la Figura 3.25 y en la Figura 3.26 respectivamente. Tanto para el ensayo 1 como para el ensayo 2 se verificó la concordancia de los valores obtenidos con los resultados experimentales. El análisis de tipo Anova que se realizó para ambos ensayos concluyó que no existe una diferencia estadísticamente significativa entre los valores mencionados. Un resumen del análisis Anova se muestra en la Tabla 3.6 y el análisis completo se presenta en los Anexos III y IV.

Los cambios en la monotonía del perfil de calentamiento del entorno experimental no se reproducen en los perfiles obtenidos por simulación. Tal diferencia se explica porque los puntos de inflexión en la práctica se originan en las zonas de inercia térmica y durante cambios inesperados en la potencia generada. Dichas condiciones no se recrean bajo los términos de simulación y por tanto generan un perfil de temperatura sin puntos de inflexión intermedios; no obstante, las

temperaturas en ambos escenarios tienden al equilibrio y sus valores permiten una comparación estadísticamente válida del proceso de calentamiento.

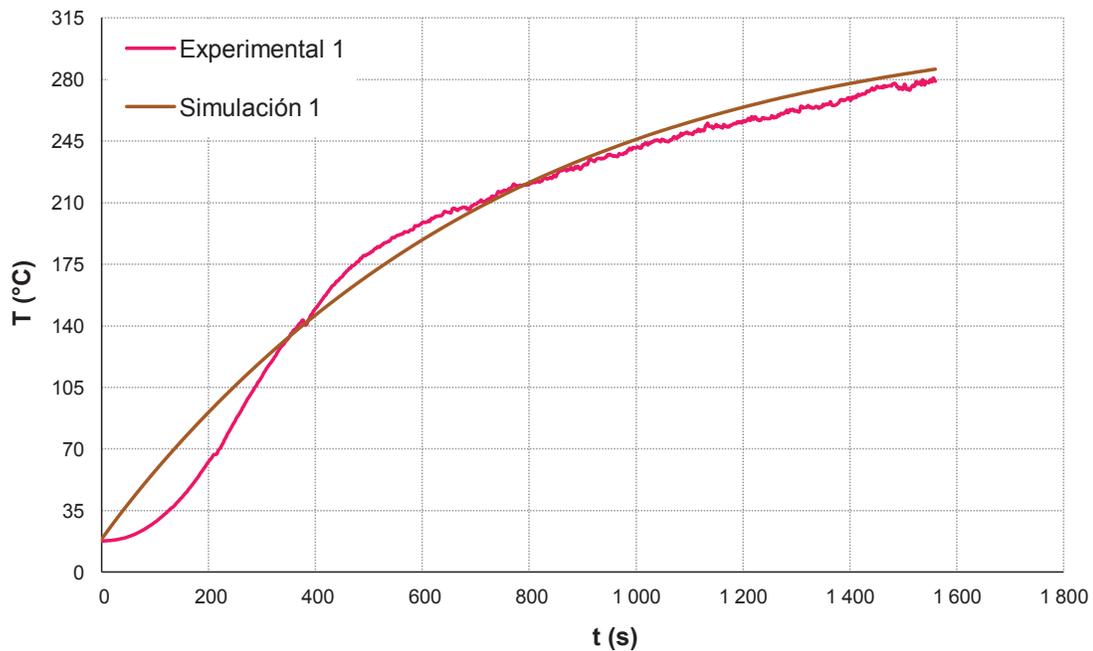


Figura 3.25. Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 1

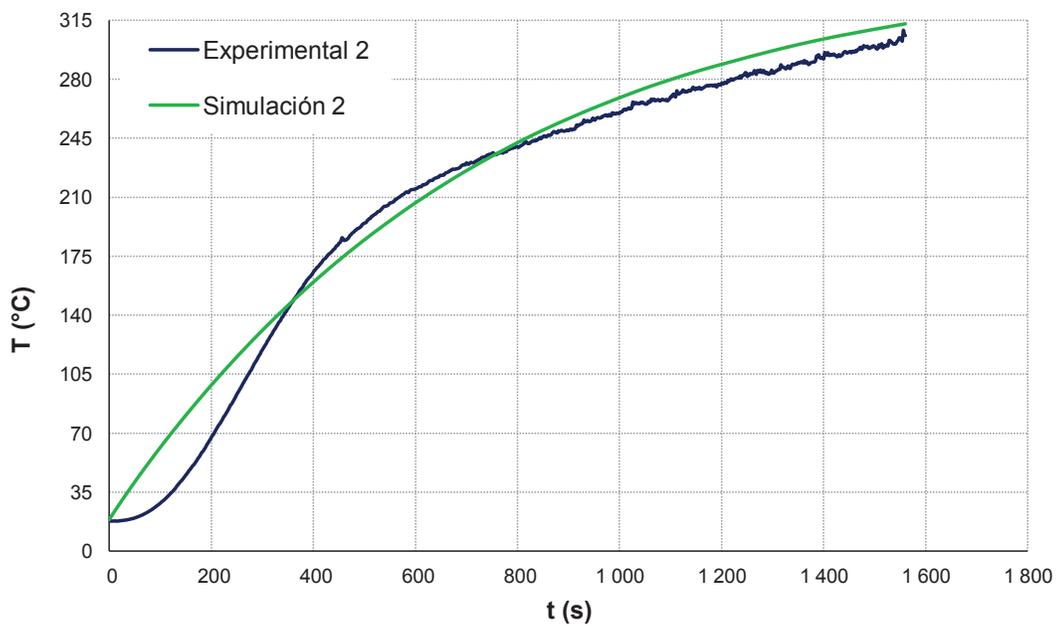


Figura 3.26. Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 2

Tabla 3.6. Resumen del Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación. Ensayos 1 y 2 con aire como sifón de calor

Ensayo 1					
Fuente	Suma de Cuadrados	GI	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	11 028,7	1	11 028,7	1,84	0,1749
Intra grupos	9,31235E6	1 554	5 992,51		
Total (Corr.)	9,32338E6	1 555			
Ensayo 2					
Fuente	Suma de Cuadrados	GI	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	24 095,0	1	24 095,0	3,36	0,0670
Intra grupos	1,12003E7	1560	7 179,69		
Total (Corr.)	1,12244E7	1561			

Como se observa en la Tabla 3.6, los valores para la razón F (interpretada como el cociente entre el estimado entre grupos y el cociente dentro de grupos) y para el valor P, que se asocia con la razón F, son mayores que 0,05. Aquello verifica que no se tiene una diferencia estadísticamente significativa entre los grupos comparados. La correspondencia estadística entre los datos experimentales y de simulación ha permitido validar el análisis matemático del calentamiento en presencia de aire.

3.4.1.2 Calentamiento en presencia de agua

La Figura 3.27 permite comparar las temperaturas que se obtuvieron de los ensayos experimentales con aquellas que resultan de la simulación del calentamiento en presencia de agua. Los datos de simulación se muestran desde el tiempo cero de transferencia, mientras que las temperaturas experimentales inician, al igual que en la práctica, a los 420 s desde que el calentamiento empieza.

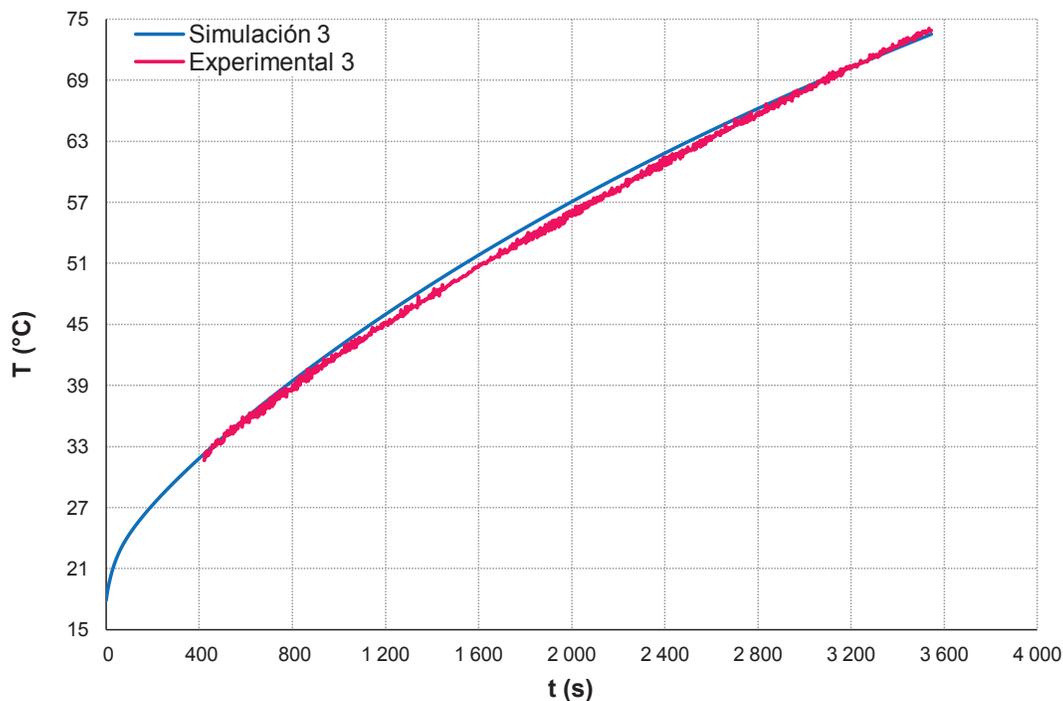


Figura 3.27. Temperaturas experimentales y de simulación correspondientes al ensayo 3

Por otro lado, la concordancia estadística entre los datos de simulación y los de experimentación se ha comprobado mediante el análisis que se resume en la Tabla 3.7.

Tabla 3.7. Resumen del Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación. Ensayo 3 con agua como sifón de calor

Ensayo 3					
Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	404,016	1	404,016	2,99	0,0838
Intra grupos	4,135E6	3 060	135,122		
Total (Corr.)	4,139E6	3 061			

Los datos de simulación se verifican con los experimentales, puesto que el valor de F es mayor a 0,05; consecuentemente, los datos no presentan una diferencia estadísticamente significativa.

3.4.1.3 Enfriamiento pasivo del entorno experimental

Los perfiles de temperatura obtenidos tras la simulación del enfriamiento experimental (ensayo 4) se muestran en la Figura 3.28.

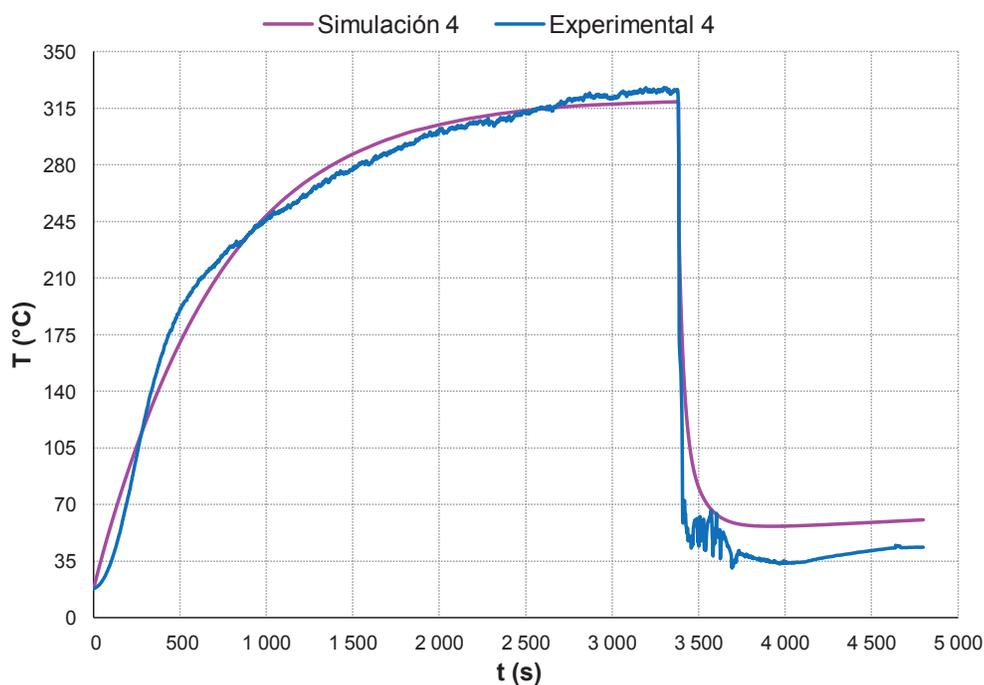


Figura 3.28. Simulación del ensayo 4 para el enfriamiento pasivo del emisor. Comparación con resultados experimentales

Las temperaturas de simulación en la sección de enfriamiento no presentan oscilaciones como lo hacen aquellas del ensayo experimental. Esto se explica porque el programa de simulación no considera la estratificación del líquido en la cercanía del emisor.

La sección de calentamiento y la de enfriamiento se han analizado por separado para verificar la compatibilidad entre grupos. Como se muestra en la Tabla 3.8, las temperaturas de la etapa de calentamiento de la resistencia tienen una correspondencia estadística con las que se han hallado en la simulación. Sin embargo, los resultados del análisis ponen en evidencia la disparidad entre los valores de simulación y los de experimentación para la etapa de enfriamiento. El

reporte estadístico completo de la comparación de los grupos puede verse en los Anexos V y VI,

Tabla 3.8. Resumen del análisis Anova para la comparación estadística entre las temperaturas obtenidas en la experimentación y los valores de simulación. Etapas de calentamiento y enfriamiento para el ensayo 4

Ensayo 4. Calentamiento					
Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	402,934	1	402,934	0,07	0,7939
Intra grupos	1,99697E7	3 382	5 904,71		
Total (Corr.)	1,99701E7	3 383			
Ensayo 4. Enfriamiento					
Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	111 223,2	1	111 223,2	79,94	0,0000
Intra grupos	859 807,1	618	1 391,27		
Total (Corr.)	971 030,3	619			

En la Figura 3.29 se presenta la etapa de disminución de temperatura para el ensayo 4 y se comparan los resultados experimentales con los de simulación.

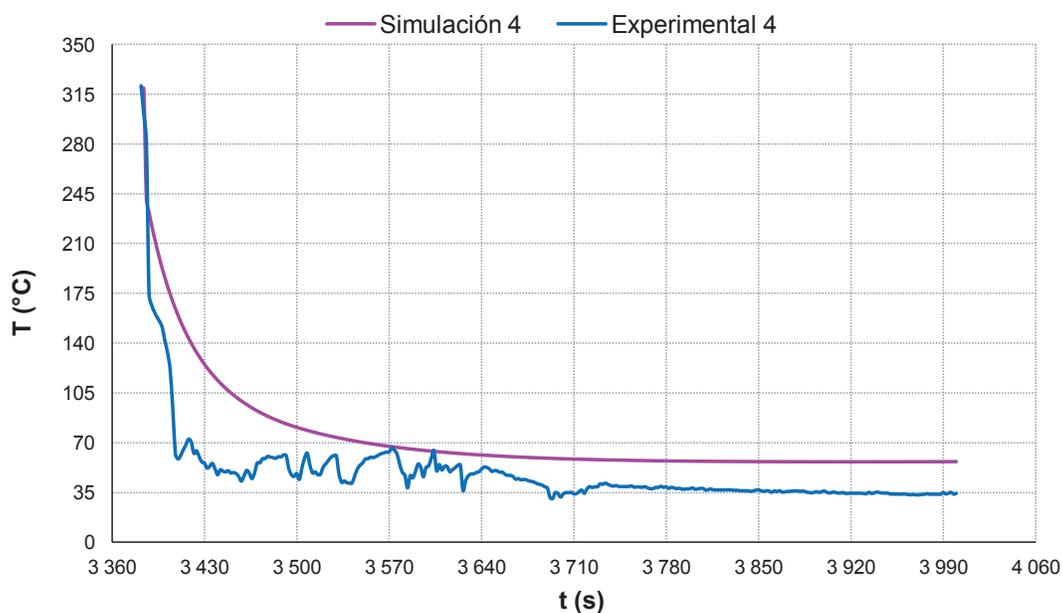


Figura 3.29. Zona de enfriamiento del ensayo 4. Comparación entre los resultados experimentales y los de simulación

Si bien en la Tabla 3.8 se evidencia la discrepancia estadística entre los valores de simulación y los de experimentación, puede observarse en la Figura 3.29 que tanto la tendencia de la disminución de temperatura como los tiempos de la transitoriedad durante la convección natural con la fase líquida son reproducibles mediante la simulación que se ha llevado a cabo. Por tanto, no se interpretó la simulación como un resultado fallido, sino que se calcularon factores de corrección que permiten emplear los resultados de simulación para predecir el comportamiento práctico del entorno. Los ajustes se realizaron sobre la cantidad neta de energía que se transfiere puesto que el proceso de intercambio se caracteriza por aquella cantidad y no por las temperaturas puntuales involucradas.

3.4.2 CÁLCULO DE LA CANTIDAD NETA DE CALOR INTERCAMBIADO

3.4.2.1 Calentamiento en presencia de aire

Al igual que para las tasas de disipación de energía halladas para los ensayos experimentales, los gradientes transitorios de temperatura en las simulaciones matemáticas son sensibles a las oscilaciones en los valores de temperatura que se presentan. En el caso de los resultados de simulación, tales variaciones aparecen debido al análisis de elementos finitos sobre el cual trabaja el programa Solidworks. Las temperaturas obtenidas mediante tal metodología no constituyen una función continua y por consiguiente se ha atenuado el ruido de la función mediante una regresión polinómica.

La Figura 3.30 presenta una comparación entre los gradientes hallados con base en las temperaturas de simulación del ensayo 1 y aquellos que se han obtenido de la regresión matemática de tales valores. Las expresiones [3.4] y [3.5] presentan las regresiones polinómicas que se aplicaron a las temperaturas obtenidas de las simulaciones bajo las mismas condiciones de los ensayos 1 y 2 con aire. Tanto para el ensayo 1 como para el 2 se obtuvo un coeficiente de correlación de 0,9999.

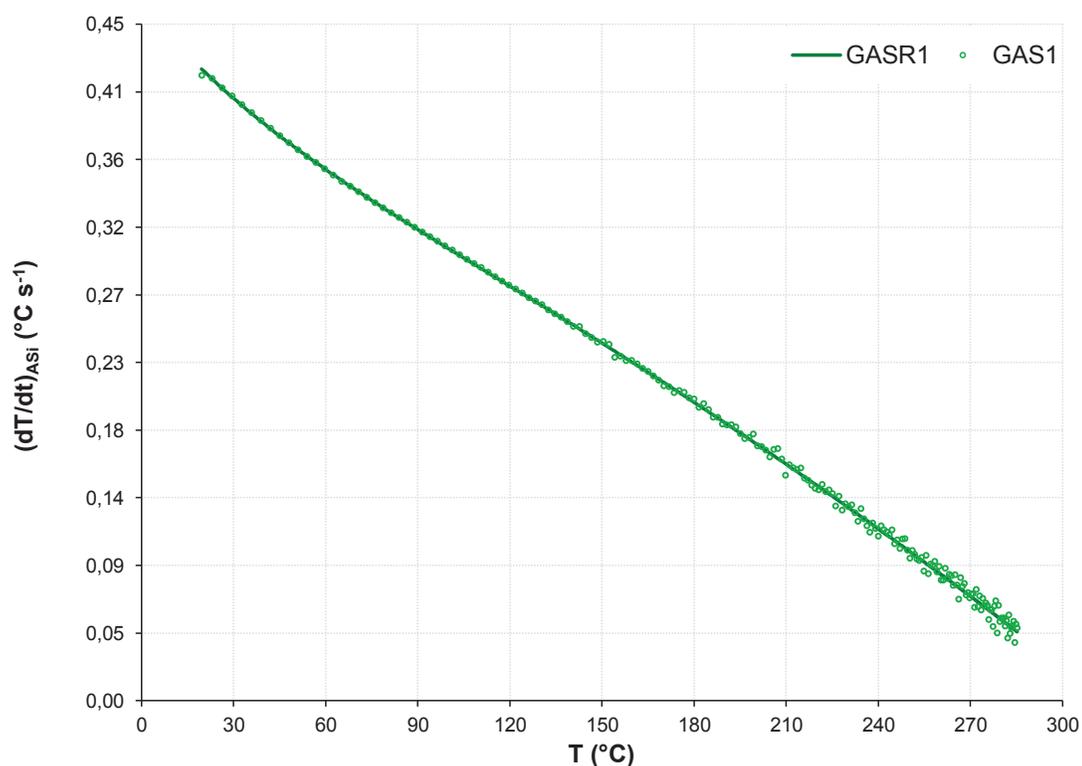


Figura 3.30. Gradientes de temperatura hallados con base en la regresión polinómica de las temperaturas de simulación para el ensayo 1 (GASR1) y con los valores sin regresión (GAS1).

$$ARS_1 = -1,10 \cdot 10^{-11} t^4 + 7,86 \cdot 10^{-8} t^3 - 2,41 \cdot 10^{-4} t^2 + 4,03 \cdot 10^{-1} t + 18,57 \quad [3.4]$$

$$ARS_2 = -1,13 \cdot 10^{-12} t^4 + 8,34 \cdot 10^{-8} t^3 - 2,69 \cdot 10^{-4} t^2 + 4,46 \cdot 10^{-1} t + 18,46 \quad [3.5]$$

De la misma manera, se halló también el gradiente transitorio de temperatura para el ensayo 2. Los resultados de dicho cálculo se presentan en la Figura 3.31, donde se comparan además con los valores del gradiente transitorio hallados para el ensayo 1.

Los gradientes transitorios de la Figura 3.31 presentan una tendencia descendente con la temperatura; es decir, a medida que se alcanza el máximo valor permisible, limitado por las condiciones del medio externo, las tasas de transferencia tienden a cero. No existen cambios en la concavidad del perfil del

gradiente a lo largo de la emisión, puesto que la simulación matemática no ha considerado las variables externas de control en el ensayo práctico.

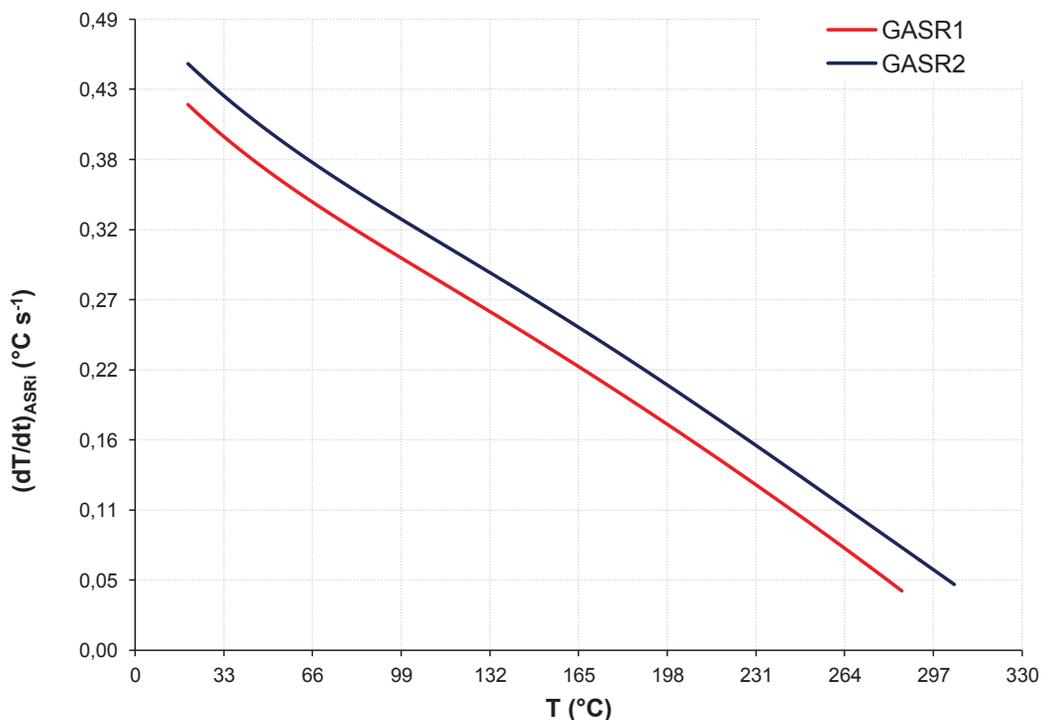


Figura 3.31. Dependencia de los gradientes transitorios obtenidos de la simulación matemática del calentamiento del sistema eléctrico rodeado por aire. $q_{G1}=5\ 075,3\ W$; $q_{G2}=5\ 631,1\ W$

En la Figura 3.32 se muestran las tasas de calor transferido que se hallaron, correspondientemente, empleando temperaturas experimentales y de simulación. Se puede apreciar que pese a que la curvatura de la tasa de transferencia de calor no es la misma para los datos experimentales y los de simulación, la tendencia descendente se mantiene. Los puntos de inflexión en las curvas experimentales determinan mínimos en las tasas de transferencia, mientras que en los resultados hallados gracias a las simulaciones matemáticas tales puntos no existen. Los valores discretos de temperatura experimental añaden otra fuente de desviación de los resultados de simulación, dado que el descenso de temperatura es constante durante el intervalo de los dos segundos que demora la toma de datos. Los elementos finitos en la simulación discretizan al sistema mediante

celdas geoméricamente uniformes a lo largo del dominio, mientras que en la experimentación la temperatura que se obtiene refleja el cambio energético de la masa real del sistema, misma que no responde a una compartimentación definida.

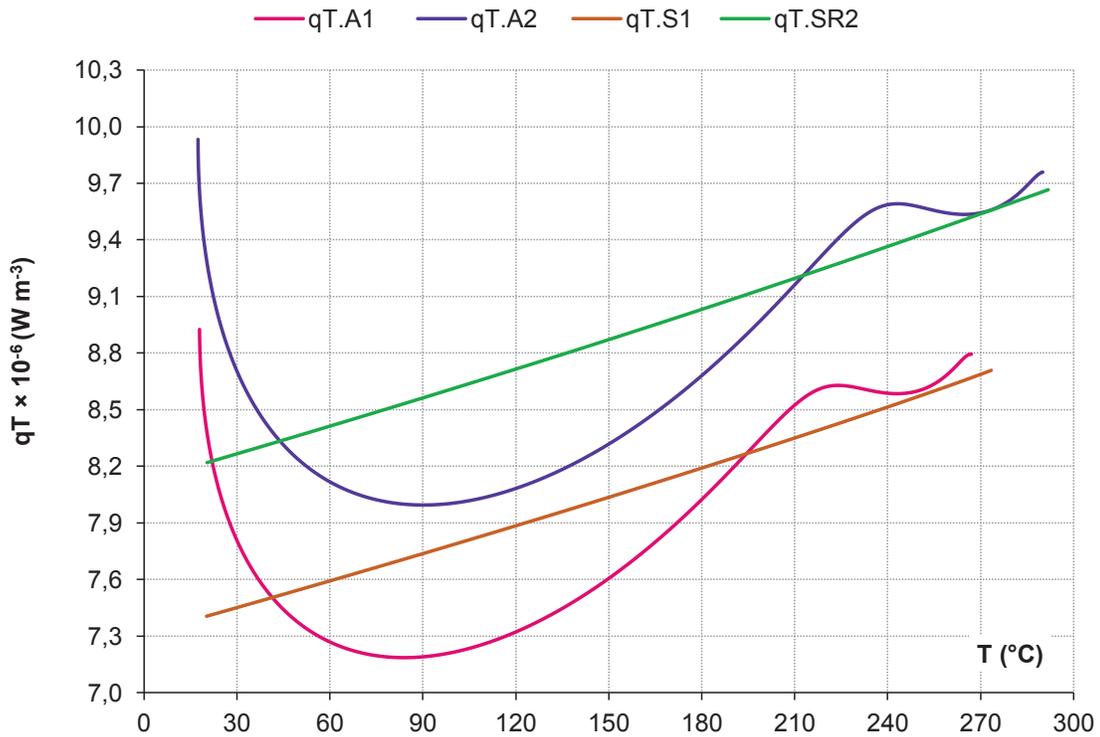


Figura 3.32. Comparación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas a partir de temperaturas experimentales ($q_{T.A1}$ y $q_{T.A2}$) y aquellas halladas mediante simulaciones matemáticas ($q_{T.S1}$ y $q_{T.S2}$). Ensayos 1 y 2 en presencia de aire

Las tasas de disipación de calor hacia el medio alcanzan su punto mínimo a los 84,0 °C en el ensayo 1 y a los 83,4 °C en el ensayo 2. Cuando el proceso de transferencia inicia, la diferencia entre la carga energética del emisor y el sifón origina la mayor velocidad de transmisión de calor. La tasa de transferencia disminuye hasta su mínimo, a partir del cual es el gradiente de temperatura el factor determinante para la disipación de calor y no la carga energética.

El siguiente incremento en la tasa corresponde a la sección c) de la Figura 3.5, (obtenida para la temperatura del sistema) donde la acumulación de calor toma mayor relevancia que la diferencia en el nivel energético de la resistencia. A partir

de tal punto, la energía acumulada genera estados inestables de transferencia que se evidencian, tanto en la temperatura como en la tasa de emisión, tal como se observa en la Figura 3.32.

El calor volumétrico neto transferido y la tasa global de disipación durante el proceso de calentamiento se presentan en la Tabla 3.9. Se evidencia que para ambos ensayos los valores de simulación son mayores en comparación con los valores experimentales. Tal fenómeno se explica por la ausencia de mínimos y oscilaciones en las tasas de transferencia puntuales en la simulación.

Tabla 3.9. Calor transferido y tasa global de transferencia de calor para el calentamiento del emisor en presencia de aire

Denominación	Tipo	Q_T $J m^{-3} \times 10^{-10}$	q_{TG} $W m^{-3} \times 10^{-6}$
Ensayo 1	Experimental	1,095	8,488
	Simulación	1,090	8,447
Ensayo 2	Experimental	1,217	9,431
	Simulación	1,210	9,379

3.4.2.2 Calentamiento en presencia de agua

Para el cálculo del gradiente de temperatura transitorio en el ensayo 3 se empleó la misma metodología que para los ensayos 1 y 2. Es decir, se halló el gradiente con base en los resultados de la regresión polinómica de la temperatura. La mencionada función se presenta en la ecuación [3.6]. El coeficiente de correlación fue de 0,9998. Además, en la Figura 3.33 se presenta la vinculación del gradiente con la temperatura de la resistencia.

$$LRS_3 = -2,04 \cdot 10^{-19} t^6 + 2,41 \cdot 10^{-15} t^5 - 1,11 \cdot 10^{-11} t^4 + 2,58 \cdot 10^{-8} t^3 - 3,32 \cdot 10^{-5} t^2 + 3,87 \cdot 10^{-2} t + 20,40 \quad [3.6]$$

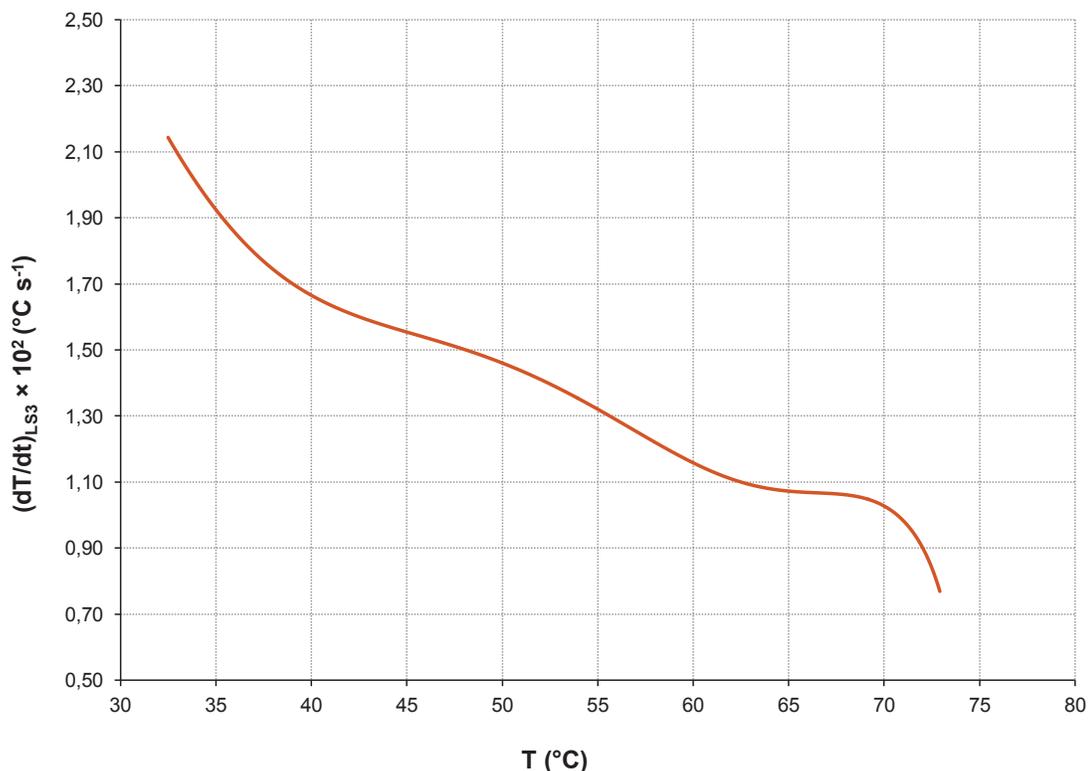


Figura 3.33. Dependencia de los gradientes transitorios de temperatura obtenidos de la simulación del calentamiento del sistema eléctrico rodeado por agua. $q_{G3} = 1\,552,6\text{ W}$

Las interrupciones en la monotonía del gradiente de temperatura se originan debido a la forma de la función de la regresión que se aplicó a la temperatura de simulación. Por ello, es necesario interpretar la información obtenida dentro de los efectos en la transferencia de calor que se observan en la práctica. Tanto para los datos experimentales como para los de simulación, la velocidad con la que se transfiere calor desde el emisor hacia el agua desciende con la temperatura que se alcanza y tiende al equilibrio, lo cual es consecuente con el fenómeno de convección natural hacia una masa uniforme de líquido.

A continuación, en la Figura 3.34, se comparan los valores obtenidos para las tasas de transferencia experimentales con los que resultan de la simulación del ensayo 3. Se observa el ascenso de las tasas de transferencia de acuerdo con la temperatura que alcanza el emisor de calor.

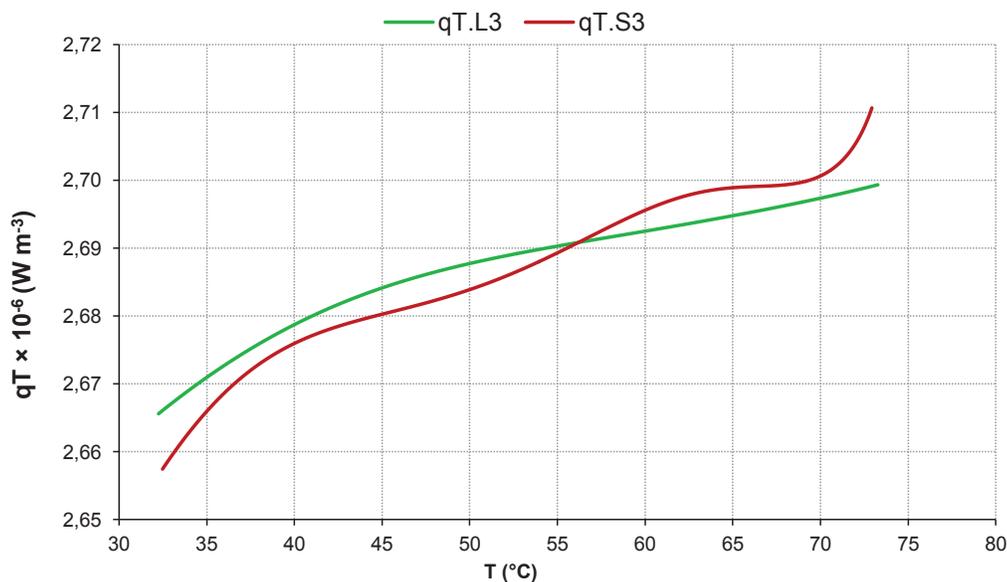


Figura 3.34. Comparación entre las tasas de transferencia de calor obtenidas a partir de temperaturas experimentales ($qT.L3$) y aquellas halladas mediante simulaciones matemáticas ($qT.S3$)

En la Figura 3.34 se observa que la curva suavizada de datos de temperatura experimental exhibe menos puntos de inflexión que la que corresponde a la simulación del ensayo 3. Ha de considerarse que el calor se transfiere hacia el agua gracias al mecanismo de convección natural y puesto que en la simulación no se recrean los efectos de la inestabilidad de la capa límite, los resultados que se han conseguido de la misma responden a las variaciones periódicas que se originan del tratamiento de la regresión polinómica para la temperatura, misma que se presenta en la expresión [3.6].

Con el afán de verificar el efecto de las discrepancias descritas, se ha determinado la cantidad neta de energía que puede intercambiarse bajo las condiciones de experimentación y se la ha comparado con los resultados de simulaciones matemáticas. La acumulación neta de calor se ha calculado gracias a la integración de la función resultante de la regresión polinómica de los datos de las tasas respectivas. En las expresiones [3.7] y [3.8] se muestran las funciones determinadas para las tasas de acumulación en el ensayo 3. Para ambas regresiones se encontró un coeficiente de correlación polinómica de 0,9999.

$$q_{AC.L3} = -2,18 \cdot 10^{-24} t^6 - 2,02 \cdot 10^{-13} t^5 + 2,85 \cdot 10^{-9} t^4 - 1,63 \cdot 10^{-5} t^3 + 4,66 \cdot 10^{-2} t^2 - 71,90 t + 9,81 \cdot 10^4 \quad [3.7]$$

$$q_{AC.S3} = -5,12 \cdot 10^{-24} t^6 - 4,75 \cdot 10^{-12} t^5 + 4,66 \cdot 10^{-8} t^4 - 1,73 \cdot 10^{-4} t^3 + 3,00 \cdot 10^{-1} t^2 - 2,58 \cdot 10^2 t + 1,50 \cdot 10^5 \quad [3.8]$$

Donde:

$q_{AC.L3}$: Tasa de acumulación de calor correspondiente a los datos experimentales del ensayo 3 ($W m^{-3}$)

$q_{AC.S3}$: Tasa de acumulación de calor correspondiente a los datos de simulación del ensayo 3 ($W m^{-3}$)

La Figura 3.35 es un esquema representativo de los resultados de la integración matemática de las tasas de acumulación. El área bajo las curvas respectivas permite visualizar que la zona en las que las integrales coinciden es mayor que las zonas que son diferentes.

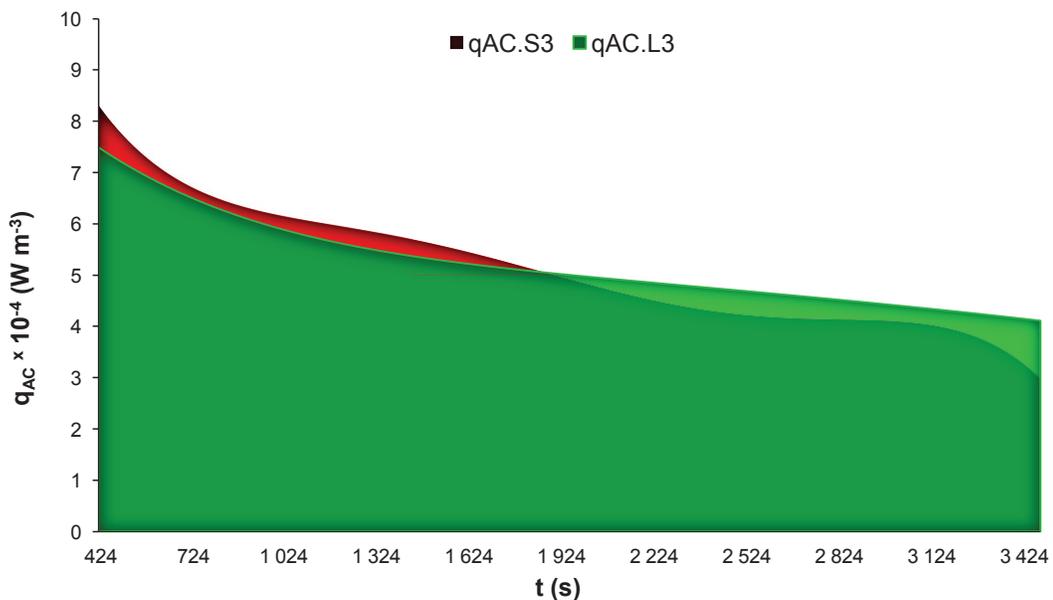


Figura 3.35. Representación de la cantidad neta de energía acumulada en el emisor en el ensayo 3. Comparación entre la información obtenida de la experimentación ($q_{AC.L3}$) y los resultados de simulación ($q_{AC.S3}$)

En la Tabla 3.10 se incluyen los valores numéricos correspondientes a la integración de las tasas mostradas en la Figura 3.35, además de los valores hallados para el calor neto transferido y la energía neta generada por la circulación de corriente eléctrica.

Tabla 3.10. Generación, acumulación y transmisión de calor netos para el ensayo 3. Comparación entre los resultados experimentales y los de simulación

Tipo	Q_{AC} $J m^{-3} \times 10^{-8}$	Q_T $J m^{-3} \times 10^{-9}$	Q_G $J m^{-3} \times 10^{-9}$
Experimental	1,589	8,205	8,364
Simulación	1,565	8,207	8,364

La diferencia entre los valores para la acumulación neta de energía durante la simulación y la experimentación es de 1,51 %, mientras que los valores para la transferencia neta de calor difieren en un 2,92 % entre sí. Lo anterior se debe a que al error introducido por la caracterización rígida de la capa límite se le suma aquel que se debe a la presencia de alteraciones parasíticas de voltaje en la potencia generada en la práctica. La diferencia en la monotonía de la curva de la tasa de transferencia de acumulación de calor justifica el uso de un factor de corrección para las cantidades netas de transferencia de energía para el escenario de calentamiento del emisor sumergido en agua.

3.4.2.3 Enfriamiento pasivo del entorno experimental

En vista de que las temperaturas experimentales en el ensayo 4 presentan oscilaciones que las alejan de una función matemática con una correlación mayor al 90 %, las tasas de disipación para el enfriamiento pasivo se calcularon directamente a partir de los resultados de simulación y no a partir de una función obtenida mediante regresión matemática. En la Figura 3.36 se muestran los valores de las tasas de transferencia de calor de acuerdo con la temperatura.

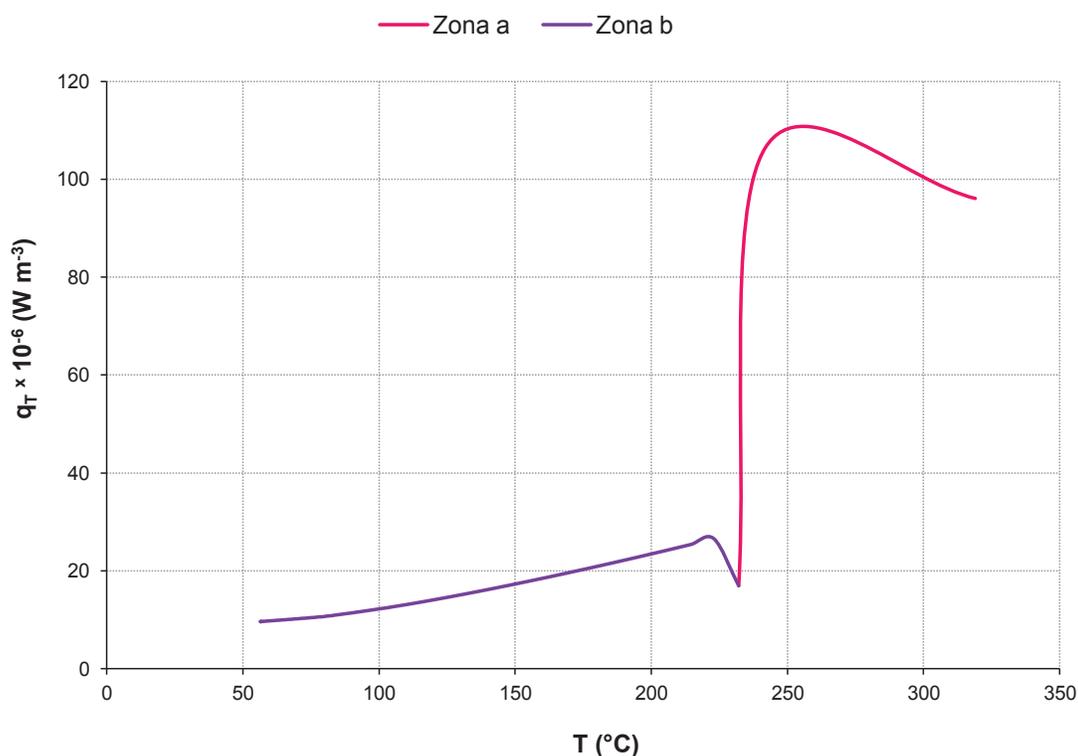


Figura 3.36. Tasas de transferencia de calor durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental. Ensayo 4. $T_\infty = 17,9 \text{ }^\circ\text{C}$. Resultados de simulación

El perfil de la tasa de transferencia en la simulación para el ensayo 4 que se muestra en Figura 3.36 presenta zonas distintivas de intercambio, de la misma forma que los resultados que se han obtenido de la experimentación y que se presentan en la Figura 3.17. En la simulación del enfriamiento no se identifica la etapa de adición del fluido al entorno, pero se evidencian, tanto una tasa máxima ($1,06 \times 10^8 \text{ W m}^{-3}$) como una mínima ($1,70 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$) de transferencia. Lo anterior permite corroborar que en la simulación matemática, la generación continua de calor y los gradientes de temperatura entre el cuerpo y el medio exhiben la relevancia numérica correspondiente a cada etapa, aún cuando los efectos de la advección y mezcla del agua no se representen en el entorno virtual.

En la Tabla 3.11 pueden apreciarse los valores calculados para el calor y la tasa de transferencia netos que se presentan durante el enfriamiento conducido en el ensayo 4.

Tabla 3.11. Calor transferido y tasa global de transferencia de calor para el enfriamiento pasivo del emisor durante el ensayo 4. Sección de enfriamiento. Comparación de resultados de simulación y experimentales

Denominación	Tipo	Q_T $J m^{-3} \times 10^{-9}$	q_{TG} $W m^{-3} \times 10^{-7}$
Ensayo 4	Experimental	6,987	1,142
	Simulación	6,954	1,136

Puesto que las oscilaciones que ocurren en el intercambio experimental suponen incrementos y disminuciones en la cantidad de calor que se transfiere desde la resistencia, las pérdidas y ganancias en la energía disipada que se derivan del proceso se contrarrestan entre sí. Por consiguiente, son los efectos absolutos de la variabilidad de temperatura los que determinan el valor neto que se computa para el calor transferido. Es así que se compensa la ausencia de perturbaciones en la simulación. En la Figura 3.37 se ha esquematizado la interpretación de la transferencia neta de energía como el área bajo la curva de la tasa de transferencia.

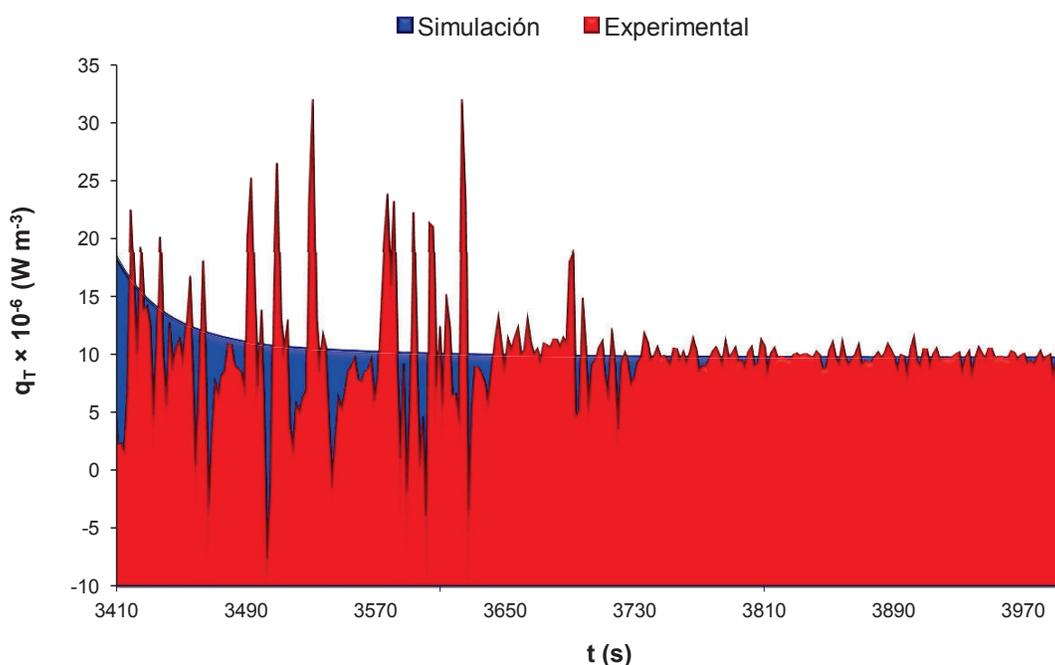


Figura 3.37. Tasas de transferencia de calor transitorias durante la etapa de convección natural de calor del enfriamiento pasivo del entorno experimental. Ensayo 4. Q_T : Área bajo la curva de progresión de q_T en el tiempo

3.4.3 CÁLCULO DE LA DISIPACIÓN PORCENTUAL DE ENERGÍA

En el calentamiento en presencia de aire, los valores para la disipación porcentual de energía originados de las simulaciones difieren en un 0,5 y 0,6% para los ensayos 1 y 2, respectivamente, en comparación con los valores hallados mediante datos experimentales. La Figura 3.38 permite constatar la variación que se ha descrito.

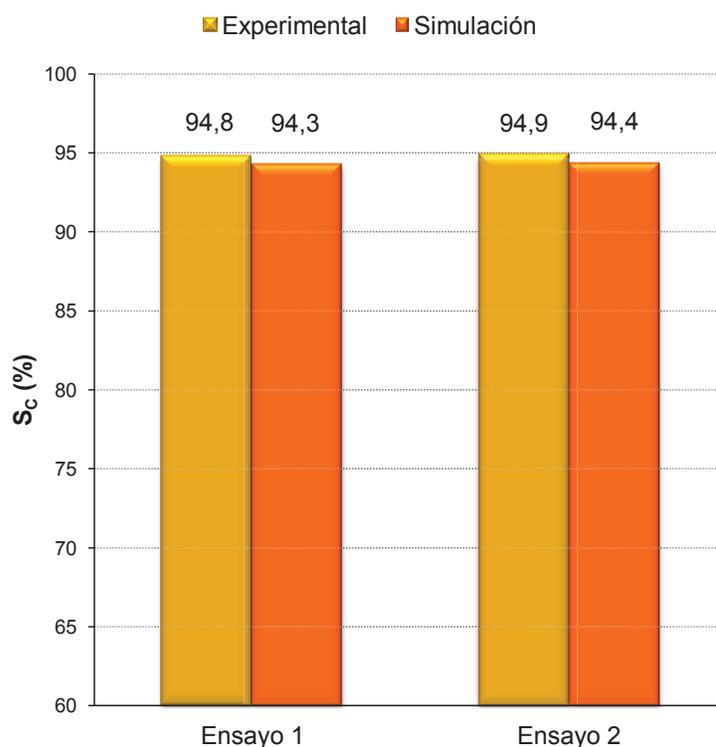


Figura 3.38. Disipación porcentual de energía durante el calentamiento del entorno experimental en presencia de aire. Comparación entre los resultados prácticos y los de simulación

Los valores de S_c obtenidos para los ensayos 1 y 2 se han promediado para poder compararlos con los correspondientes al ensayo 3, con agua como sifón de calor. La simulación del ensayo 3 arroja una tasa de disipación que difiere en un 0,03% de los resultados experimentales. Los valores hallados para el agua y para el aire se exhiben en la Figura 3.39.

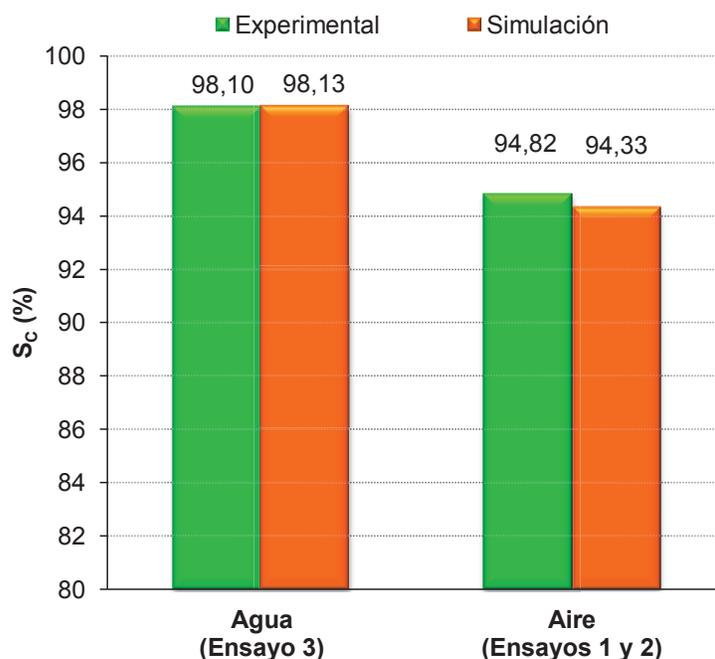


Figura 3.39. Disipación porcentual de energía originada durante el calentamiento en presencia de agua (ensayo 3) y en presencia de aire (ensayos 1 y 2)

Para el ensayo 4, donde la remoción de calor se realizó mediante el mecanismo del enfriamiento pasivo, la disipación porcentual de energía se calculó con base en todo el calor que el sistema fue capaz de almacenar, tanto durante su calentamiento como durante su enfriamiento.

El valor de la tasa de acumulación de calor, determinado gracias a la expresión [2.2] es negativo, debido a que la temperatura del sistema desciende. La velocidad de transmisión de calor es mayor que la velocidad con la que el calor se genera, lo cual hace posible el enfriamiento del emisor. Sin embargo, de no considerarse la acumulación de energía previa, se llegaría a la conclusión de que también el calor neto que la resistencia es capaz de emitir hacia el fluido es mayor que el total de la potencia que se le ha suministrado. En otras palabras, se habría retirado más energía que la que habría ingresado al sistema. Tal aseveración contradice al postulado general para la conservación de energía. Es así que se ha considerado el calor acumulado en la resistencia antes de su enfriamiento y la disipación porcentual se ha definido sobre dicho valor.

La energía almacenada antes del enfriamiento se calculó como la diferencia entre el calor total acumulado y el total transferido durante el calentamiento. En la Figura 3.40 se muestran los resultados que se obtuvieron para la tasa de acumulación de calor transitoria, de acuerdo con la temperatura del emisor.

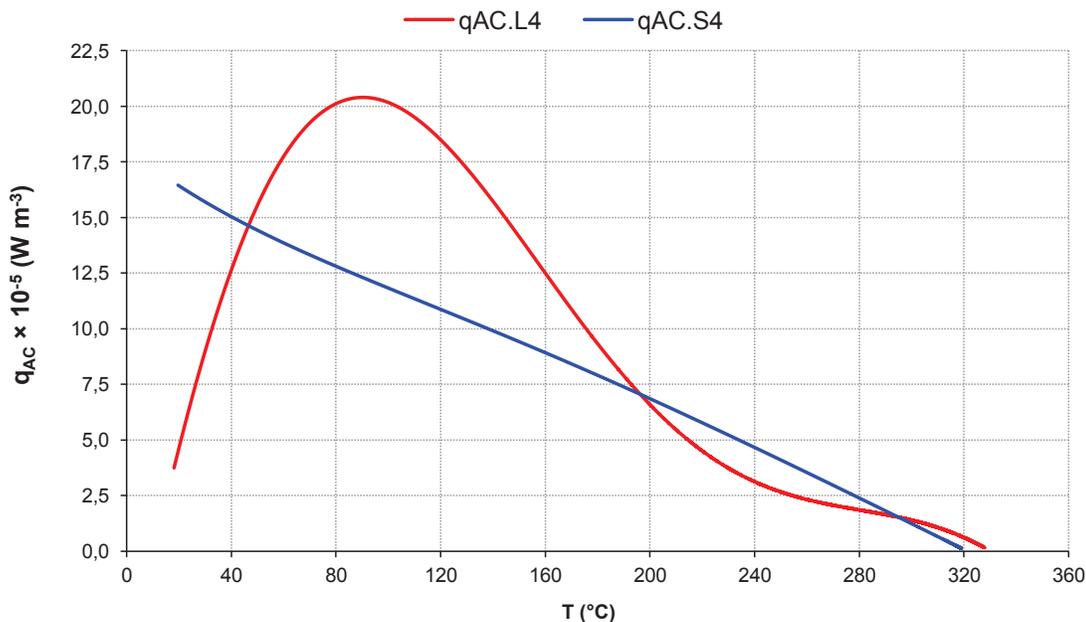


Figura 3.40. Tasas de acumulación de calor durante la sección de calentamiento del ensayo 4 (Enfriamiento pasivo del entorno experimental). $P = 5\,454,1$ W. (Subíndice L4 = experimental; Subíndice S4 = simulación)

En la Tabla 3.12 se muestran los valores netos para la generación, transferencia y acumulación de calor antes del enfriamiento (Q_o), mismos que corresponden a la etapa de calentamiento del ensayo 4. Tales resultados se emplearon para el cálculo de la disipación porcentual de energía del enfriamiento pasivo del entorno experimental, que a su vez se ha esquematizado en la Figura 3.41.

Tabla 3.12. Calor neto generado, transferido y acumulado durante la sección de calentamiento del ensayo 4. Comparación de resultados experimentales y de simulación

Denominación	Tipo	Q_G $J\ m^{-3} \times 10^{-10}$	Q_T $J\ m^{-3} \times 10^{-10}$	Q_o $J\ m^{-3} \times 10^{-9}$
Ensayo 4 (Calentamiento)	Experimental	3,248	3,131	1,175
	Simulación	3,248	3,134	1,142

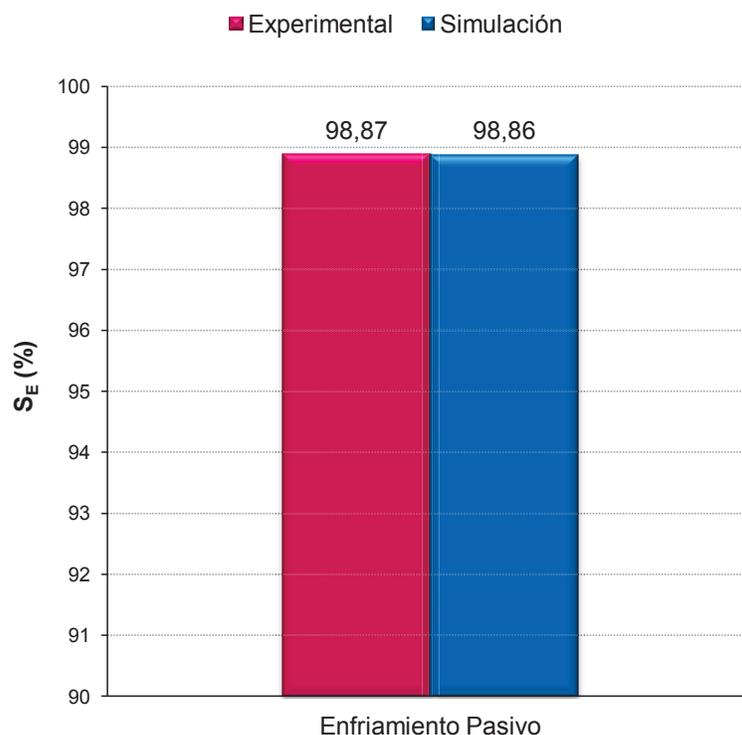


Figura 3.41. Disipación porcentual de energía durante el enfriamiento pasivo del entorno experimental. Comparación de datos experimentales y de simulación. Ensayo 4

La acumulación neta de calor antes del enfriamiento determinada para los valores de simulación difiere en un 2,89 % de la que se ha originado de los resultados prácticos. Por su parte, la disipación S_E para la simulación se aleja en un 0,01 % de la correspondiente a la experimentación. Se verifica entonces el efecto estabilizador de la ganancia y pérdida de energía, ligado a las oscilaciones de las temperaturas experimentales. La Figura 3.41 representa gráficamente el significado de dicho efecto.

También para los valores máximo y mínimo de la tasa de disipación se ha determinado la relación S_E correspondiente. De igual modo que para el ensayo 4, se ha tomado en cuenta la cantidad de calor que se acumula en el emisor con el fin de comparar el calor transmitido con el que ingresa al sistema. La Tabla 3.13 contiene los valores determinados para la zona de calentamiento en cada escenario.

Tabla 3.13. Calor neto generado, transferido y acumulado durante la sección de calentamiento en las simulaciones para las tasas máxima y mínima de disipación

Clasificación	Q_G $J m^{-3} \times 10^{-10}$	Q_T $J m^{-3} \times 10^{-10}$	Q_o $J m^{-3} \times 10^{-9}$
Máximo (P = 6000 W)	3,573	3,443	1,298
Mínimo (P = 1200 W)	0,715	0,681	0,337

En la Figura 3.42 se presentan las tasas de disipación porcentual correspondientes a los escenarios de máxima y mínima potencia generada en el entorno. El valor de S_E para el mínimo de potencia se diferencia del S_E del máximo en un 0,41 %.

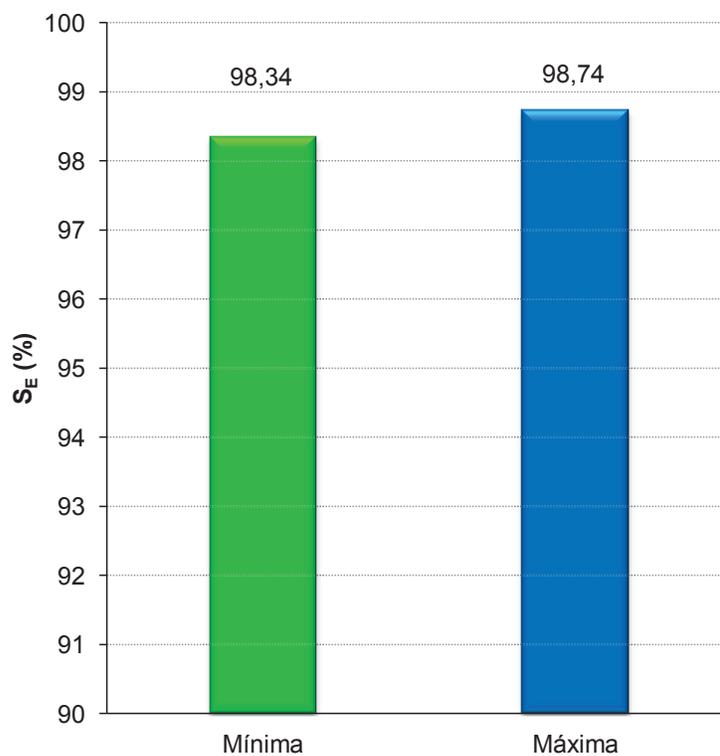


Figura 3.42. Disipación porcentual de energía correspondiente a los ensayos de simulación virtual para la determinación de las tasas máxima (P = 6 000 W) y mínima (1 200 W) de disipación

3.4.4 CÁLCULO DE LOS FACTORES DE CORRECCIÓN PARA LA EQUIVALENCIA DE LOS VALORES DE SIMULACIÓN CON LOS EXPERIMENTALES

Para emplear los valores para la transferencia de calor que se obtengan de las simulaciones previas a la experimentación, se han hallado los factores de corrección gracias a los cuales se modifica la respuesta del entorno virtual de acuerdo con la relación que se ha observado entre los valores originados de la práctica y aquellos obtenidos mediante simulación. La Tabla 3.14 presenta un resumen de los factores de corrección que se han hallado para los escenarios que se detallan

Tabla 3.14. Factores de corrección para generar equivalencias entre las tasas de transferencia de calor netas halladas experimentalmente y las obtenidas de simulación

Denominación	Tipo	Q_T ($J m^{-3}$)	Factor de corrección (F_R)
Calentamiento con aire (Ensayo 1)	Experimental	$1,095 \times 10^{-10}$	0,9948
	Simulación	$1,090 \times 10^{-10}$	
Calentamiento con aire (Ensayo 2)	Experimental	$1,217 \times 10^{-10}$	
	Simulación	$1,210 \times 10^{-10}$	
Calentamiento con agua (Ensayo 3)	Experimental	$8,205 \times 10^{-9}$	1,0003
	Simulación	$8,207 \times 10^{-9}$	
Enfriamiento pasivo (Ensayo 4)	Experimental	$6,987 \times 10^{-9}$	0,9952
	Simulación	$6,954 \times 10^{-9}$	

La cantidad de calor que el entorno práctico es capaz de transferir define su funcionalidad como escenario de experimentación, puesto que los valores para las tasas de transferencia de calor que en él se hallen permitirán definir la respuesta térmica global efectiva de un caso concreto de estudio, como la remoción pasiva de calor de desintegración nuclear en el FBNR.

Dado que los resultados de simulación son estables y las respuestas prácticas tienden a un equilibrio dinámico de temperatura, el sistema de experimentación permite conducir ensayos en los que se requiera de condiciones estables de

intercambio energético en los diversos puntos de la experimentación, por ejemplo, la definición de la curva de ebullición inherente al emisor y la comparación del uso de diferentes fluidos como refrigerante.

Gracias a los factores que se exhiben en la Tabla 3.14 se han podido corregir las tasas de disipación de calor máxima, mínima y total que se determinaron mediante la simulación de los escenarios correspondientes. La Tabla 3.15 muestra los valores resultantes.

Tabla 3.15. Corrección de las tasas globales de transferencia (q_{TG}) y de la cantidad de energía neta disipada (Q_T) para los escenarios de enfriamiento pasivo a potencia máxima y mínima y para el calentamiento prolongado del entorno experimental

Denominación	Tipo	Q_T $J m^{-3} \times 10^{-9}$	q_{TG} $W m^{-3} \times 10^{-7}$
Máximo (Enfriamiento pasivo)	Simulación	7,681	1,225
	Corregido	7,718	1,261
Mínimo (Enfriamiento pasivo)	Simulación	1,606	0,262
	Corregido	1,613	0,264
Total (Calentamiento prolongado)	Simulación	45,705	1,030
	Corregido	45,944	1,035

3.4.5 CÁLCULO DE LA MASA DE AGUA QUE SE REQUIERE EVAPORAR PARA DISIPAR EL CALOR GENERADO EN EL ENTORNO EXPERIMENTAL

Pese a que durante el ensayo 4 para el enfriamiento pasivo del entorno experimental no se registró la formación de burbujas de vapor sobre la resistencia ni se evidenció evaporación alguna fuera de la superficie del refrigerante, el gradiente de temperatura entre el emisor y el agua fue suficiente para la formación de vapor.

El sólido alcanzó una temperatura máxima de 360 °C, es decir, se tiene un gradiente de 269,0 °C entre la temperatura de saturación del agua a 0,72 atm

(91,0 °C) y la superficie. Por tanto, para efectos de análisis, se calculó la masa de agua que podría evaporarse gracias a la tasa de disipación de calor total que se determinó para el ensayo de máxima transferencia ($q_T = 1,035 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$). Los resultados obtenidos se presentan en la Tabla 3.16.

Tabla 3.16. Resultados para la cantidad de agua evaporada para la disipación del calor generado en el entorno experimental. Tasa máxima de disipación a $P = 6\ 000 \text{ W}$

Propiedad	Símbolo	Valor	Unidades
Tasa de evaporación de agua	\dot{m}_{ev}	$3,134 \times 10^{-3}$	kg s^{-1}
Tasa de reducción de nivel del líquido	\dot{H}_L	$2,030 \times 10^{-5}$	m s^{-1}
Tiempo de evaporación total	t_{ev}	10,260	h

La evaporación teórica se ha calculado dentro de un escenario hipotético en el que el agua en el recipiente se encuentre a su temperatura de saturación y que la ebullición ocurra de manera constante, con la transferencia de calor máxima que puede alcanzarse para el entorno experimental. Se han despreciado también los efectos de la radiación ambiental de la pieza sólida descubierta.

Incluso bajo las idealizaciones que se han realizado, puede apreciarse, en la Tabla 3.16, que la reducción del nivel del líquido se dará a $2,030 \times 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$, lo cual conduciría a un tiempo de 10 h y 16 min antes de que la resistencia quede descubierta. En el respectivo período se evaporarían 115,757 kg de agua.

3.5 DETERMINACIÓN DE LOS FACTORES DE CORRELACIÓN ENTRE LAS TASAS DE TRANSFERENCIA DE CALOR OBTENIDAS EN EL ENTORNO EXPERIMENTAL Y AQUELLAS ARROJADAS DEL ANÁLISIS MATEMÁTICO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

3.5.1 ANÁLISIS MATEMÁTICO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

Con el afán de analizar exclusivamente el fenómeno de enfriamiento, se ha considerado que la cámara de combustible se encuentra inicialmente sumergida en un volumen de agua suficiente para que el calor de desintegración sea removido de tal forma que la temperatura del sistema no sobrepase los niveles recomendados en caso de accidente. Así pues, el agua de enfriamiento se consideró un sifón infinito de calor, dispuesto en una piscina alrededor de la cámara desde antes de que los guijarros de combustible cayesen en su interior por efectos de la gravedad.

Una vez contenido en la cámara, el material combustible pierde su condición crítica de emisión de energía nuclear y solamente se considera que emite la energía que procede de la desintegración nuclear.

La tasa de emisión de dicha energía se analizó en el acápite a continuación.

3.5.2 ANÁLISIS DE LA TASA DE EMISIÓN DE CALOR PRODUCTO DE LA DESINTEGRACIÓN NUCLEAR DEL MATERIAL RADIOACTIVO

El valor de potencia térmica nominal emitida por cada microesfera Triso (Q_{Triso}) en el reactor FBNR se estableció como el promedio de los valores reportados en bibliografía para varios tipos de reactores de guijarros, mismos que se incluyen en la Tabla 3.17. En la mencionada tabla se han comparado los valores de potencia nominal de acuerdo a las unidades que se han empleado en la fuente bibliográfica respectiva para analizar la potencia de combustible. El valor de potencia nominal se calculó como 0,16 W por cada partícula Triso.

Tabla 3.17. Valores de potencia térmica nominal para los elementos combustibles de cuatro tipos de reactores nucleares de guijarros. Valor nominal establecido para la microesfera Triso del FBNR

Tipo de reactor	Siglas	Potencia Nominal	Unidades de potencia nominal	Volumen Triso (m ³)	Q _{Triso} (W)
Reactor modular de guijarros	PBMR	1,33E-01	W/Triso	4,0E-10	0,13
Plantas nucleares de la próxima generación	NGNP	3,20E+08	W/m ³ _{Triso}	5,9E-10	0,19
Reactor de alta temperatura enfriado a gas	HTGR	3,65E+06	W/m ³ _{Guijarro}	3,3E-04	0,11
Reactor de muy alta temperatura enfriado a gas	VHTGR	1,89E+03	W/Guijarro	1,1E-07	0,21
Reactor nuclear de lecho fijo	FBNR	4,56E+01	kW/L _{Núcleo}	4,0E-10	0,16

(Cho, 2009, p. 449; Espinosa, 2013, p. 24; Folsom, 2012, p. 44; Sefidvash, 2012, p. 1685; Wang, 2004, p. 55)

La potencia individual de las microesferas Triso hizo posible calcular el número de elementos emisores dentro de cada guijarro de combustible, y con ello, también la fracción volumétrica de las microesferas dentro de cada guijarro. Las expresiones empleadas para los propósitos descritos y sus resultados se presentan en las ecuaciones [3.9] y [3.10], donde los subíndices N, G y Ts hacen referencia al núcleo del FBNR, a los guijarros de combustible y a los elementos Triso, respectivamente.

$$N_{Ts} = \frac{q_N \cdot V_N}{q_{Ts} \cdot N_G} = 841 \quad [3.9]$$

$$X_{Ts} = \frac{V_{Ts} \cdot N_{Ts}}{V_G} = 0,33 \quad [3.10]$$

Donde:

q_i : Potencia volumétrica nominal (W m⁻³)

V_i : Volumen (m³)

N_G : Número de guijarros en el núcleo (Guijarros / Núcleo)

N_{TS} : Número de microsferas tipo Triso en cada guijarro (Triso / Guijarro)

X_{TS} : Fracción volumétrica de las partículas Triso en el guijarro (m^3 / m^3)

Los valores de energía térmica emitida como consecuencia de la desintegración nuclear se calcularon con base en los porcentajes estándar que se incluyen en la Tabla 1.4 y en las expresiones [3.9] y [3.10].

Se consideró que la emisión de calor era idéntica para todas las microsferas Triso. Así mismo, se definió la potencia térmica emitida por unidad de volumen de la cámara de combustible como la energía emitida por unidad de volumen de cada guijarro, puesto que también los elementos combustibles esféricos dentro de la cámara se consideraron emisores idénticos entre sí. Los valores resultantes del cálculo se presentan en la Tabla 3.18. Por su parte, la Figura 3.43 muestra cómo la cantidad de energía térmica emitida (q_D) varía con el tiempo después del apagado. Los valores que se encontraron se ajustan a la expresión logarítmica que se muestra en la ecuación [3.11].

Tabla 3.18. Variación de la potencia volumétrica emitida como resultado de la desintegración nuclear con el tiempo transcurrido después del apagado del reactor

Tiempo después de apagado (h)	Porcentaje de potencia operativa (%)	q_D ($W m^{-3}$)
1E-10	7,0	5,3E+06
1	2,0	1,5E+06
5	1,0	7,6E+05
24	0,5	3,8E+05
240	0,1	7,6E+04

($q_D = q_{Cámara\ de\ combustible} = q_{Guijarro}$)

$$q_D = -1,84 \cdot 10^5 \ln(t) + 1,15 \cdot 10^6 \quad [3.11]$$

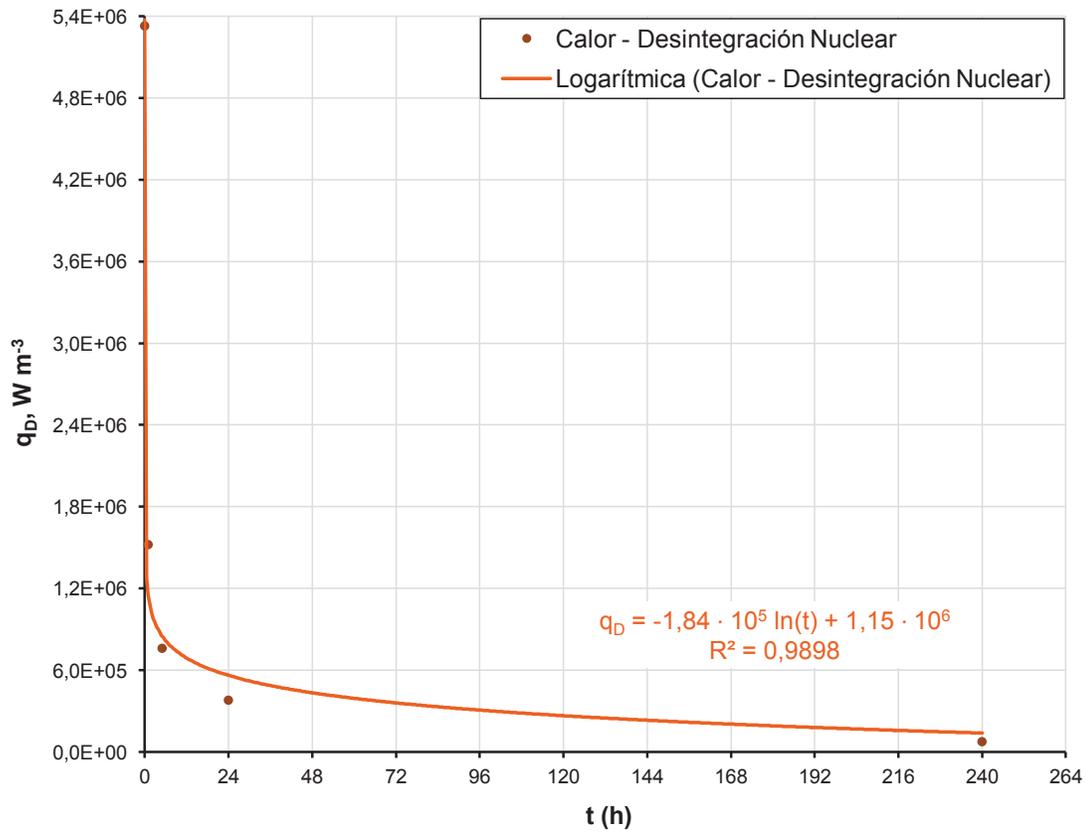


Figura 3.43. Variación de la potencia térmica emitida debido a la desintegración nuclear con el tiempo transcurrido después del apagado del reactor. Regresión logarítmica

3.5.3 HOMOGENEIZACIÓN DEL SISTEMA

3.5.3.1 Homogeneización de la escala I (SI)

La expresión para la dependencia de la conductividad térmica efectiva de S_I con su temperatura se muestra en la ecuación [3.12]. Además, las ecuaciones a continuación ([3.13], [3.14], [3.15] y [3.16]) presentan los componentes de la mencionada correlación.

$$k_{S_I} = A_I + B_I + C_I \cdot D_I + 3,24 \quad [3.12]$$

Donde:

$$A_I = \frac{700,81}{T + 278,25} \quad [3.13]$$

$$B_I = \frac{3,34 \cdot 10^{10}}{T^{5/2}} e^{-\frac{16350}{T}} \quad [3.14]$$

$$C_I = \left[\frac{-365,52}{T} + \frac{3,05 \cdot 10^5}{T^2} - \frac{4,33 \cdot 10^7}{T^3} + 1 \right] \quad [3.15]$$

$$D_I = -0,29 \cdot (P_{SiC} - 1) \cdot 1,00^T \quad [3.16]$$

En la Figura 3.44 puede apreciarse la variación que los valores del coeficiente de transferencia de calor (k_i) sufren de acuerdo a la temperatura.

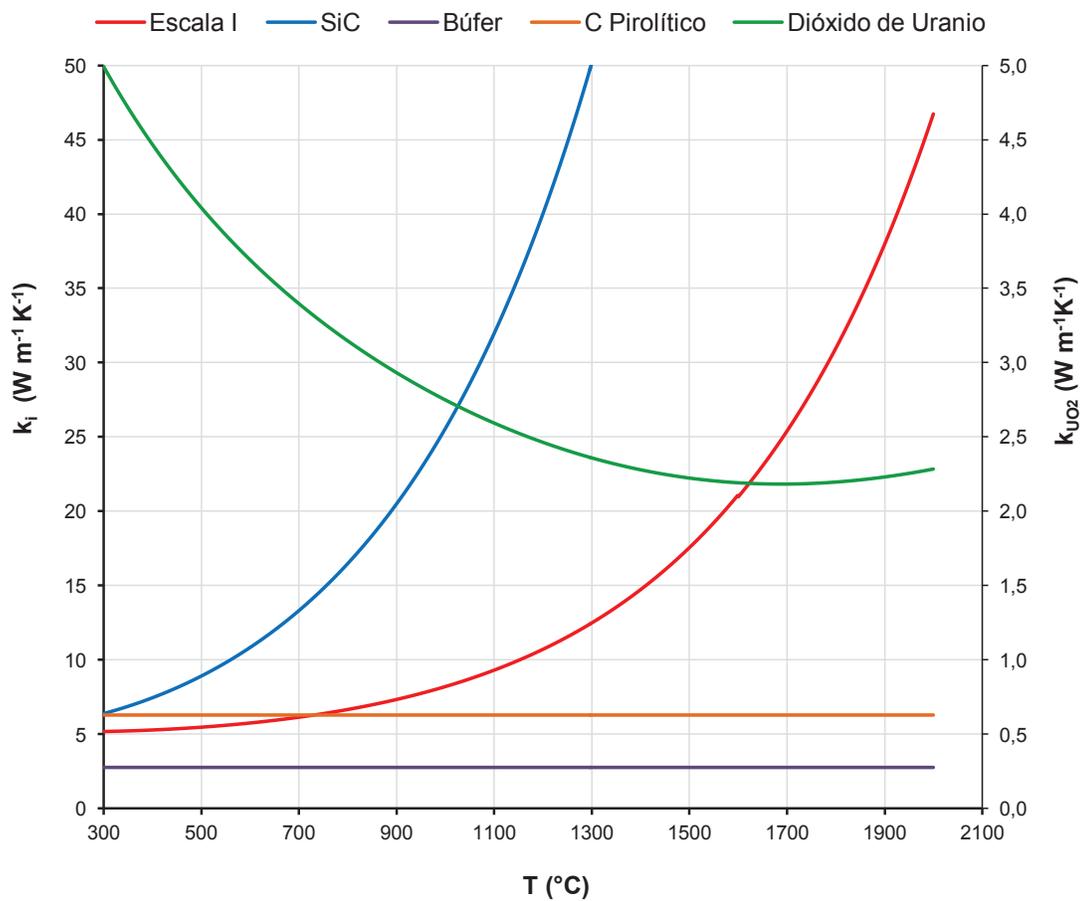


Figura 3.44. Variación de los coeficientes de transferencia de calor de los materiales en las microsferas Triso en función de la temperatura del sistema

Como se observa en la Figura 3.44, k_i no varía con el calentamiento, ni para el carbón pirolítico ni para el carbón poroso, empleado como búfer. Sin embargo, el uso de una expresión para la conductividad térmica dependiente de la temperatura se justifica debido al comportamiento del dióxido de uranio y del carburo de silicio en S_I . El coeficiente de transferencia de calor para el dióxido de uranio tiene una relación inversa con el incremento de temperatura, contrario al carburo de silicio, cuya dependencia es directamente proporcional al calentamiento del material.

Con la finalidad de evaluar la contribución de los componentes de S_I para con la propiedad efectiva para la escala homogeneizada, se ha empleado el teorema del valor medio sobre los coeficientes respectivos a los materiales en cuestión. Como se observa en la Tabla 3.19, la presencia del SiC es determinante en el comportamiento final de la escala entera. De acuerdo a su contribución ponderada para el promedio integral, el valor final del coeficiente de transferencia para S_I depende 4,3 veces más de la presencia del SiC que de su contraparte, el carbón pirolítico.

Tabla 3.19. Comparación del promedio integral de los coeficientes de transferencia de calor para los componentes de S_I

Nombre de fase	Promedio Integral, \bar{k}_i ($\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$)	Fración Volumétrica	Contribución ponderada para k_{S_I} ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)
UO ₂	2,87	0,16	0,47
SiC	62,26	0,18	11,04
Búfer	2,75	0,25	0,70
C pirolítico interno	6,28	0,16	1,03
C pirolítico externo	6,28	0,24	1,51
S_I	14,72	1,00	---

Así mismo, se observa en la Figura 3.45 cómo la diferencia entre el valor de k_{S_I} y k_{SiC} incrementa, desde un 23 % a los 300 °C hasta un 422 % a los 2 000 °C.

Puede notarse que la influencia de la presencia del carburo de silicio determina la tendencia de la curva de dependencia que describe el comportamiento de la escala homogeneizada.

Los cambios en el porcentaje de porosidad del carburo de silicio determinan zonas de tendencias diferentes en las curvas de variación del coeficiente de transferencia de calor con la temperatura. En la Figura 3.46 se ha realizado un acercamiento a un intervalo de temperatura de 50 °C a partir de los 1 570 °C para visualizar la influencia de dicho cambio en la porosidad de SiC. Los 1 600 °C, límite entre el 0,2 y el 1 % de la porosidad del SiC irradiado, generan una perturbación en la curva de k_{SiC} y consecuentemente la de k_{S_1} , característica la escala macroscópica que incluye al carburo de silicio. Se ha señalado el valor de los 1 600 °C en la Figura 3.46 para facilitar la identificación de la temperatura donde los defectos reportados para el SiC se hacen evidentes en su estructura.

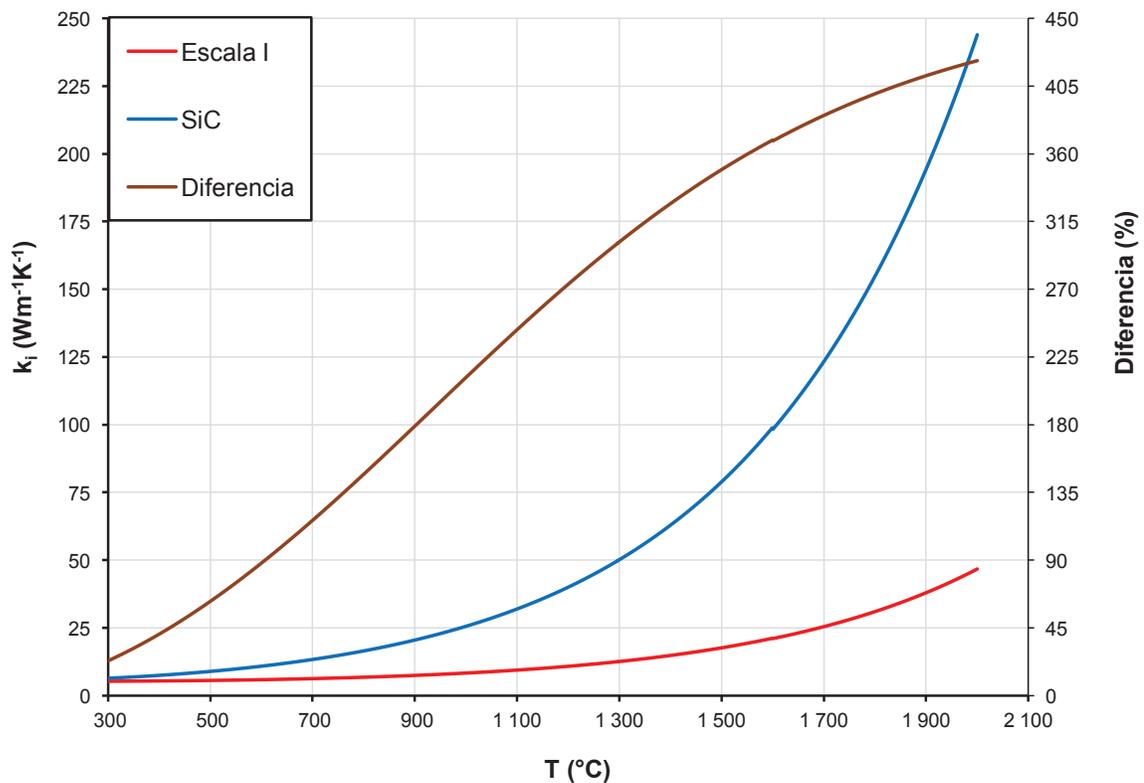


Figura 3.45. Variación de los coeficientes de transferencia de calor de SiC y S_1 y diferencia porcentual entre los coeficientes de acuerdo a la variación de la temperatura

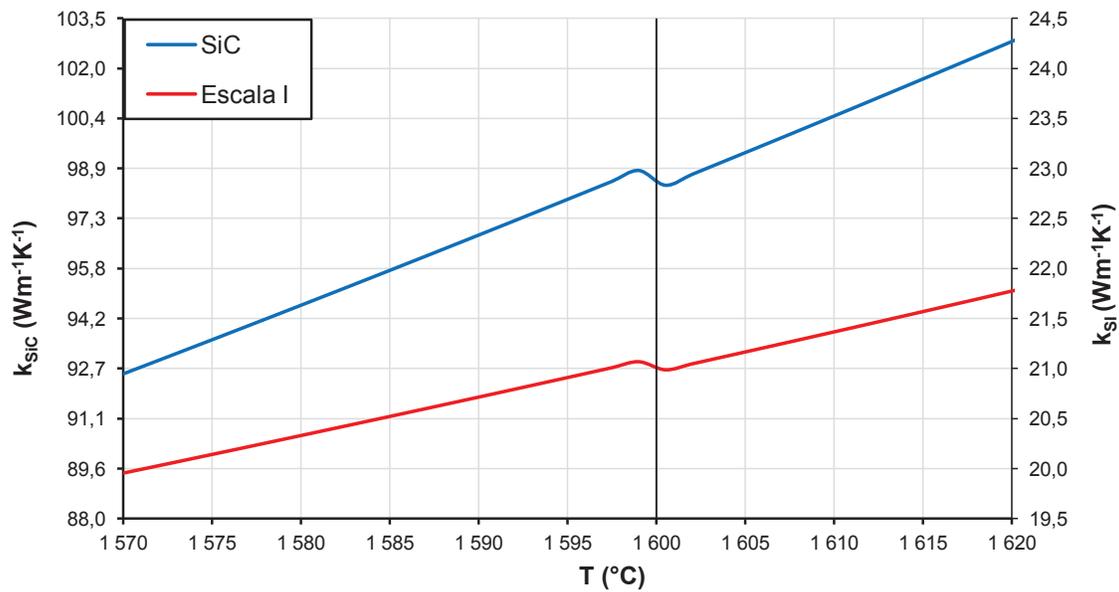


Figura 3.46. Influencia del cambio en la porosidad de SiC en la variación de los coeficientes de transferencia de calor de SiC y S_I

3.5.3.2 Homogeneización de la escala II (S_{II})

La ecuación de dependencia de la conductividad térmica de S_{II} con la temperatura del sistema se obtuvo mediante el método de mínimos cuadrados. Dicha ecuación resultó de una regresión polinómica de orden cinco que se aplicó a los valores de conductividad de los materiales de S_{II}. El factor de correlación (R^2) que se obtuvo fue 0,9999. La expresión (temperatura en K) que se menciona se muestra en la ecuación [3.17].

$$k_{S_{II}} = 1,4 \cdot 10^{-17} T^5 + 9,2 \cdot 10^{-13} T^4 - 3,9 \cdot 10^{-9} T^3 + 1,7 \cdot 10^{-5} T^2 - 2,8 \cdot 10^{-2} T + 41,2 \quad [3.17]$$

Es importante notar que la ecuación [3.17] tiene una validez restringida al rango de temperatura analizado (de 300 °C a 2 000 °C) puesto que las expresiones matemáticas con las que se hallaron los valores que se emplearon se derivan de estudios térmicos experimentales de los componentes de S_{II}, restringidos también para rangos de temperatura definidos. Valores superiores a 2 000 °C supondrían la fusión de los materiales de los guijarros de combustible (como referencia, el

combustible tipo Triso resiste temperaturas de hasta 1 600 °C en condiciones de laboratorio) y cualquier modelo matemático a emplearse sobre dicha temperatura debería considerar los efectos térmicos del cambio de estado de agregación de los compuestos y la subsecuente disipación de los productos de fisión nuclear para ser válido. Tales consideraciones no se han tomado en el presente trabajo de investigación, y por tanto, caen fuera del alcance de las expresiones halladas como resultado del mismo.

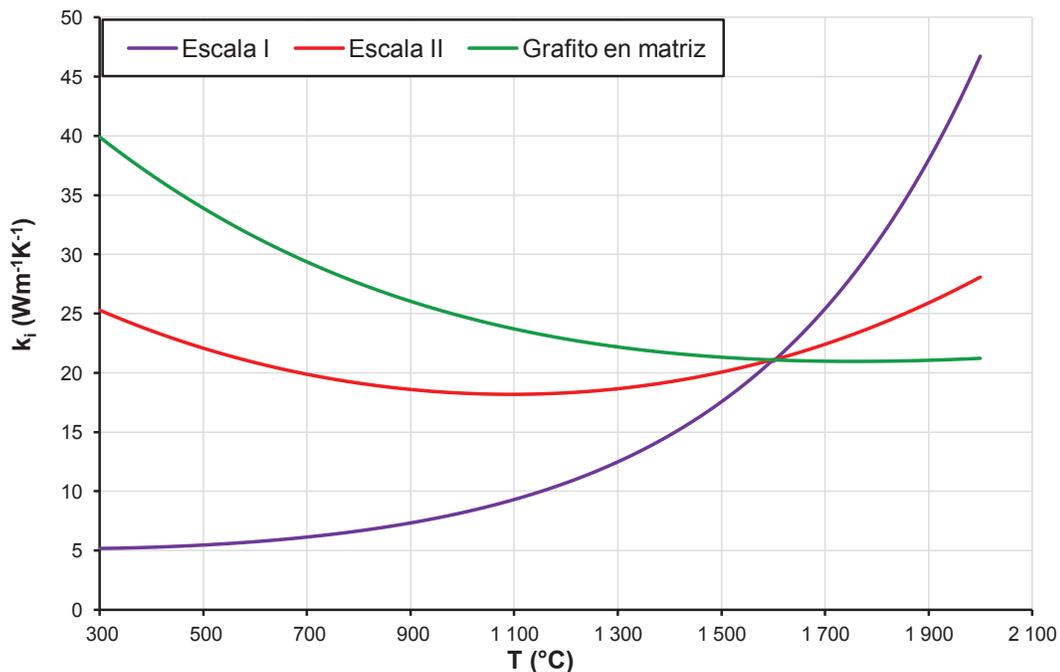


Figura 3.47. Variación de los coeficientes de transferencia de calor de S_{II} y sus componentes

La Figura 3.47 permite visualizar la influencia que la matriz de grafito pulverizado ejerce sobre el valor de la conductividad térmica de las microesferas tipo Triso. Si bien k_{SI} guarda una relación directamente proporcional con la temperatura en todo el rango de análisis, el valor de k_{SII} es inversamente proporcional a T hasta 1 093,12 $^{\circ}\text{C}$ (punto mínimo de la línea de tendencia dentro del rango de temperatura) y a partir del mismo, guarda una relación directamente proporcional con la temperatura del sistema. Por otro lado, el valor de k_{GM} disminuye con el incremento de temperatura. Se comprueba así que las propiedades termofísicas macroscópicas de un sistema heterogéneo, tal como S_{II} , pueden modificarse con

la inclusión de materiales de comportamientos disímiles y que una vez que el sistema ha sido homogeneizado, las propiedades efectivas que se determinan para el sistema guardan una relación estrecha con las de sus componentes.

3.5.3.3 Homogeneización de la escala III (S_{III})

Un esquema de la estructura idealizada que se empleó para hallar las medidas en la celda unitaria de $S_{III,1}$ se muestra en la Figura 3.48. El volumen total ocupado por el aire y los guijarros de combustible fue redistribuido en un cilindro idealizado de diámetro (D_{Ci}) y una altura (L_{Ci}) de igual dimensión. Se determinó un valor de 18,2 m para ambas dimensiones. A continuación, el volumen del cubo inscrito en el cilindro idealizado se dividió entre 1,62 millones de unidades, lo cual permitió hallar el valor del lado del cubo de la celda unitaria (1,55 mm), característica de $S_{III,1}$.

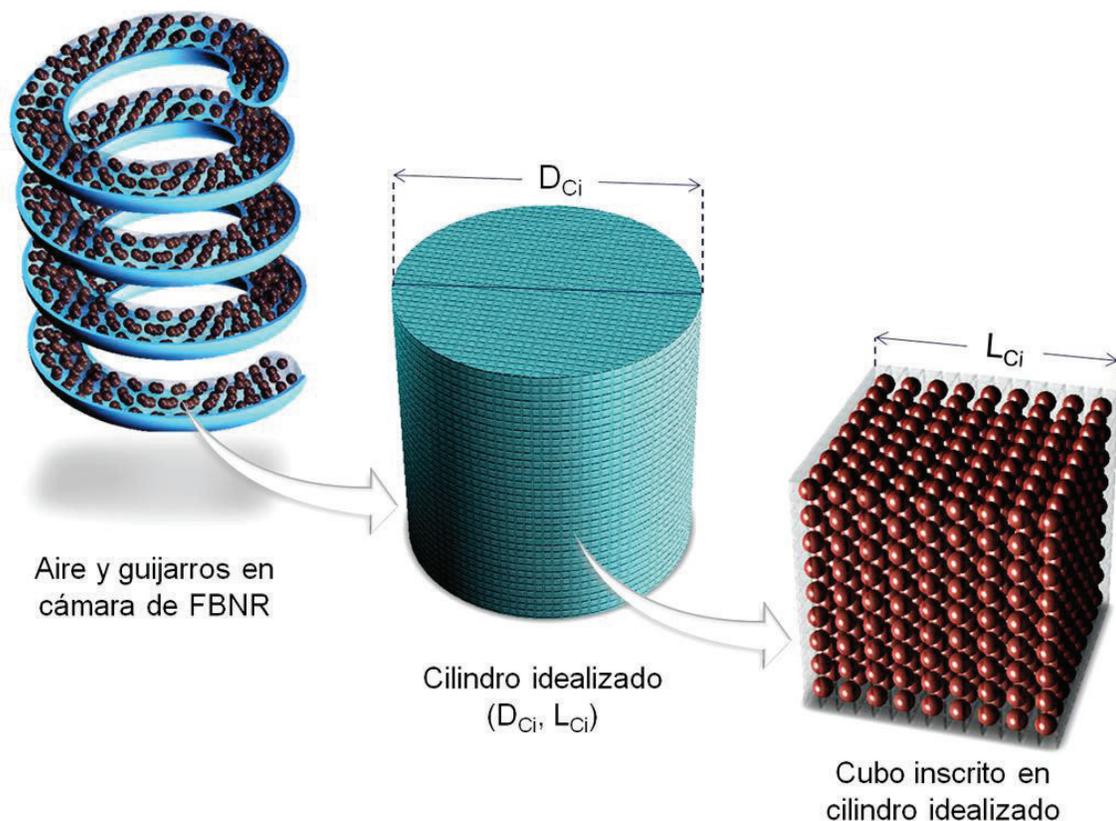


Figura 3.48. Esquema representativo de la idealización del volumen interno de la cámara de combustible para la caracterización de $S_{III,1}$

Por su parte, la Tabla 3.20 muestra las dimensiones teóricas y los valores proporcionalmente equivalentes que las fases de $S_{III.1}$ alcanzaron una vez que el valor de 15,5 mm del lado de la celda unitaria se transformó a 1. Pueden identificarse, entre otros, los volúmenes de S_{II} y $S_{III.2}$, componentes de $S_{III.1}$.

Tabla 3.20. Dimensiones de los elementos involucrados en la caracterización y homogeneización de $S_{III.1}$ mediante el enfoque de la celda unitaria de Chang

Fases en FBNR	Parámetro	Símbolo	Valor	Unidad
Guijarro de combustible	Diámetro	$D_{S_{III.2}}$	15,00	mm
	Volumen	$V_{S_{III.2}}$	1,77E-06	m^3
	Nº Esferas	$N_{S_{III.2}}$	1,62E+06	---
Guijarros de combustible (Total)	Volumen	$V_{S_{III.2}-M}$	2,86	m^3
Aire en $S_{III.1}$	Volumen	$V_{A_{III}}$	1,91	m^3
Subescala III.1	Volumen	$V_{S_{III.1}}$	4,77	m^3
Fases para Idealización	Parámetro	Símbolo	Valor	Unidad
Cilindro idealizado	Volumen	V_{Ci}	4,77	m^3
	Diámetro	D_{Ci}	1,82	m
Cubo macroscópico	Lado	L_{Ci}	1,82	m
Celda cúbica real	Volumen	V_{UR}	3,75	mm^3
	Lado	L_{UR}	15,50	mm
Guijarro ($S_{III.2}$)	Radio	$r_{S_{III.2}}$	7,50	mm
Contenido de guijarro (S_{II})	Radio	$r_{S_{II}}$	6,25	mm
Revestimiento de $S_{III.2}$	Espesor	$ES_{III.2}$	1,25	mm
Fases en Celda Unitaria	Parámetro	Símbolo	Valor	Unidad
Celda cúbica	Lado	L_U	1,00	mm/mm
	Volumen	V_U	1,00	mm^3/mm^3
Guijarro en celda	Radio	$r_{US_{III.2}}$	0,48	mm/mm
	Volumen	$V_{US_{III.2}}$	0,47	mm^3/mm^3
Contenido de guijarro en celda	Radio	$r_{US_{II}}$	0,40	mm/mm
	Volumen	$V_{US_{II}}$	0,27	mm^3/mm^3
Revestimiento de guijarro en celda	Espesor	$EUS_{III.2}$	0,08	mm/mm
	Volumen	$V_{EUS_{III.2}}$	0,20	mm^3/mm^3

La Figura 3.49 es una representación esquemática de las medidas halladas para los componentes de la celda unitaria que caracteriza a $S_{III,1}$.

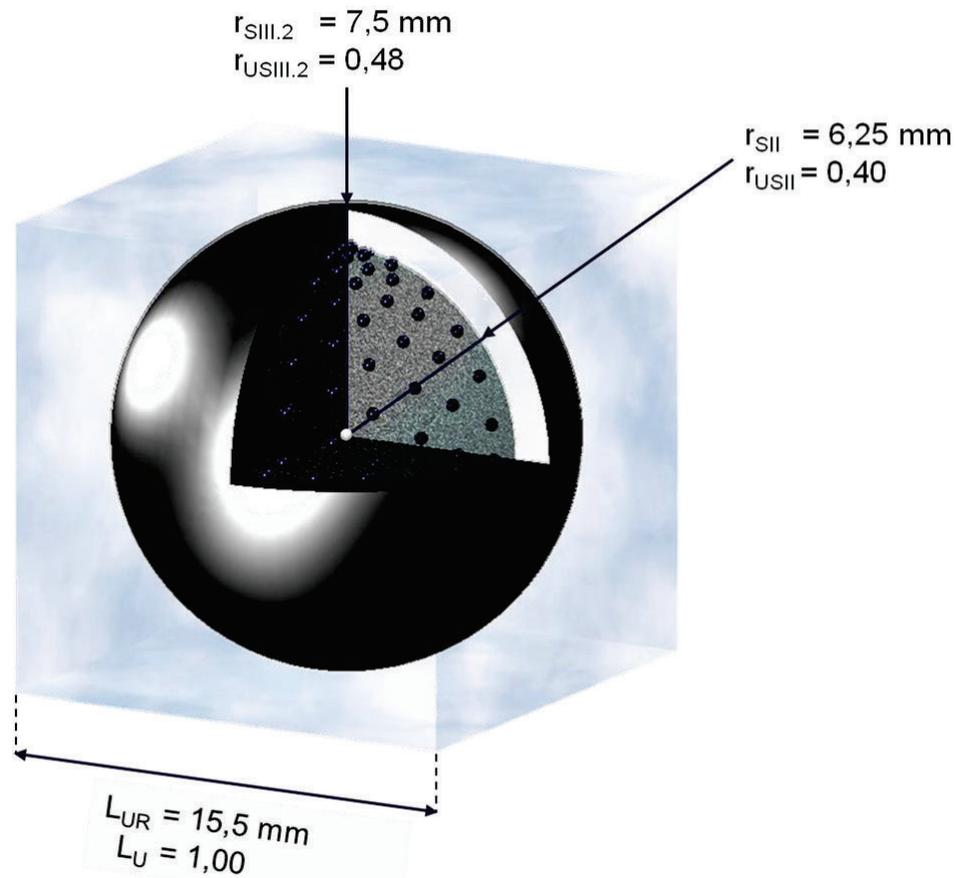


Figura 3.49. Dimensiones de la celda unitaria idealizada para la subescala $S_{III,1}$

Debido a que la validez de las técnicas de homogeneización depende de la relación proporcional entre los valores para la longitud característica de cada escala que conforman el sistema, se han comparado los valores de longitud característica para las escalas S_I , S_{II} y S_{III} .

Las relaciones entre las magnitudes de las longitudes características de las escalas mencionadas se muestran en la Tabla 3.21. Los resultados permiten verificar que las restricciones de longitud que validan las técnicas de homogeneización sí se comprueban para las condiciones del estudio, puesto que las longitudes características de jerarquías superiores ($L_{CS_{II}}$ y $L_{CS_{III}}$) son,

respectivamente, 14 y 714 órdenes de magnitud superiores a las de jerarquías inferiores (L_{CS_I}).

Tabla 3.21. Longitud característica de las escalas en el sistema de la cámara de combustible

Escala	Símbolo de escala	Longitud característica (L_{Ci})	Valor (m)	Órdenes de magnitud de escala anterior
Esfera Triso	S_I	Diámetro externo	9,15E-04	---
Matriz en polvo y S_I	S_{II}	Diámetro de matriz	1,25E-02	14
Guijarro de combustible	$S_{III.2}$	Diámetro externo	1,50E-02	---
Guijarros en cámara	$S_{III.1}$	Lado celda unitaria	1,55E-02	---
Cámara de combustible	S_{III}	Volumen/Área Externa	8,93E+00	714

Así pues, la Tabla 3.21 y la relación que se expone en la ecuación [3.18] demuestran que la declaración que se exhibe en la expresión [3.19] se cumple, y por tanto, las técnicas de homogeneización en el presente trabajo son válidas para el sistema sobre el cual se realizó el análisis matemático.

$$9,15 \cdot 10^{-4} \ll 1,25 \cdot 10^{-2} \ll 8,93 \quad [3.18]$$

$$L_{CS_I} \ll L_{CS_{II}} \ll L_{CS_{III}} \quad [3.19]$$

Las correlaciones que definen la conductividad térmica de $S_{III.1}$ se exponen desde la ecuación [3.20] hasta la ecuación [3.31]. Los subíndices A y G corresponden, respectivamente, a las propiedades del aire y del grafito que se encuentran en $S_{III.1}$. El subíndice U representa la celda unitaria.

$$k_{rS_{III.1}} = 1 - \frac{3V_{US_{III.2}} [(1 - k_{rG}) A_{III.1} + B_{III.1} C_{III.1} D_{III.1}]}{A_{III.1} E_{III.1} + B_{III.1} F_{III.1} D_{III.1}} \quad [3.20]$$

$$k_{rS_{III.1}} = \frac{k_{S_{III.1}}}{k_A} \quad [3.21]$$

$$k_{rG} = \frac{k_G}{k_A} \quad [3.22]$$

$$A_{III.1} = k_{rSII} + 2k_{rG} \quad [3.23]$$

$$k_{rSII} = \frac{k_{EFSII}}{k_A} \quad [3.24]$$

$$B_{III.1} = k_{rG} - k_{rSII} \quad [3.25]$$

$$C_{III.1} = 1 + 2k_{rG} \quad [3.26]$$

$$D_{III.1} = \frac{V_{USII}}{V_{USIII.2}} \quad [3.27]$$

$$V_{USII} = \frac{4}{3} \pi (r_{USII})^3 \quad [3.28]$$

$$V_{USIII.2} = \frac{4}{3} \pi (r_{USIII.2})^3 \quad [3.29]$$

$$E_{III.1} = [2 + k_{rG} - V_{USIII.2} (k_{rG} - 1)] \quad [3.30]$$

$$F_{III.1} = [2 - 2 k_{rG} + V_{USIII.2} C_{III.1}] \quad [3.31]$$

Las correlaciones antes descritas permitieron depurar las perturbaciones que las interfaces entre los componentes de $S_{III.1}$ generan, gracias a lo cual fue posible conseguir una expresión que definiese un coeficiente de transferencia de calor con una desviación espacial nula a lo largo de la escala; es decir, un coeficiente efectivo para el medio continuo de $S_{III.1}$.

A continuación, y como paso final para la homogeneización de la macroescala, fue necesario acoplar los contenidos de la cámara de combustible con su recubrimiento sólido. Se determinó entonces el volumen que la pared sólida de la cámara ocuparía y la fracción volumétrica que dicho volumen significaría para el sistema macroscópico. Debido a la complejidad inherente a la geometría de la cámara, se recurrió a las herramientas de diseño mecánico del programa SolidWorks para hallar dichas dimensiones. Un esquema del cuerpo generado en el programa en cuestión se muestra en la Figura 3.50.

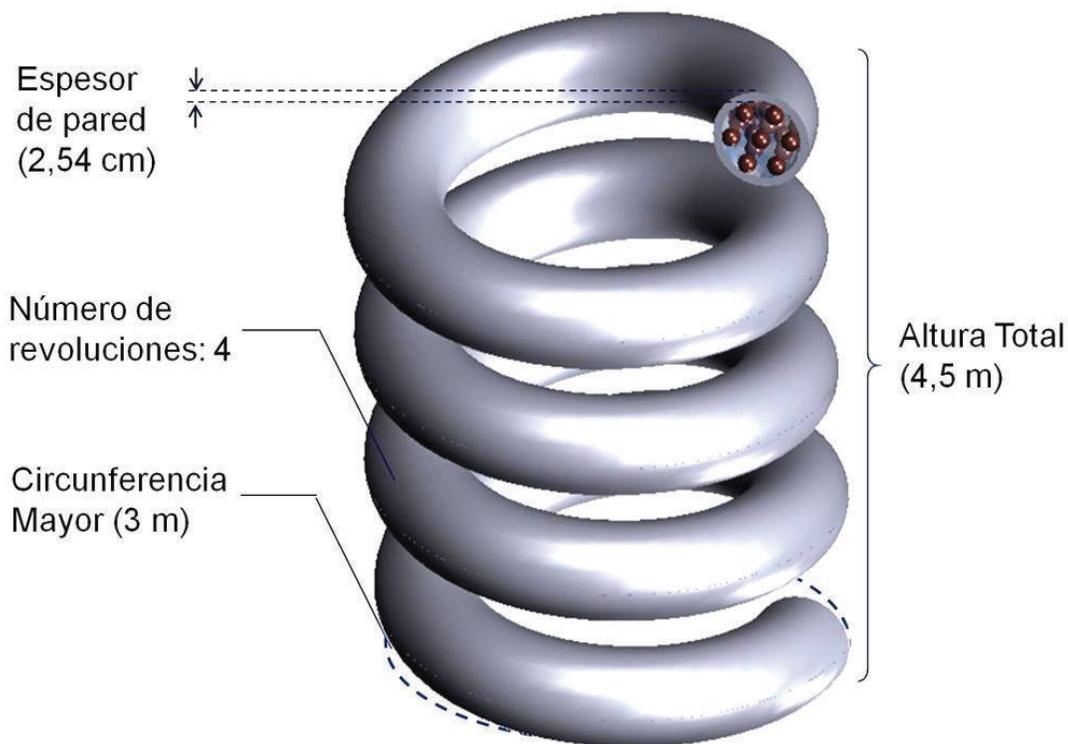


Figura 3.50. Esquema del cuerpo homogeneizado de S_{III} , definido en el paquete de análisis mecánico del programa Solidworks

La cámara de combustible se trazó como una tubería hueca sólida (con un grosor de pared de 1 pulgada), dispuesta de forma tal que describiese una trayectoria helicoidal. De acuerdo al programa de diseño, la cámara helicoidal tiene un área externa de $54,09 \text{ m}^2$ y un volumen total (como cuerpo homogeneizado) de $6,06 \text{ m}^3$. Por su parte, la pared sólida tiene un volumen de $1,30 \text{ m}^3$ y ocupa una fracción volumétrica de 0,21 dentro del cuerpo homogeneizado, S_{III} .

La herramienta de construcción tridimensional intuitiva que el programa Solidworks ofrece al usuario fue decisiva para el modelado de la geometría helicoidal de la cámara de combustible, debido a que tanto el número de revoluciones como la elevación de la figura se averiguaron gracias al empleo de dicho paquete. En la Figura 3.51 se muestra un esquema de las operaciones que permitieron la generación del cuerpo homogeneizado para S_{III} . El establecimiento de la figura definitiva de la cámara se estableció tras la interpolación del volumen

de la estructura y la variación del número de revoluciones y la altura de la misma hasta alcanzar un valor consecuente para el reportado en bibliografía.

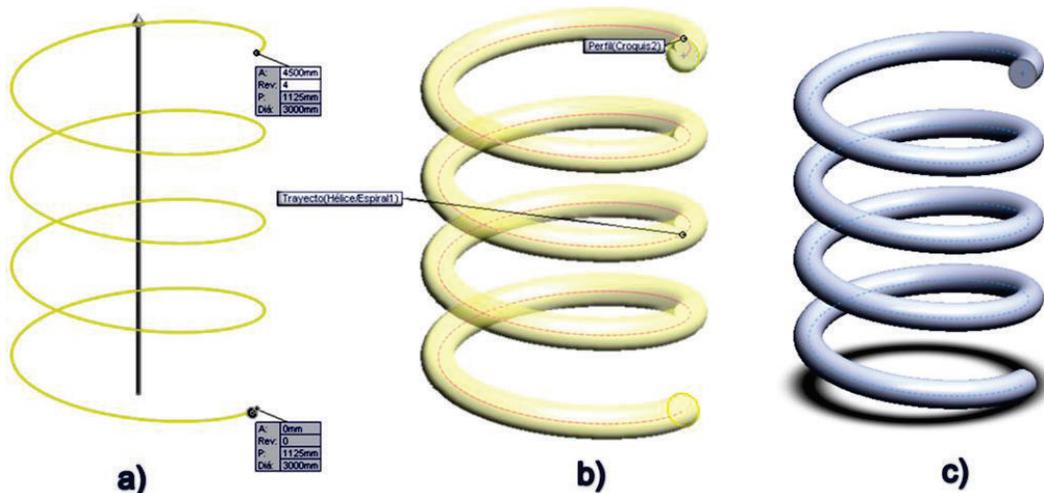


Figura 3.51. Etapas de construcción del modelo de la cámara de combustible en Solidworks. a) Generación de la trayectoria helicoidal a partir del número de revoluciones y la altura. b) Operación de barrido c) Estructura obtenida.

Si se compara el procedimiento antes descrito con aquel requerido para generar estructuras de complejidad comparable en el programa Ansys puede confirmarse que la complejidad de la generación del modelo de la macroescala en Ansys hubiese extendido el tiempo computacional para la generación, el mallado y la posterior simulación de la transferencia de energía. Dicha restricción hubiese sido innecesaria para los propósitos de la simulación, ya que, como se ha mencionado, la distribución espacial de la temperatura no es relevante para determinar si el enfriamiento pasivo de la cámara podría ser exitoso o no. Por tanto, se justifica el uso del programa Solidworks como herramienta de simulación.

3.5.3.4 Cálculo del coeficiente efectivo de transferencia de calor para la cámara de combustible homogeneizada

Tras aplicar el grupo de ecuaciones desde la expresión [3.20] hasta la correlación [3.31] a los respectivos componentes de $S_{III,1}$ y luego de ejecutar la sumatoria de

promedios ponderados entre la contribución de $S_{III.1}$ y el acero de la pared en S_{III} , se construyeron curvas que permitieron analizar las tendencias de variación de los coeficientes de conducción de calor de acuerdo al incremento de temperatura. La Figura 3.52 exhibe las mencionadas curvas.

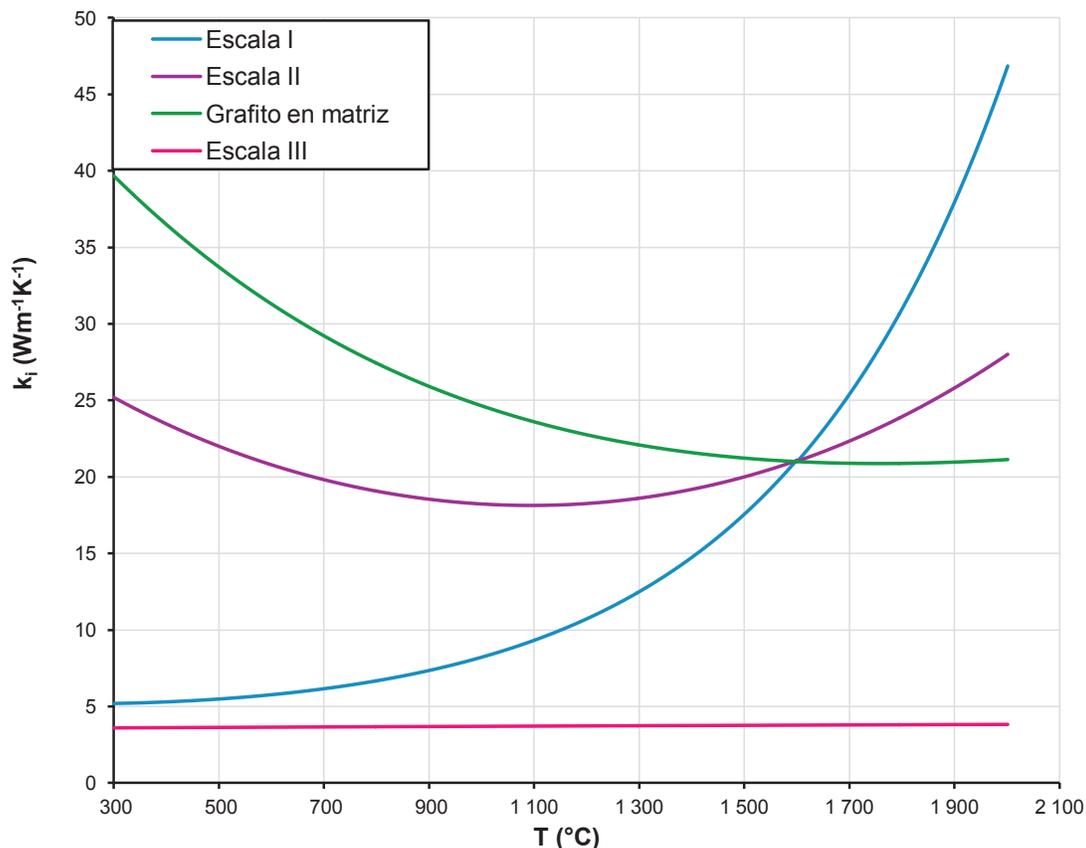


Figura 3.52. Variación de los coeficientes de transferencia de calor de S_{III} y sus componentes

Si se analiza la información de la Figura 3.52 puede apreciarse que la variación en el coeficiente de transferencia de calor, tanto para el aire como para la gran escala homogeneizada, es despreciable en comparación con la variación que sufren los coeficientes de transferencia de calor de las subescalas de S_{III} (S_I y S_{II} , homogeneizados). Es por eso que ha sido necesario incluir la Figura 3.53, donde se muestra un eje secundario que permite identificar el comportamiento correspondiente a los elementos que presentan menor variación con la temperatura del sistema.

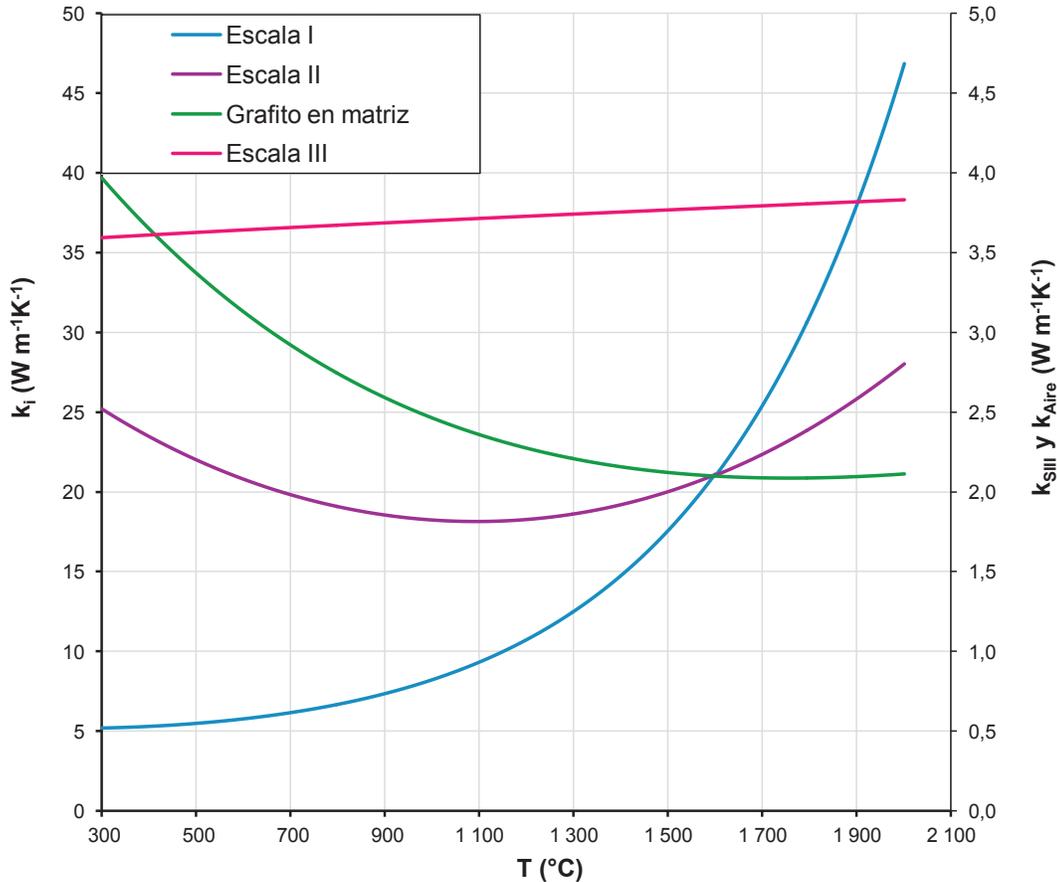


Figura 3.53. Variación de los coeficientes de transferencia de calor de S_{III} y sus componentes. Inclusión del eje secundario para el aire y la macroescala

Como se observa en la Figura 3.53, el rango de valores de k que se obtuvo para S_I es 10 veces mayor que el rango de valores de S_{III} homogeneizada. Puede inferirse, por tanto, que la presencia del aire dentro de la cámara de combustible, con su carácter de aislante, es determinante para el comportamiento final del cuerpo continuo de la cámara.

La expresión [3.32] se determinó gracias a la regresión polinómica aplicada sobre los valores del coeficiente de transferencia de calor para S_{III} . Dicha correlación caracteriza termodinámicamente a la cámara de combustible como si se tratase de un solo cuerpo macroscópico continuo, resultado esperado del proceso de homogeneización.

$$k_{S_{III}} = -1,20 \cdot 10^{-8} \cdot T^2 + 1,74 \cdot 10^{-4} T + 3,50 \quad (T \text{ en K}) \quad [3.32]$$

En la Figura 3.54 se presentan las curvas resultantes de la homogeneización de las tres escalas presentes en el sistema macroscópico de la cámara de combustible, así como también la ecuación resultante del tratamiento de los datos para S_{III} y el factor de correlación definido para la regresión polinómica.

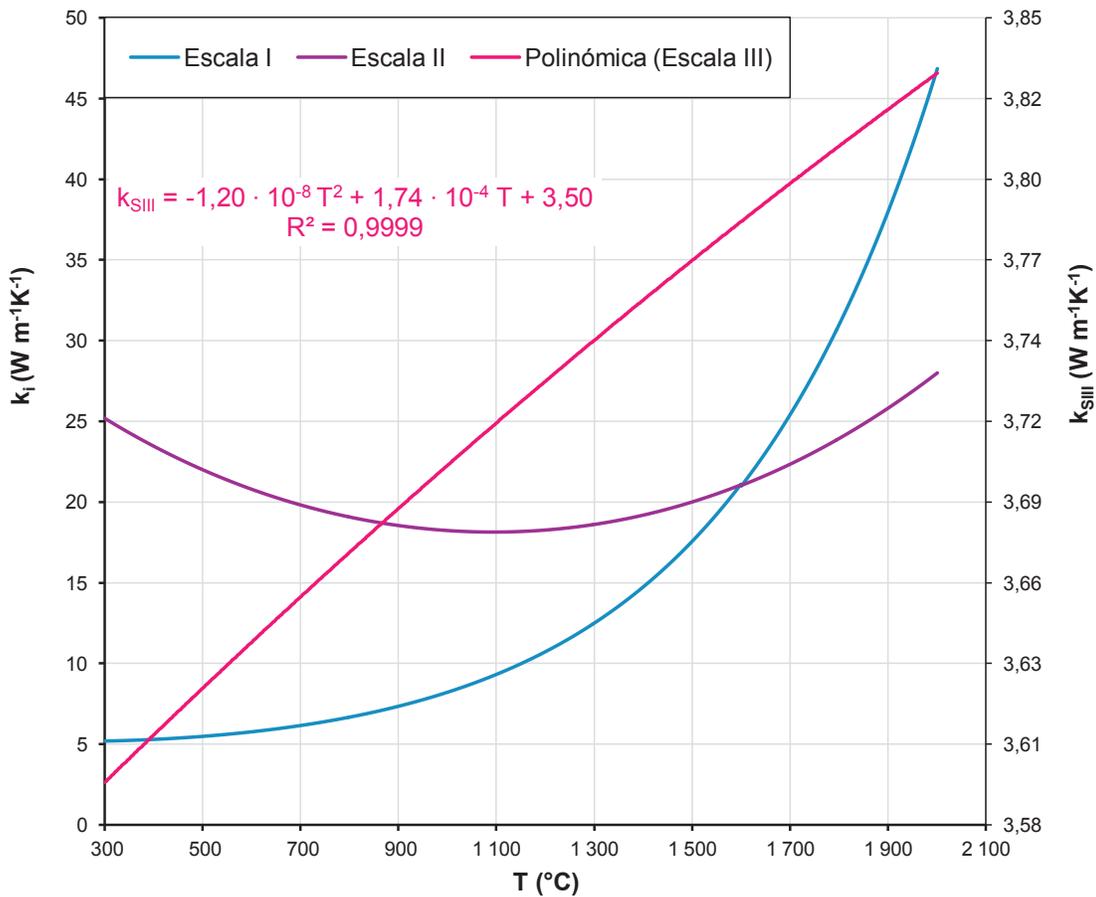


Figura 3.54. Variación de los coeficientes de transferencia de calor para las escalas S_I , S_{II} y S_{III}

3.5.3.1 Cálculo de la densidad y la capacidad calorífica específicas efectivas para la cámara de combustible homogeneizada

Debido a que el aire presente en la cámara de combustible es un gas, sus propiedades se calcularon de acuerdo a las relaciones que se emplean para dicho

estado de agregación. A su vez, los valores medios de la densidad ($\bar{\rho}_{\text{Air}}$) y capacidad calorífica específica ($\bar{C}_{P\text{Air}}$) se definieron de acuerdo a su promedio integral. Las expresiones respectivas se muestran desde la ecuación [3.33] hasta la ecuación [3.41].

$$\rho_{\text{Air}} = \frac{PM}{R \cdot T} = \frac{353,26}{T} \quad [3.33]$$

$$\bar{\rho}_{\text{Air}} = \frac{1}{T_f - T_i} \cdot \int_{T_i}^{T_f} \left(\frac{353,26}{T} \right) dT = 0,29 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad [3.34]$$

Donde:

PM: Peso molecular del aire (kg kgmol^{-1})

R: Constante universal de los gases ($\text{atm L mol}^{-1}\text{K}^{-1}$)

ρ_{Air} : Densidad puntual del aire (kg m^{-3})

$$C_{P\text{Air}} = A_A + B_A \cdot \left[\frac{C_A/T}{\sinh(C_A/T)} \right]^2 + D_A \cdot \left[\frac{E_A/T}{\cosh(E_A/T)} \right]^2 \quad [3.35]$$

$$A_A = 0,28958 \cdot 10^5 \quad [3.36]$$

$$B_A = 0,0939 \cdot 10^5 \quad [3.37]$$

$$C_A = 3,012 \cdot 10^3 \quad [3.38]$$

$$D_A = 0,6536 \cdot 10^5 \quad [3.39]$$

$$E_A = 1484 \quad [3.40]$$

$$\bar{C}_{P\text{Air}} = \frac{1}{T_f - T_i} \cdot \int_{T_i}^{T_f} C_{P\text{Air}}(T) dT = 1094,74 \frac{\text{J}}{\text{kg K}} \quad [3.41]$$

La Tabla 3.22 muestra un resumen de los valores que los diversos componentes de la cámara de combustible tienen, respectivamente, para su densidad (ρ_i) y

capacidad calorífica específica (C_{P_i}). Se ha identificado además la proporción volumétrica (x_i) que las fases tienen dentro de su correspondiente escala.

Tabla 3.22. Propiedades termofísicas de las diferentes fases dentro de S_{III} y de sus respectivas escalas

Fase	C_p ($J\ kg^{-1}K^{-1}$)	ρ ($kg\ m^{-3}$)	V (m^3)	x_i en escala
Dióxido de Uranio	312,00	10 400,00	6,62E-11	0,16
Carbón - Búfer	710,00	1 050,00	1,02E-10	0,25
Carbón - IPYC	710,00	1 900,00	6,59E-11	0,16
Carburo de Silicio	1 300,00	3 180,00	7,10E-11	0,18
Carbón - OPYC	710,00	1 900,00	9,64E-11	0,24
Escala I (S_I)	748,72	3 312,25	4,02E-10	1,00
Escala I en guijarro	748,72	3 312,25	3,38E-07	0,33
Grafito en matriz	1 725,00	1 750,00	6,85E-07	0,67
Escala II (S_{II})	1 402,57	2 265,95	1,02E-06	1,00
Contenido de guijarro (S_{II})	1 402,57	2 265,95	1,02E-06	0,58
Grafito en recubrimiento	1 725,00	1 750,00	7,44E-07	0,42
Guijarro ($S_{III.2}$)	1 538,41	2 048,58	1,77E-06	1,00
$S_{III.2}$ en cámara	1 538,41	3 003,22	2,86	0,60
Aire	1 904,74	0,29	1,91	0,40
Escala III.1 ($S_{III.1}$)	1 684,94	1 802,05	4,77	1,00
Contenido de cámara	1 684,94	1 802,05	4,77	0,79
Pared de cámara	500,00	8 000,00	1,29	0,21
Escala III (S_{III})	1 433,06	3 119,53	6,06	1,00

3.5.4 IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO MATEMÁTICO

La Figura 3.55 muestra la configuración que se dio al entorno de análisis para la simulación en el paquete Flow Simulation. Se puede apreciar que el cuerpo helicoidal de la cámara de combustible está centrado en un recipiente cúbico, lleno con $1\ 331\ m^3$ de agua. Debido a que el volumen del agua a disposición del

enfriamiento de S_{III} es 200 veces mayor que el volumen de la misma ($6,1 \text{ m}^3$), se consideró que el volumen de agua era infinito en comparación con el volumen del cuerpo homogeneizado de la cámara.

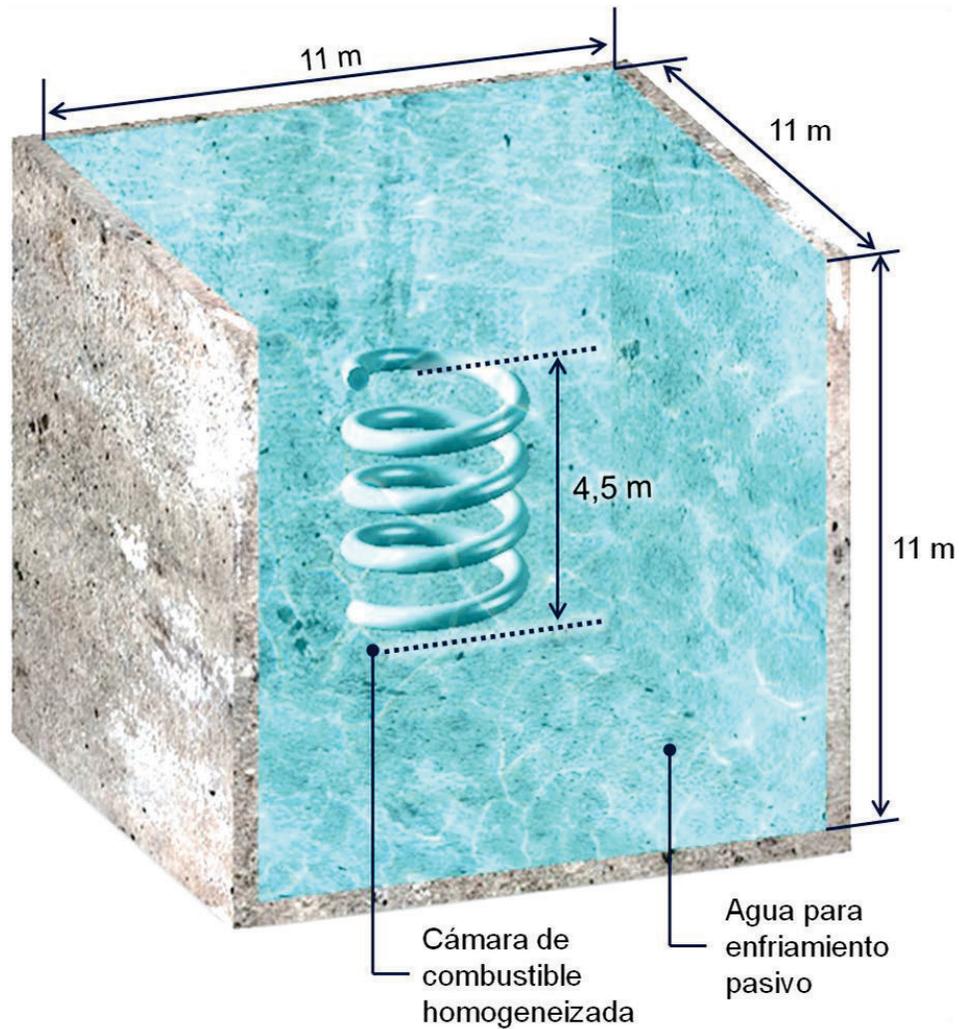


Figura 3.55. Entorno virtual para la simulación del enfriamiento pasivo de la cámara de combustible homogeneizada

3.5.5 PERFIL DE TEMPERATURA PARA S_{III}

Los resultados de la simulación sobre el sistema definido en el acápite anterior pueden observarse en la Figura 3.56. En ella se han incluido, tanto el perfil de

temperatura que corresponde a la cámara de combustible, homogeneizada como S_{III} , como el perfil de temperatura promedio de la masa de agua de enfriamiento.

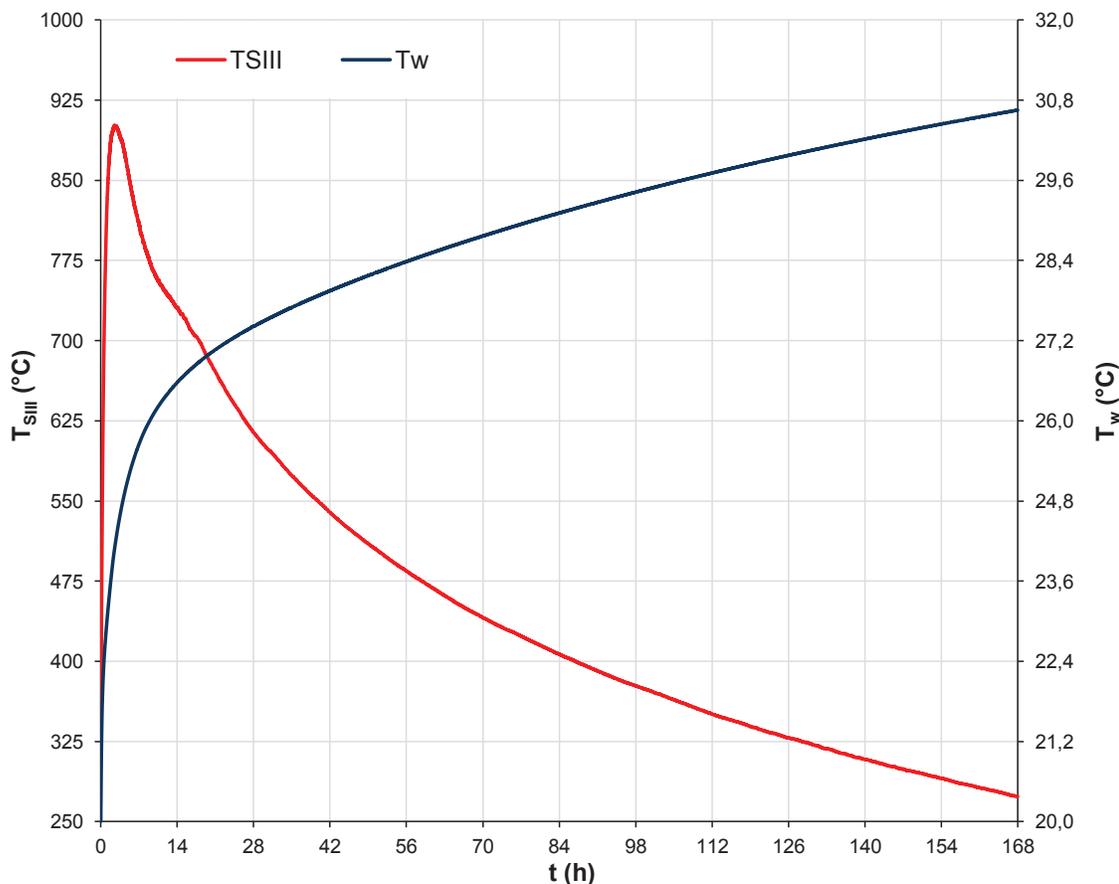


Figura 3.56. Perfiles de temperatura de la cámara de combustible y del agua de enfriamiento producidos por la emisión de calor de desintegración nuclear

La temperatura máxima que alcanza la cámara de combustible es 901,5 $^{\circ}\text{C}$, después de 2 h y 32 min del apagado del reactor. Se puede entonces aseverar que un enfriamiento pasivo del sistema es posible bajo las condiciones especificadas. La temperatura mínima de S_{III} es 273,3 $^{\circ}\text{C}$, misma que es un 8,9 % menor que la temperatura inicial de los elementos combustibles (300 $^{\circ}\text{C}$).

La remoción de calor se considera exitosa puesto que la temperatura de la cámara se mantiene bajo los 1 200 $^{\circ}\text{C}$ que se establecen como el límite de seguridad recomendado para estudios de seguridad preliminares que se realizan sobre instalaciones nucleares modernas (IAEA, 2009b, p. 30).

Debido a que se tiene un volumen infinito de líquido dentro de la piscina de enfriamiento, la masa de agua sobre las áreas de ebullición sería capaz de colapsar continuamente la capa de vapor que se formaría como consecuencia del gradiente de temperatura entre la cámara y el agua. Con ello, las zonas de vapor serían inestables y la superficie de la cámara estaría en contacto directo con el fluido. Por tanto, los valores puntuales de temperatura de las zonas de vapor son irrelevantes para el presente análisis volumétrico promediado. Sobre la base del razonamiento anterior, la temperatura representativa del agua corresponde a la que tiene la masa continua del líquido, es decir, no se han tomado en consideración valores localizados de temperatura.

El agua para la disipación energética se mantiene por debajo de su temperatura de ebullición (una semana después de haber sido empleada como sifón de calor alcanza los 30,7 °C), lo cual indica que la masa de líquido estará permanentemente a disposición del enfriamiento de la cámara.

3.5.6 CÁLCULO DE LAS TASAS DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ENTORNO SIMULADO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

En la Figura 3.13 se evidencian dos zonas de transferencia de calor. En la primera, desde el inicio del intercambio energético hasta 2 h y 32 min después, la temperatura de la cámara incrementa continuamente. En la segunda zona, la temperatura característica de S_{III} disminuye. Respectivamente, las zonas de intercambio se han denominado zona de calentamiento (ZC) y zona de enfriamiento (ZE). Los gradientes de temperatura se calcularon dentro de cada zona de análisis.

La Figura 3.57 exhibe los valores determinados para el gradiente de acumulación de energía durante el calentamiento (gradiente de calentamiento). Puede notarse la presencia de oscilaciones aleatorias y valores duplicados a lo largo del periodo de simulación, mismas que se deben al ruido asociado con la discretización del sistema, inherente al análisis de elementos finitos del programa Solidworks.

Puesto que la investigación que aquí se conduce busca determinar tendencias robustas del intercambio de calor en el sistema homogeneizado, se ajustaron los datos de temperatura a una función polinómica continua con respecto al tiempo para atenuar el ruido en el gradiente de calentamiento.

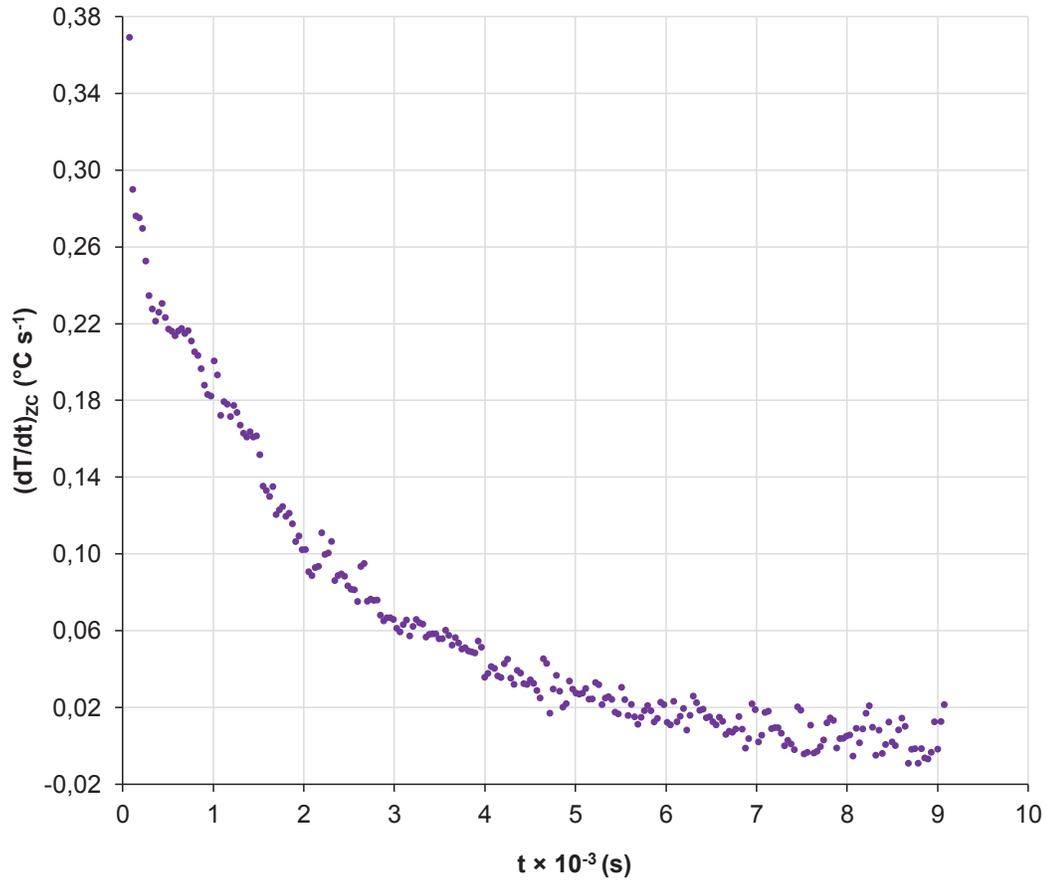


Figura 3.57. Variación del gradiente de calentamiento con el tiempo

La Figura 3.58 muestra los resultados de la regresión que se aplicó. El factor de correlación que se obtuvo fue 0,9999 y la función que se determinó constituye la ecuación [3.42].

$$\begin{aligned} (T_{S_{III}})_{zc} = & 6,67 \cdot 10^{-22} t^6 + 3,68 \cdot 10^{-18} t^5 - 5,16 \cdot 10^{-13} t^4 \\ & + 8,49 \cdot 10^{-9} t^3 - 6,67 \cdot 10^{-5} t^2 + 2,94 \cdot 10^{-1} t + 300,35 \end{aligned} \quad [3.42]$$

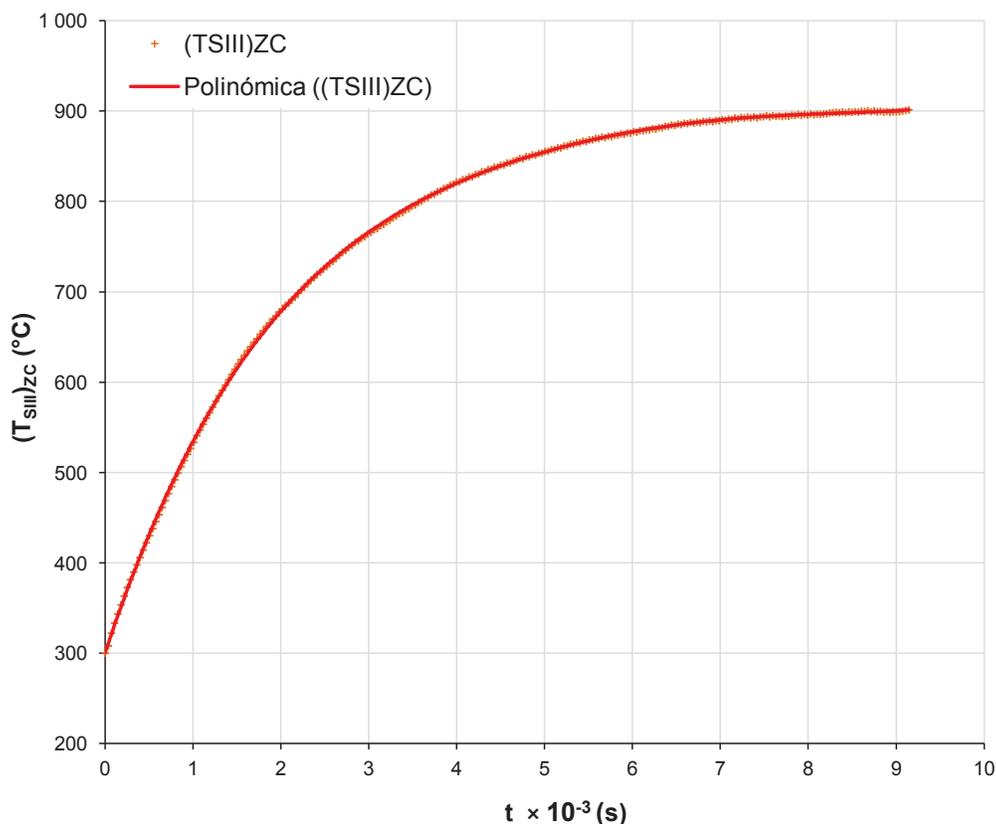


Figura 3.58. Regresión polinómica sobre los valores de temperatura de la zona de calentamiento

Los valores del gradiente de calentamiento obtenidos por el método de derivación numérica en cinco puntos con base en la función continua de $(T_{SIII})_{ZC}$ se presentan en la Figura 3.59.

La prueba Anova que se generó en el programa Statgraphics y cuyos resultados completos pueden observarse en el Anexo VIII, permitió comprobar que no existe una diferencia estadísticamente significativa entre los valores del gradiente de temperatura de calentamiento hallados antes y después de la atenuación del ruido.

Así pues, la atenuación del ruido mediante regresión ha resultado exitosa y permite examinar la tendencia predominante en el gradiente de acuerdo al tiempo de ensayo.

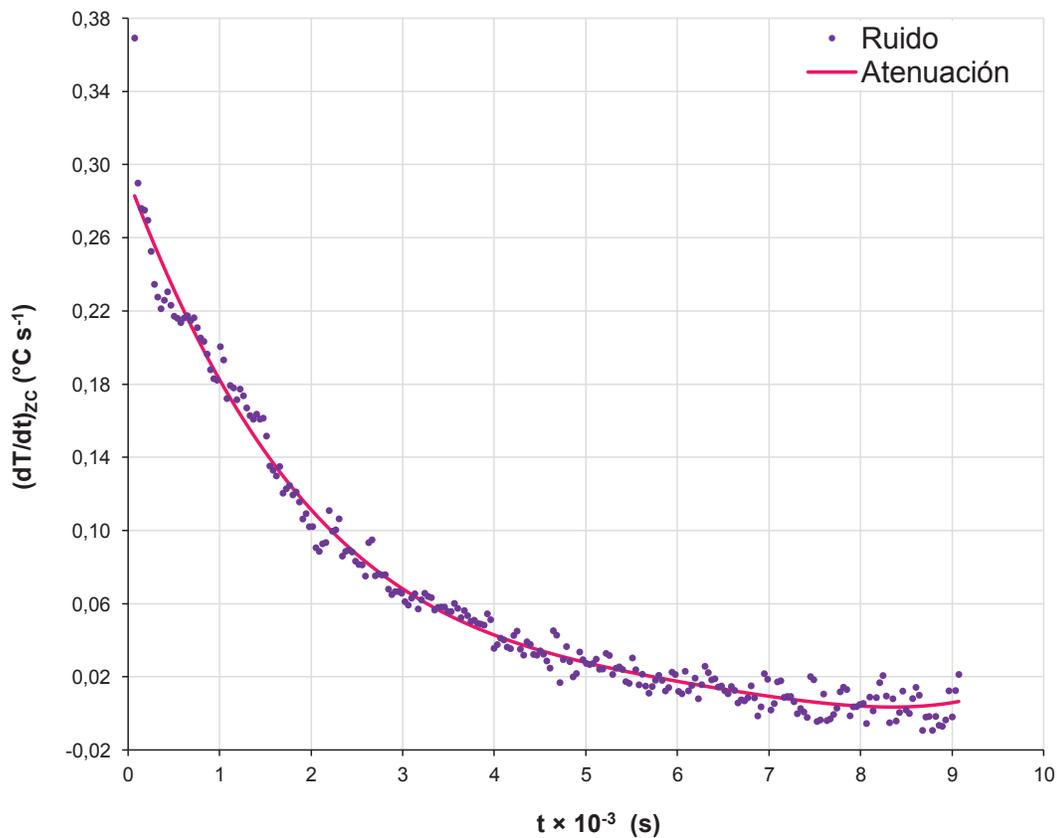


Figura 3.59. Valores del gradiente de calentamiento calculados con base en los datos de $T_{S_{III}}$ obtenidos directamente de simulación (Ruido) y los que corresponden a la función continua (Atenuación)

En la Figura 3.59 puede identificarse una tendencia descendente del gradiente de calentamiento. Así pues, a medida que transcurre el tiempo, el incremento en $T_{S_{III}}$ es menor para un mismo Δt , hasta que en el punto final, el gradiente de temperatura ($6,40 \times 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C s}^{-1}$) tiene un valor que es 98 % menor al gradiente que se tiene al inicio del calentamiento ($2,83 \times 10^{-1} \text{ }^\circ\text{C s}^{-1}$).

Puede constatar que son las propiedades termofísicas y la geometría del sistema los parámetros que determinan la magnitud del gradiente de transmisión de energía hacia el agua de enfriamiento, no así la diferencia de temperatura entre la superficie y el sifón de calor: el gradiente de calentamiento disminuye pese a que la diferencia aumenta. En el caso particular de ZC, la energía que no puede transmitirse por convección se acumula en S_{III} y genera un incremento de

temperatura. En otras palabras, la zona de calentamiento de S_{III} es comparable con la forma de transmisión de energía que se observa durante el fenómeno de ebullición en piscina cuando el calor que se administra al sistema es superior a la tasa máxima que el entorno de análisis es capaz de disipar.

Es importante señalar que pese a que en los estudios de ebullición en piscina el agua se mantiene a su temperatura de saturación, el fenómeno de acumulación permite interpretar los resultados obtenidos sobre la base de la transferencia neta de energía y así verificar su validez de manera cualitativa. No obstante, la diferencia entre las condiciones experimentales hace que una comparación cuantitativa no sea admisible bajo los términos del análisis que aquí se describe.

La ecuación [2.2] y los valores del gradiente de calentamiento permitieron calcular las tasas de acumulación y transferencia de energía en S_{III} . Los resultados se exhiben en la Figura 3.60.

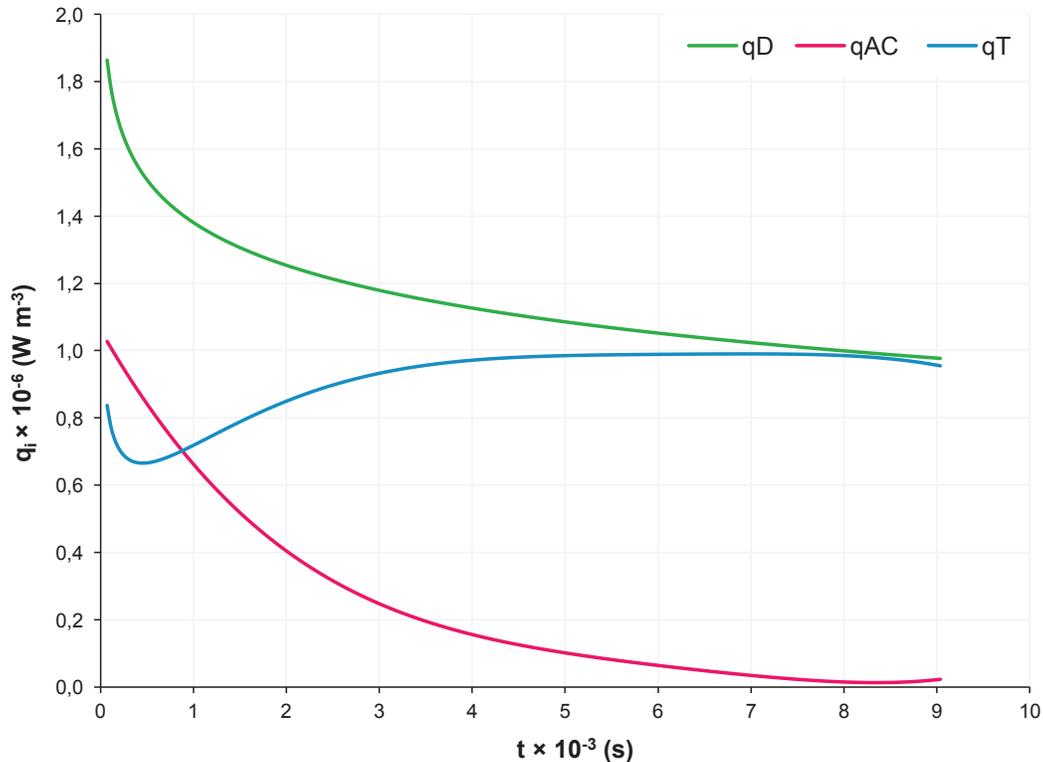


Figura 3.60. Relación entre las tasas de acumulación, transmisión y generación de energía en el sistema de la cámara de combustible durante el período de calentamiento

En la Figura 3.60 se observa cómo q_{AC} disminuye a medida que el tiempo transcurre y consecuentemente, cómo el calor transmitido, pese a mantener un valor inferior al valor neto de q_D , incrementa de manera convergente hacia este último mientras dura el periodo de calentamiento.

Al igual que para el cálculo del gradiente de calentamiento, el gradiente de enfriamiento se determinó después de establecer una función continua entre la temperatura y el tiempo en que la misma disminuye. La regresión polinómica para la zona de enfriamiento y la función resultante se muestran, respectivamente, en la ecuación [3.43] y en la Figura 3.61. El coeficiente de correlación fue 0,9993.

$$\begin{aligned} (T_{S_{III}})_{ZE} = & 1,40 \cdot 10^{-31} t^6 - 2,99 \cdot 10^{-25} t^5 + 2,56 \cdot 10^{-19} t^4 \\ & - 1,16 \cdot 10^{-13} t^3 + 3,75 \cdot 10^{-8} t^2 - 5,31 \cdot 10^{-3} t + 935,09 \end{aligned} \quad [3.43]$$

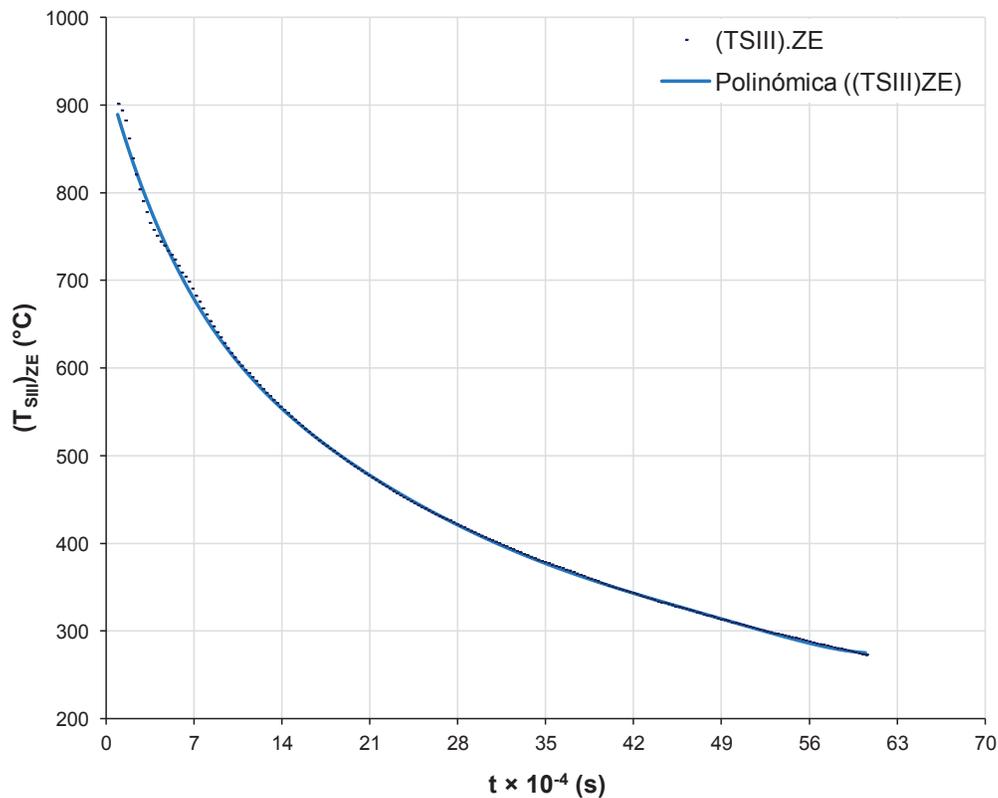


Figura 3.61. Regresión polinómica aplicada a la temperatura de la zona de enfriamiento

El gradiente de enfriamiento se calculó mediante la ecuación [1.12] y la función continua para $(T_{SIII})_{ZE}$ que se exhibe en [3.43]. Los resultados que se obtuvieron se muestran en la Figura 3.62.

La tendencia ascendente de los valores numéricos para el gradiente de enfriamiento debe analizarse dentro del contexto de la transferencia de calor, donde valores negativos para el gradiente representan una tasa de disipación de energía superior a la tasa de generación interna y un gradiente igual a cero implicaría el equilibrio térmico del sistema. Así pues, la velocidad con la que se lleva a cabo el enfriamiento se relaciona con el valor absoluto del gradiente y no con su signo. Visto de tal forma, la velocidad con que T_{SIII} disminuye es menor a medida que el tiempo transcurre, porque el valor absoluto del gradiente disminuye también y tiende a cero.

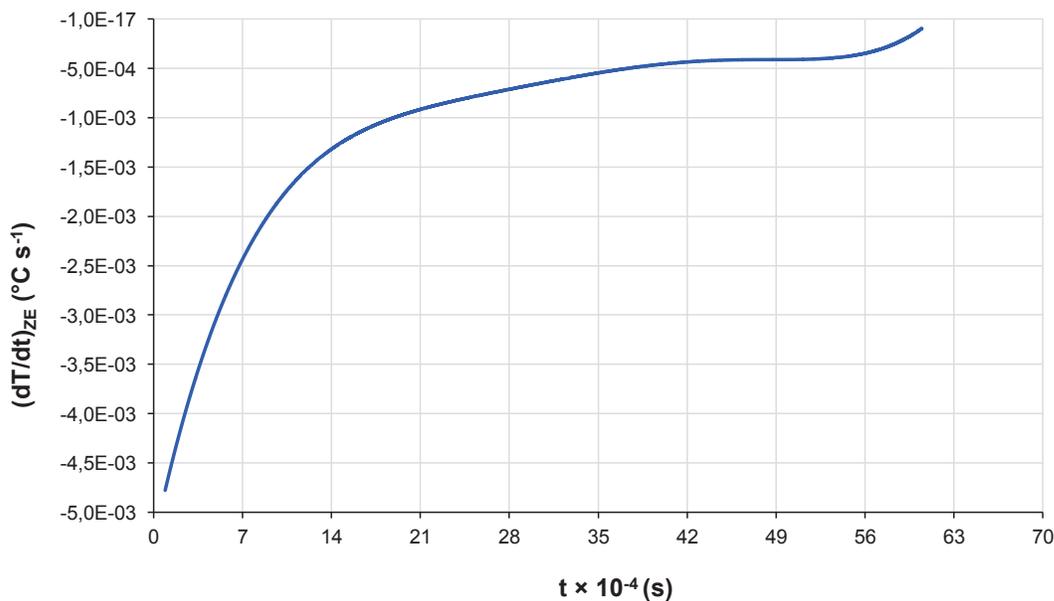


Figura 3.62. Gradiente de enfriamiento de la cámara de combustible homogeneizada

Los valores del gradiente de enfriamiento brindan una referencia acerca del comportamiento del sistema en el período al que se ha restringido el análisis matemático. Sin embargo, la culminación del intercambio energético no puede predecirse numéricamente debido a la naturaleza de la generación de energía dentro de la cámara. Dado que la emisión de calor de desintegración nuclear es

continua y asintótica con el tiempo (la función matemática para q_D tiene carácter logarítmico), el equilibrio térmico no se alcanzará dentro de un período de tiempo comparable con el período de análisis y el gradiente de temperatura de enfriamiento corresponderá a una función también logarítmica.

La Figura 3.63 muestra el valor absoluto gradiente de enfriamiento y la regresión logarítmica que con él se asocia.

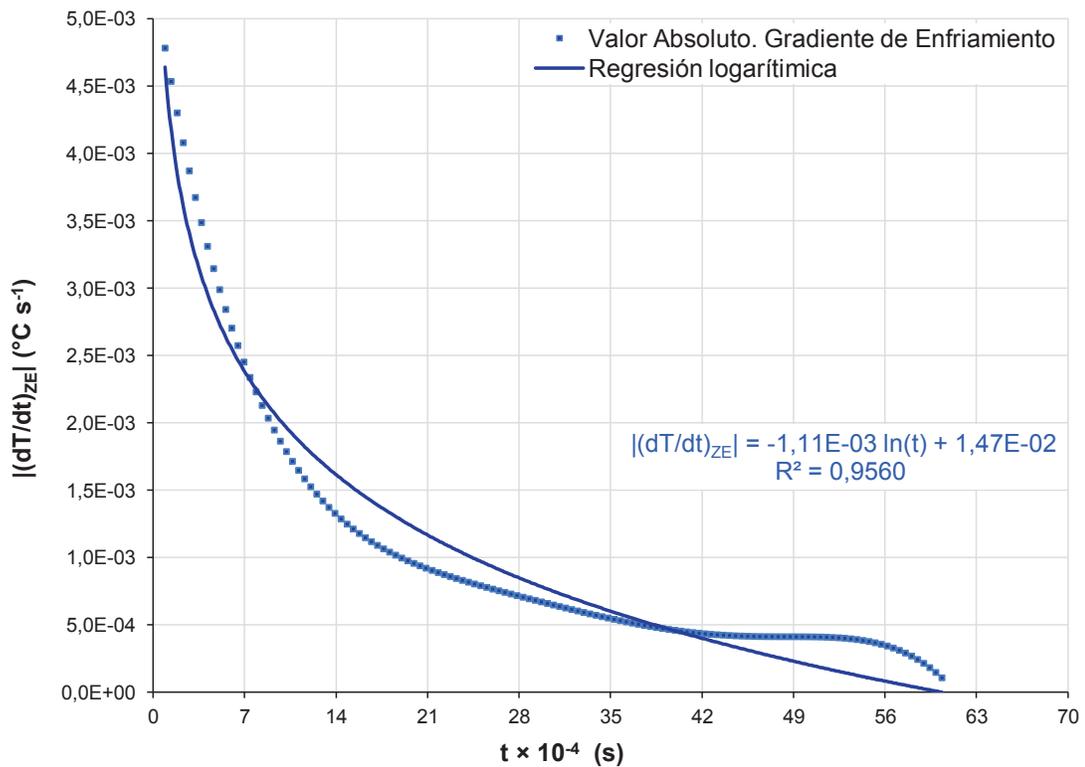


Figura 3.63. Valor absoluto del gradiente de enfriamiento y correlación logarítmica definida sobre ZE

Como se observa en la Figura 3.63, el coeficiente de correlación (0,9560) es menor al que se tuvo para la función continua de temperatura (0,9993) y para aquella que corresponde al calor de desintegración nuclear (0,9898), pese a lo cual, el hecho de que la función logarítmica sea asintótica para cero y no pueda definir valores negativos permite una mejor descripción del fenómeno de enfriamiento que lo que haría una función polinómica. Los valores siempre positivos que se generan de la tendencia logarítmica para el gradiente de

enfriamiento significan que la transmisión de calor se ve continuamente promovida, tanto por el gradiente inicial de temperatura entre el combustible de la cámara y el agua de enfriamiento como por la emisión de q_D , lo cual permite una descripción adecuada del fenómeno realista de generación y remoción de calor.

La Figura 3.64 presenta la relación entre las tasas de transmisión de energía involucradas en el periodo de enfriamiento. Puede notarse que la tasa de acumulación de energía (eje secundario) se mantiene en un rango 50 veces menor al del rango de las tasas de transferencia y generación de calor (si se considera su valor absoluto). Sin embargo, la cercanía entre los valores de las dos últimas tasas dificulta su visualización. Con el objetivo de hacer evidente la relación entre q_D y q_T se ha amplificado una sección de enfriamiento de 3 h y 11 min después del apagado del reactor. La Figura 3.65 muestra el periodo correspondiente.

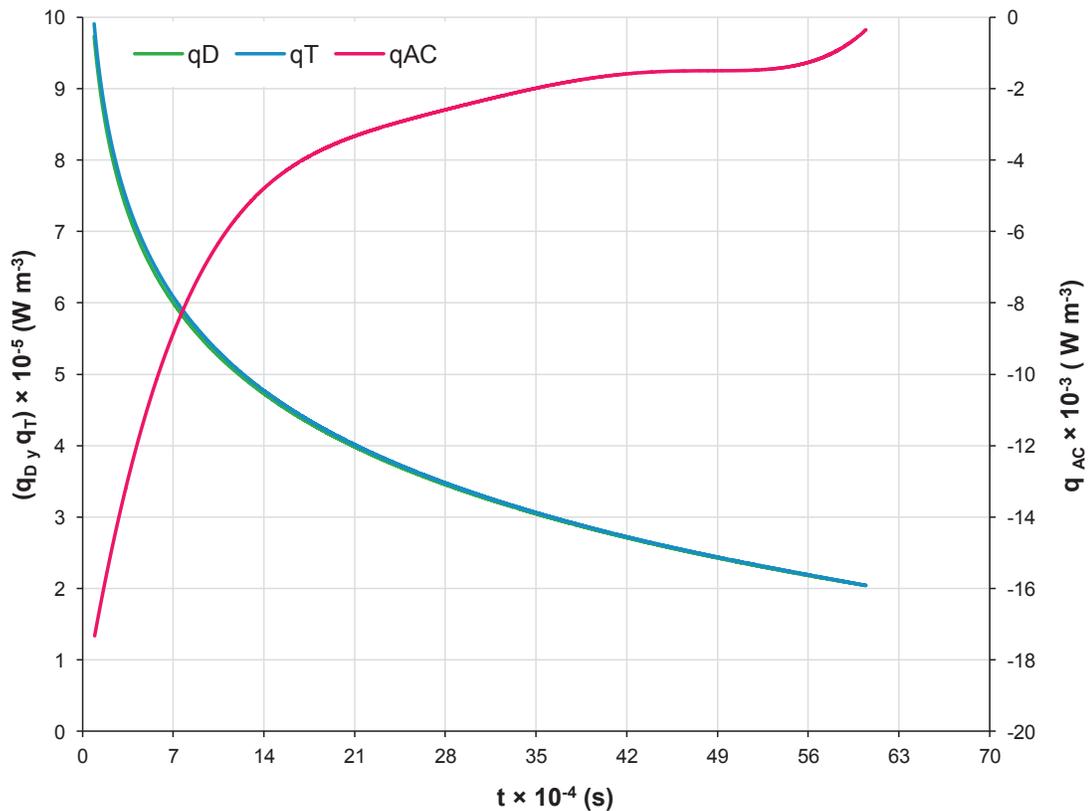


Figura 3.64. Relación entre las tasas de acumulación, transmisión y generación de calor durante el periodo de enfriamiento

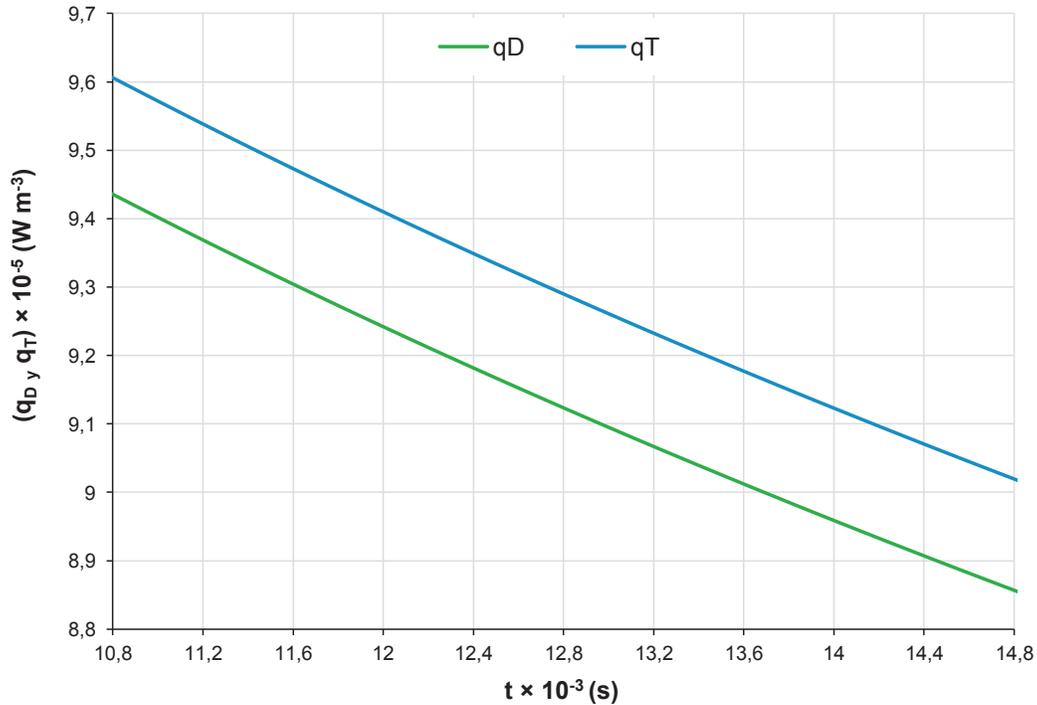


Figura 3.65. Tasas de transmisión y generación de calor en una sección amplificada de 3 h y 11 min después del apagado

Gracias a la Figura 3.65 puede apreciarse que efectivamente, la tasa de transferencia es mayor a la tasa de generación de calor. Por consiguiente, la acumulación de energía es negativa y el sistema se enfría.

La diferencia porcentual ($|D|_i$) entre la tasa de energía que se disipa y la que se produce (expresada en esta sección como valor absoluto) caracteriza la velocidad del intercambio energético de manera cualitativa, tal como se observa en la Figura 3.66. Así pues, durante el calentamiento, la máxima diferencia porcentual tiene un valor de 57,9 %, mientras que durante el enfriamiento se tiene un máximo de 1,8 %. De hecho, $|D|_{ZC}$ es mayor que $|D|_{ZE}$ durante todo el intercambio. El fenómeno anterior se ve reflejado en la velocidad con la que la transferencia de calor se lleva a cabo en cada zona. Si bien existe un aumento y una reducción absolutos de 200,5 % y 230,0 % de temperatura, el periodo de calentamiento es 65 veces mayor que el periodo de enfriamiento, lo cual verifica el hecho que la velocidad con la que el calor se acumula en S_{III} es mayor que aquella con la que se disipa.

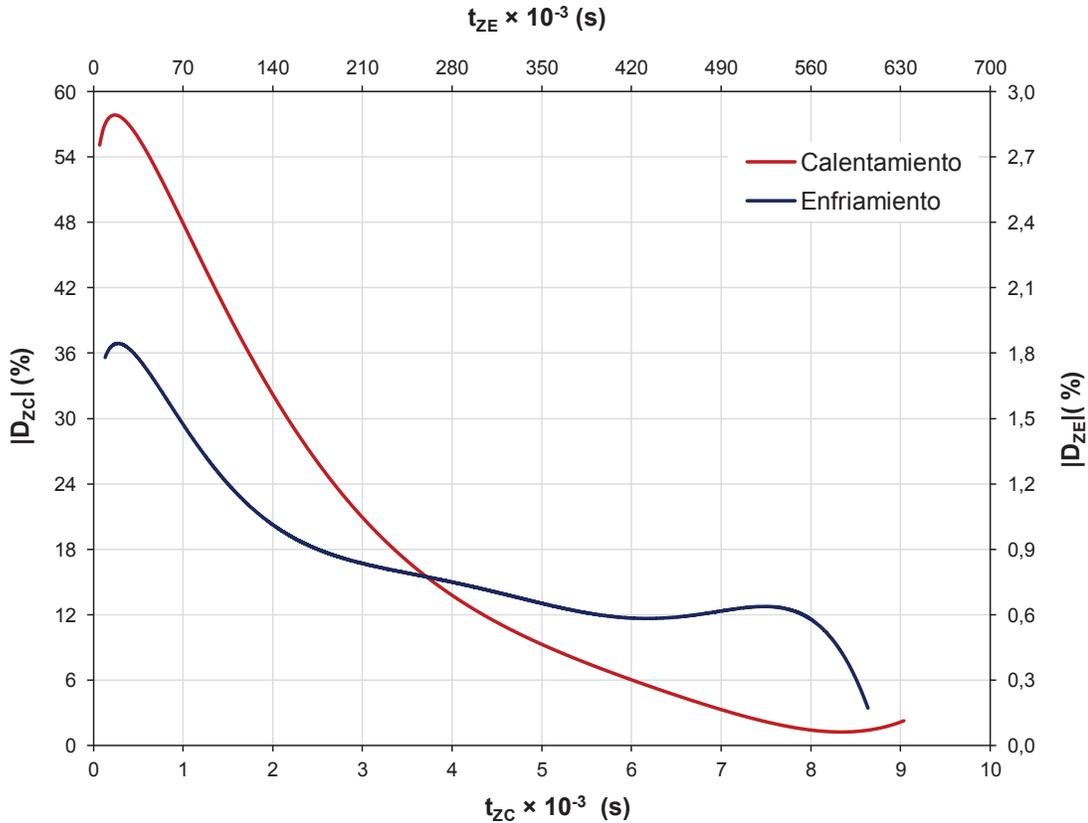


Figura 3.66. Diferencia porcentual absoluta entre las tasas q_D y q_T para ZC y ZE

3.5.7 CÁLCULO DE LA CANTIDAD NETA DE CALOR INTERCAMBIADO DURANTE EL ENFRIAMIENTO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

La cantidad neta de calor intercambiada entre la superficie de la cámara de combustible y el agua de enfriamiento se calculó para un período extendido hasta 12 h y 55 min después del apagado del reactor (46 476 s). Tal valor se estableció como el límite de la etapa en la que se mantiene un diferencial absoluto de temperatura mayor a $5 \times 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C s}^{-1}$ durante 5 intervalos consecutivos de tiempo.

Puesto que la emanación de calor de desintegración es continua y el gradiente de temperatura es asintótico con el tiempo, la sección de análisis relevante para el estudio del enfriamiento pasivo es aquella en la que se tiene la menor estabilidad en el intercambio. Dicha inestabilidad se relaciona con la variabilidad en el

gradiente de temperatura. En la Figura 3.67 se presenta un esquema del criterio de decisión que se empleó para restringir la sección de análisis para la transferencia neta de energía.

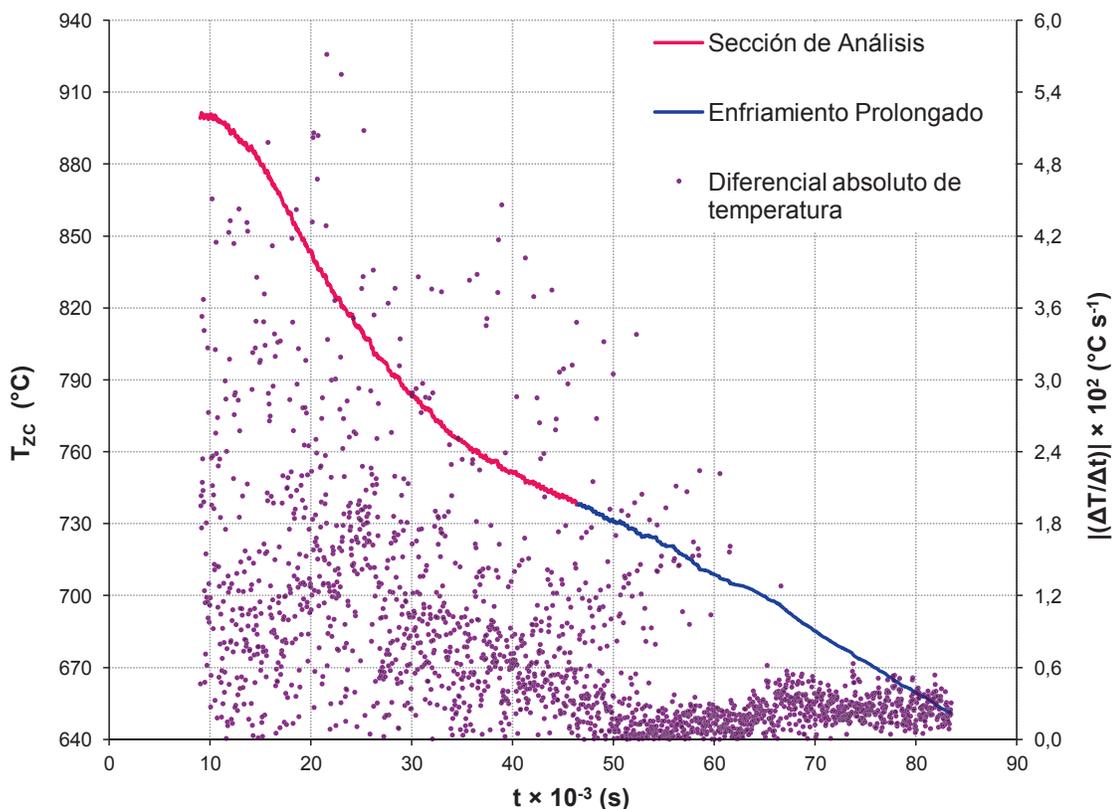


Figura 3.67. Temperatura y diferencial absoluto de temperatura durante el enfriamiento de la cámara. Criterio de restricción del período de análisis de transferencia neta

Las secciones de análisis y enfriamiento prolongado, señaladas respectivamente con rojo y azul en la Figura 3.67 se dividen a las 12 h y 55 min después del inicio del intercambio energético con el agua. En la curva de temperatura, el mencionado tiempo representa un punto de inflexión, mientras que para el diferencial absoluto de temperatura se observa el inicio de la agrupación de valores, misma que indica la estabilización de la transferencia.

Durante la operación normal del reactor, el combustible nuclear será capaz de producir $1,28 \times 10^6$ W de energía térmica de manera constante. Dado que en el escenario de apagado se interrumpe el equilibrio termodinámico entre el agua y

los guijarros, la cantidad de calor, antes entregada al refrigerante, se almacenará en el material previo a su ingreso a la cámara de almacenamiento. El valor mencionado se ha incluido, por tanto, en el cálculo de la energía neta intercambiada.

En la Tabla 3.23 se presentan los valores correspondientes a las zonas de calentamiento (ZC) y enfriamiento (ZE) durante la remoción pasiva del calor de desintegración nuclear en el FBNR.

Tabla 3.23. Calor neto transferido y generado debido a la desintegración nuclear y tasa global de transferencia de calor para el enfriamiento pasivo del reactor FBNR

Zona	$Q_D \times 10^{-10}$ (J m ⁻³)	$Q_T \times 10^{-10}$ (J m ⁻³)	$q_T \times 10^{-6}$ (W m ⁻³)
Zona de calentamiento (ZC)	3,787	3,525	3,870
Zona de enfriamiento (ZE)	2,948	3,020	0,807

3.5.8 CÁLCULO DE LOS FACTORES DE CORRELACIÓN ENTRE LOS VALORES DETERMINADOS EXPERIMENTALMENTE Y LOS CORRESPONDIENTES AL ANÁLISIS TEÓRICO DEL FBNR

En la Figura 3.68 se aprecia la relación entre los coeficientes de transferencia de calor por conducción (k_i) vinculados a la cámara de combustible del reactor nuclear y al emisor del entorno experimental después de haber sido homogeneizados. Se aprecia que ambos parámetros tienden a incrementar con la temperatura. En los valores de $k_{\text{Experimental}}$ se aprecia el cambio en la monotonía que está ligado a la conducción de fonones. Puesto que la sección antes de los 602,3 °C (inicio de variación en la monotonía) coincide con la forma de la función para k_{FBNR} y dado que los valores en los ensayos experimentales no sobrepasaron los 600 °C, el factor de correlación F_T se calculó como la relación entre los promedios integrales de los coeficientes de conductividad hasta los 602,3 °C. El valor hallado para F_T fue de 0,8104. La diferencia porcentual absoluta entre los coeficientes mencionados es de 19,0 %.

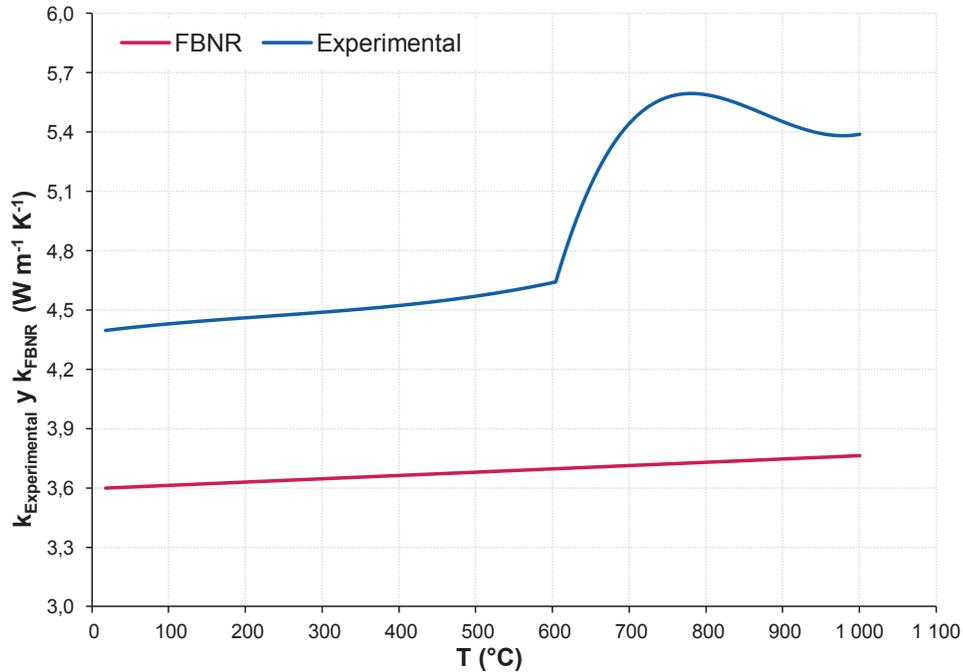


Figura 3.68. Variación de los coeficientes efectivos de transferencia de calor para el entorno experimental ($k_{\text{Experimental}}$) y para la cámara de combustible (k_{FBNR}) con la temperatura

El factor F_Q , para el intercambio de energía se empleó para la corrección de las tasas de transferencia entre las zonas ZC y ZE del proceso. En la Tabla 3.24 se muestra la correspondencia entre los factores y los parámetros de transferencia de calor que se han corregido gracias a los mismos.

Tabla 3.24. Factores de correlación y valores corregidos para las propiedades de intercambio térmico del enfriamiento pasivo de la cámara de combustible del reactor FBNR

Zona	$F_Q = F_R$	Tipo	$Q_T \times 10^{-10}$ (J m ⁻³)	$q_T \times 10^{-6}$ (W m ⁻³)
Zona de calentamiento (ZC)	1,0003	Simulación	3,525	3,870
		Corregido	3,524	3,869
Zona de enfriamiento (ZE)	0,9952	Simulación	3,020	0,807
		Corregido	3,035	0,811
		Enfriamiento pasivo total	6,559	1,410

La Figura 3.69 muestra la contribución de las zonas ZC y ZE en la remoción del calor de desintegración nuclear

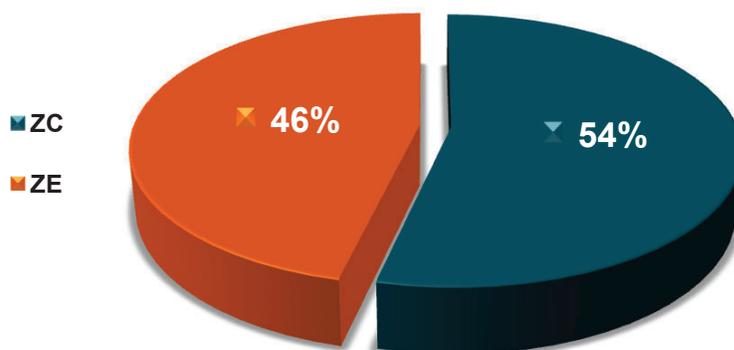


Figura 3.69. Contribución porcentual de las zonas ZC y ZE del proceso de enfriamiento pasivo a la remoción de calor de desintegración nuclear

Durante la zona de enfriamiento (ZE) se remueve un 54 % del total de calor de decaimiento nuclear en el proceso, pese a tener una velocidad menor de transferencia, puesto que, la transmisión superficial de energía desde el sólido consigue una disminución en la temperatura de la misma y el sistema progresa hacia el equilibrio dinámico de intercambio.

En la Figura 3.70 se comparan los valores de disipación porcentual entre las diferentes zonas de intercambio en el enfriamiento de la cámara de combustible con los resultados experimentales correspondientes.

Respectivamente, los valores de disipación porcentual para ZC y ZE difieren en un 7,0 y 4,4 % de los valores hallados de los ensayos experimentales (ensayos 3 y 4). El total de la transferencia, sin embargo, para el total de la transferencia la diferencia se reduce a un 2,2 %, mismo que se ha tomado como el factor de correlación de transferencia entre la cámara y el entorno experimental. Las discrepancias se justifican tanto por la desviación de las propiedades termofísicas de la cámara de las experimentales como por las condiciones de análisis. Pese a ello, la correspondencia entre los valores de simulación y los experimentales en cuanto al análisis energético de los procesos es mayor al 90 %, lo cual señala la efectividad de la simulación y el análisis de las condiciones de intercambio.

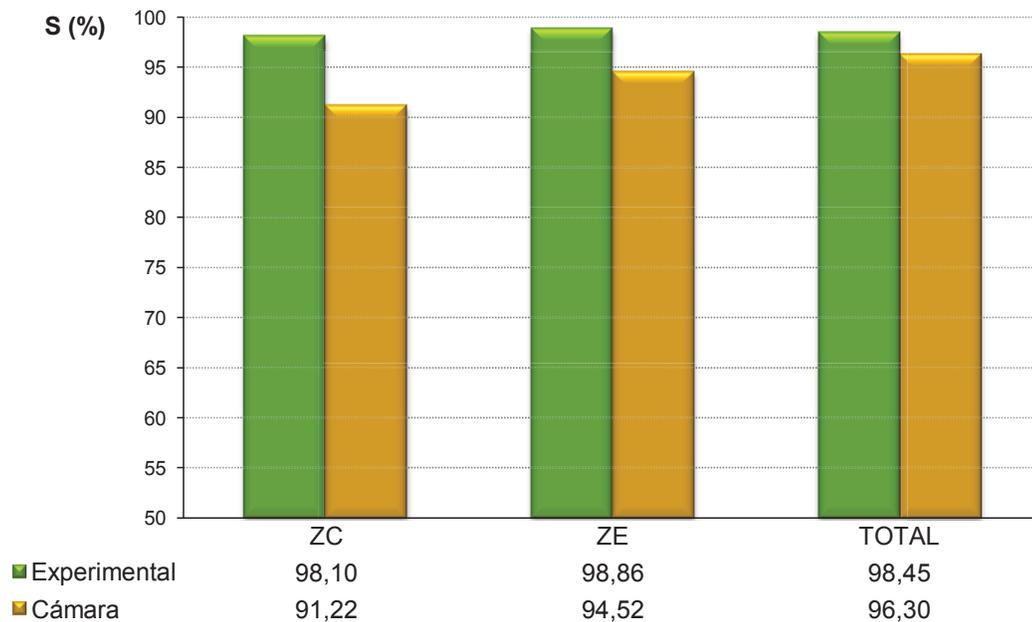


Figura 3.70. Comparación de la disipación porcentual de energía alcanzada en la experimentación y durante el análisis teórico de la cámara de combustible del FBNR

Además, es importante señalar que a lo largo de todo el análisis la transferencia obtenida para el entorno del reactor FBNR es menor que la que se consigue en los ensayos prácticos, por lo que los resultados de temperatura hallados sugieren se ajustan a condiciones poco favorables de intercambio energético en comparación con las que se arrojan de la experimentación y conceden una solidez beneficiosa al análisis teórico. De acuerdo a los hallazgos conseguidos, se esperaría que el proceso de remoción pasiva de calor fuese más eficiente en cuanto a la disipación conseguida bajo condiciones reales de operación.

3.5.9 CÁLCULO DE LA MASA DE AGUA QUE SE REQUIERE EVAPORAR PARA DISIPAR EL CALOR GENERADO EN EL ENTORNO EXPERIMENTAL

Durante la primera etapa de análisis, correspondiente a las 12 h y 55 min posteriores al apagado del combustible, se empleó la tasa total de transferencia de calor hallada para el análisis. Se asumió una evaporación constante del líquido

y se despreció los efectos de la radiación térmica a través de la capa de vapor de agua que se formó. La Tabla 3.25 muestra los valores relevantes hallados para la primera etapa de intercambio.

Tabla 3.25. Resultados para la evaporación teórica de agua en la cámara del reactor FBNR. Primera etapa de análisis del enfriamiento pasivo

Primera etapa de ebullición			
Propiedad	Símbolo	Valor	Unidades
Tasa global de disipación de calor	q_T	$1,410 \times 10^{-6}$	$W m^{-3}$
Tasa de evaporación de agua	\dot{m}_{ev}	3,787	$kg s^{-1}$
Reducción de nivel del líquido	H_L	1,518	m

Para la segunda etapa de análisis se consideró la función logarítmica de la tasa de disipación transitoria de energía y se halló el promedio integral de los valores involucrado. La Figura 3.71 muestra las tasas de intercambio halladas

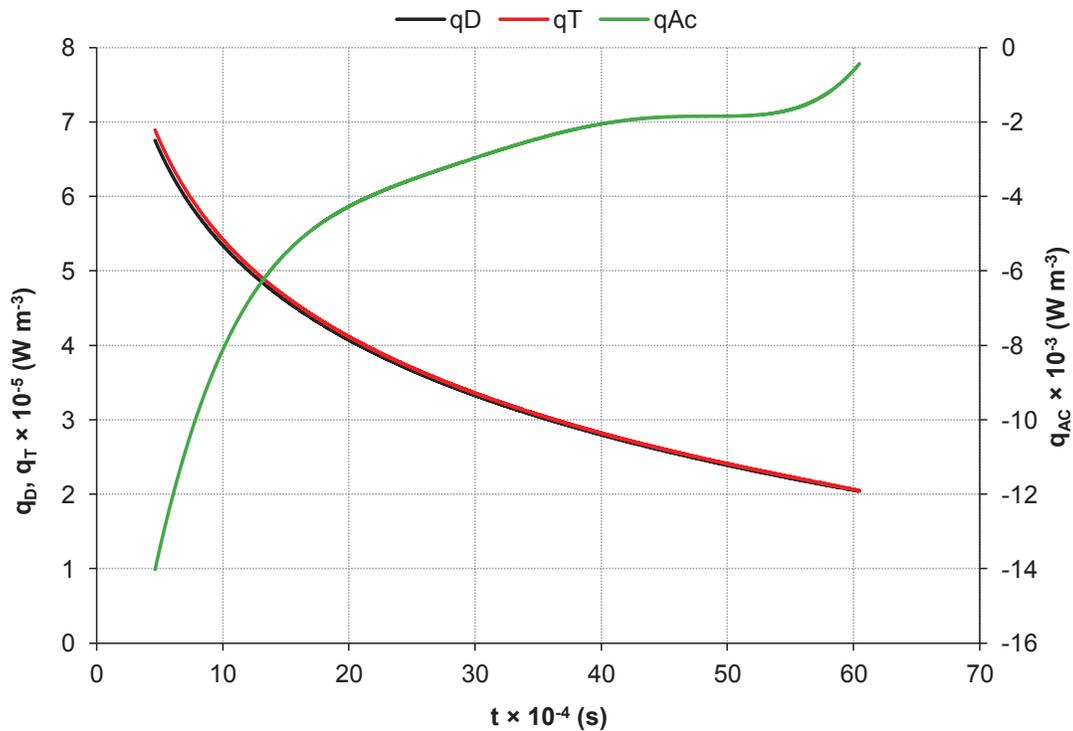


Figura 3.71. Tasas de acumulación, disipación y emisión de calor de decaimiento nuclear dadas desde las 12 h y 55 min hasta 1 semana después del apagado del reactor. Segundo periodo de ebullición

En la Figura 3.71 se muestra la progresión que toman los valores de las tasas de calor de acumulación, decaimiento nuclear y transferencia desde el final de la primera etapa de ebullición hasta una semana después del inicio del enfriamiento pasivo. En la expresión [3.44] se presenta la ecuación que describe el comportamiento de la tasa de disipación de calor, a la cual corresponde un factor de correlación de 0,9999.

$$q_T = -1,880 \cdot 10^5 \ln(t) + 2,707 \cdot 10^6 \quad [3.44]$$

El análisis de la segunda etapa de ebullición se proyectó para un mes después del apagado del reactor con el afán de examinar el desempeño del sistema de seguridad pasiva del FBNR en calidad de un sumidero extremo de calor (UHS) para el enfriamiento de las instalaciones a largo plazo. Se determinó la cantidad de agua que se evapora y la reducción del nivel de la misma dentro de la piscina para verificar si la cámara de combustible quedaba total o parcialmente descubierta después de un mes de remoción de calor sin asistencia mecánica.

Se consideró que el agua de la piscina se encontraba en estado saturado y que la salida del vapor generado respondía a una tasa constante de transferencia de calor hacia el fluido. Los resultados de los cálculos correspondientes a la segunda etapa de análisis se muestran en la Tabla 3.26.

Tabla 3.26. Resultados para la evaporación teórica de agua en la cámara del reactor FBNR. Segunda de análisis del enfriamiento pasivo. Enfriamiento prolongado

Segunda etapa de ebullición			
Propiedad	Símbolo	Valor	Unidades
Promedio integral de la tasa de disipación de calor	\tilde{q}_T	$1,083 \times 10^5$	$W m^{-3}$
Tasa de evaporación de agua	\dot{m}_{ev}	$2,908 \times 10^{-1}$	$kg s^{-1}$
Tasa de reducción de nivel del líquido	\dot{H}_L	$2,508 \times 10^{-6}$	$m s^{-1}$
Tiempo de evaporación total	t_{ev}	28,760	días

En la etapa de enfriamiento prolongado se tomó en cuenta la reducción de nivel que la sección anterior habría generado sobre el entorno (1,518 m) y como se puede observar en la Tabla 3.26 se demostró una reducción de 7,75 en la altura del agua de la piscina, necesaria para eliminar por completo el contacto de la cámara del reactor con el fluido, demora 28 días y 18 horas en ocurrir. En total, son necesarios 29 días y 7 horas para que la cámara deje de estar rodeada por agua, período en el que se consigue una evaporación de $8,986 \times 10^5$ kg de líquido.

La tasa total de agua evaporada durante el enfriamiento prolongado de la cámara es de $3,550 \times 10^{-1}$ kg s⁻¹ en comparación con aquella que se ha establecido para el entorno experimental ($3,314 \times 10^{-3}$ kg s⁻¹) es 113,274 veces superior. Dicho valor se ha establecido como el factor de correlación entre las masas de agua respectivas y se justifica tanto por la superficie de convección extendida en la cámara de combustible, debida a su geometría, como a la cantidad inicial de producción máxima de energía térmica ($2,18 \times 10^6$ W), que es 363 veces la potencia máxima de la resistencia eléctrica de inmersión (6 000 W).

Para fines de verificación se comparan los resultados del análisis con aquellos que se reportan para instalaciones NuScale. Para aquellas, se ha indicado que transcurriría un periodo de 30 días antes de que el contenedor de uno de sus módulos de generación de energía quede descubierto, valor que difiere en menos de un día de los resultados obtenidos. Dado que se incluye la etapa de enfriamiento en seco como un escenario viable para la remoción de calor de decaimiento, puede afirmarse que la piscina de agua tiene una operatividad semejante a la que se ha establecido para las plantas NuScale. Las coincidencias son favorables puesto que dichas plantas han sido certificadas por el gobierno de Estados Unidos e iniciarán su construcción durante el primer trimestre del año 2016, lo cual respalda la concepción del reactor nuclear de lecho fijo.

Por otro lado, ha de considerarse que la profundidad de la piscina de las instalaciones que se analizan tiene una profundidad de 19,8 m, por lo que la altura de agua sobre cada módulo es mayor que la del análisis actual (existe una

distancia de 12,28 m desde el inicio del líquido hasta el tope del contenedor individual). De lo anterior puede concluirse que el diseño actual del arreglo del FBNR puede mejorarse si se localiza la cámara cerca a la base de la piscina de convección y no en el centro, como se había dispuesto inicialmente.

El sistema de enfriamiento pasivo del reactor FBNR puede ser considerado un sumidero UHS puesto que mantiene la temperatura de la cámara bajo los 2 200 °F (1 204,4 °C) de seguridad, sin hacer uso de energía eléctrica ni fuerzas mecánicas, por un plazo cercano a 30 días después de un accidente de pérdida total de circulación de fluido.

4 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

4.1 CONCLUSIONES

1. El arreglo dispuesto para el sistema de enfriamiento pasivo de la cámara de combustible del reactor nuclear de lecho fijo (FBNR) sí es capaz de remover el calor de decaimiento nuclear dentro de los parámetros de seguridad establecidos para instalaciones nucleares. La máxima temperatura que alcanzó la cámara fue 901,5 °C, valor que es inferior al límite de 1 204,4 °C fijado por la NCR (Comisión Regulatoria de Energía Nuclear de Estados Unidos) para calificar como exitoso un sistema de control de accidentes.
2. Se construyó un entorno experimental para el estudio de la remoción pasiva de calor mediante una resistencia eléctrica de inmersión de propiedades dieléctricas acoplada a un estanque de contención de fluido. La circulación continua de electricidad a través de los elementos resistivos emuló la emisión de calor de decaimiento nuclear y permitió la determinación de las tasas de disipación energética recogidas durante el enfriamiento del entorno con agua en reposo.
3. La tasa de transferencia de calor total que se alcanzó en el entorno de experimentación a una potencia máxima permisible de 6 000 W fue de $1,035 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$
4. Los valores que se hallaron para las tasas de disipación de calor máxima y mínima, inherentes al enfriamiento pasivo del arreglo experimental a través de la convección natural de energía fueron, respectivamente, $1,261 \times 10^7 \text{ W m}^{-3}$ y $2,639 \times 10^6 \text{ W m}^{-3}$.
5. La masa de agua que se requiere evaporar para disipar el calor máximo generado durante los ensayos prácticos fue 115,76 kg durante un periodo de 10 h

y 16 min. La evaporación de fluido que se reporta corresponde a un régimen de ebullición nucleada.

6. Los factores de corrección que se hallaron para obtener equivalencias entre las tasas de transferencia de calor experimentales y analíticas fueron, para el caso del calentamiento en presencia de aire, de 0,9948; para el calentamiento en presencia de agua, de 1,0003 y para el enfriamiento pasivo, de 0,9952.

7. El factor de corrección entre las tasas de transferencia de calor halladas experimentalmente y las que se obtuvieron del análisis de la cámara de combustible del reactor FBNR correspondió a 2,2 %.

8. La masa de agua que se requiere evaporar para conseguir el enfriamiento pasivo de la cámara de combustible fue de $8,986 \times 10^5$ kg durante un periodo de 29 días y 7 horas.

9. La masa de agua evaporada durante el enfriamiento del entorno práctico se correlaciona con aquella hallada por el análisis teórico del sistema de enfriamiento del FBNR con un factor de 1,244.

10. El factor de correlación entre el coeficiente de transferencia de calor hallado para la cámara de combustible homogeneizada y el que se determinó para el emisor del entorno experimental fue de 0,8104. La diferencia porcentual absoluta entre tales valores es 19,0 %.

11. La piscina de enfriamiento pasivo del reactor FBNR puede catalogarse como un sumidero de calor extremo puesto que provee de suficiente fluido para remover el calor de decaimiento nuclear sin el empleo de sistemas activos de contención por un periodo de 30 días.

4.2 RECOMENDACIONES

1. Acoplar un regulador de voltaje al control de tensión para eliminar variaciones parasíticas de voltaje en el circuito de control de potencia.
2. Aislar las paredes del estanque para disminuir la disipación de calor hacia el entorno.
3. Validar los resultados de simulación obtenidos con el programa SolidWorks con otros paquetes informáticos como Comsol Multiphysics o Ansys Fluent, una vez que se hayan establecido las dimensiones definitivas de los componentes del reactor.
4. Incluir otros materiales compuestos cerámicos para el recubrimiento de los guijarros de combustible dentro del proceso de homogeneización. Se sugieren compuestos de zirconio en polvo.
5. Disminuir el coeficiente de transferencia de calor por conducción del emisor experimental mediante el incremento porcentual de óxido de zinc en el entorno. El material particulado puede incluirse en un cilindro sellado que recubra a la resistencia térmica de inmersión.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Akin, J. (2010). *Finite element analysis concepts via solidworks*. (1era. ed). Houston, Estados Unidos: World Scientific.
2. Allen, T., Bulet, H., Nanstad, R., Samaras, M. y Ukai, S. (2009). Advanced structural materials and cladding. *Materials Research Society Bulletin*, 34(1), 20-27. doi: 10.1557/mrs2009.8
3. Amirthan, G., Udaya, A. y Balasubramanian, A. (2011). Thermal conductivity studies on si/sic ceramic composites. *Ceramics International*, 37(1), 423-426. doi: 10.1016/j.ceramint.2010.09.003
4. Auracher, H. (2003). *Some remarks on the nukiya curve*. En Japan Society of Mechanical Engineers. Thermal Engineering Division, Japón. Recuperado de <http://www.jsme.or.jp/ted/NewsLetter42/Araucher.pdf> (Marzo, 2014)
5. Azonetwork. (2012). *Nickel chrome alloys*. En Azonetwork, Recuperado de http://www.nickel-alloys.net/nickel_chrome_alloys.html (Febrero, 2014)
6. Barker, D. y Wilsonw, I. (2005). Measurement of the thermophysical properties of a thermoplastic ceramic paste across its solidification range using power-compensated differential scanning calorimeter. *Journal of American Ceramic Society*, 88(11), 3116–3124. doi: 10.1111/j.1551-2916.2005.00568.x
7. Brand, M. (2011). *Grundlagen fem mit solidworks 2010*. (1era. ed.). Heidelberg, Alemania: Vieweg+Teubner.
8. Bruls, R. (2000). *The thermal conductivity of magnesium silicon nitride, mgsin₂, ceramics and related materials* (Disertación doctoral). Recuperada de la base de datos Technische Universitat Eindhoven. (10.6100/IR535906)

9. Crowe, C. (2005). *Multiphase flow handbook*. (2da ed.). Nueva York, Estados Unidos: Taylor & Francis.
10. Chiew, Y. C. y Glandt, E. D. (1987). Effective conductivity of dispersions: The effect of resistance at the particle surfaces. *Chemical Engineering Science*, 42(11), 2677-2685. doi: 10.1016/0009-2509(87)87018-5
11. Christensen, R. (2005). *Mechanics of composite materials*. (2da. ed.). Nueva York, Estados Unidos: Dover Publications.
12. Donachie, M. J. y Donachie, S. (2002). *Superalloys. A technical guide*. (2da. ed.). Washington, Estados Unidos: ASM International.
13. Eckar, K. y Matthias, B. (2010). Experimental investigations on decay heat removal in advanced nuclear reactors using single heater rod test facility. *Nuclear Engineering and Design*, 34(8), 1 476-1 474. doi: 10.1016/j.nuceng des.2010.05.050
14. Erdönmez, C. y Erdem, I. (2009). Modeling techniques of nested helical structure based geometry for numerical analysis. *Journal of Mechanical Engineering*, 4(57), 283-292. doi: 10.5545/sv-jme.2009.006
15. Espinosa, G., Castillo, V., Herranz, L. y Vázquez, R. (2013). Analysis of the interfacial heat transfer process in a pebble fuel. *Progress in Nuclear Energy*, 65(1), 15-31. doi: 10.1016/S0017-9310(00)00217-9
16. Folsom, C. (2012). *Effective thermal conductivity of tri-isotropic (triso) fuel compacts*. En Utah State University All Graduate Theses and Dissertations. Recuperado de <http://digitalcommons.usu.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=2453&context=etd> (Septiembre, 2013)
17. Fontecchio, M., Maniruzzaman, M. y Sisson, R. (2002). *Quench factor analysis and heat transfer coefficient calculations for 6061 aluminum alloy probes quenched in distilled water*. En Center for Heat Treating Excellence.

Recuperado de <http://www.wpi.edu/Pubs/ETD/Available/etd-0429102-53911/unrestricted/5DWPaper2.pdf> (Octubre, 2014)

18. Galvaneto, U. y Ferri, M. H. (2009). *Multiscale modeling in solid mechanics : Computational approaches*. (3era. ed.). Londres, Inglaterra: Imperial College Press.
19. Garland, W. (1999). *Decay heat estimates for mnr*. En McMaster University, Hamilton, Estados Unidos. Recuperado de <http://www.nuceng.ca/papers/decayhe1b.pdf> (Julio, 2013)
20. Germain, P., Maugin, G. A. y Drouot, R. (2000). *Continuum thermomechanics. The art and science of modelling material behaviour: A volume dedicated to paul germain on the occasion of his 80th birthday*. (1era. ed.). Hingham, Estados Unidos: Kluwer Academic Publishers.
21. Gillespie, D. (1992). A rigorous derivation of the chemical master equation. *Physica A: Statistical Mechanics and its Applications*, 188(1-3), 404-425. doi: 10.1016/0378-4371(92)90283-V
22. Gray, A., Abbena, E. y Salamon, S. (2006). *Modern differential geometry of curves and surfaces with mathematica*. (3era. ed.). Boca Ratón, Estados Unidos: Taylor & Francis Group.
23. Gray, W., Leijnse, A., Kolar, R. y Blain, C. (2000). *Mathematical tools for changing spatial scales in the analysis of physical systems*. Boca Ratón, Estados Unidos: 2da. ed.
24. Hoffert, M., Caldeira, K., Benford, G., Criswel, D. y Green, C. (2002). Advanced technology paths to global climate stability. Energy for a greenhouse planet. *Science*, 298(5 595), 981-987. doi: 10.1126/science.1072357

25. Hohl, T., et al. (2001). Model-based experimental analysis of pool boiling heat transfer with controlled wall temperature transients. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44(12), 2 225-2 238. doi: 10.1016/S0017-9310(00)00272-6
26. Hore-Lacy, I. (2006). *Nuclear energy in the 21st century*. (8va. ed.). Massachussets, Estados Unidos: Elsevier Inc.
27. Howes, F. y Whitaker, S. (1985). The spatial average revisited. *Chemical Engineering Science*, 40(8), 1387-1392. doi:10.1016/0009-2509(85)80078-6
28. IAEA. (2004). *Innovative small and medium sized reactors: Design features, safety approaches and r&d trends*. En International Atomic Agency, Austria, Viena. Recuperado de <http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore~/Public/36/073/36073935.pdf> (Marzo, 2014)
29. IAEA. (2009a). *Deterministic safety analysis for nuclear power plants: Safety guide*. En International Atomic Energy Agency, Austria, Viena. Recuperado de http://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/Pub1428_web.pdf (Diciembre, 2013)
30. IAEA. (2009b). *Passive safety systems and natural circulation in water cooled nuclear power plants*. En International Atomic Energy Agency, Austria, Viena. Recuperado de http://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/te_1624_web.pdf (Enero, 2014)
31. IAEA. (2010). *Nuclear energy development in the 21st century: Global scenarios and regional trends*. En International Atomic Energy Agency. (Junio, 2013)
32. Incropera, F., DeWitt, J., Bergman, T. y Lavine, A. (2007). *Introduction to heat transfer*. (5ta ed.). Washington, Estados Unidos: Incorporated John Wiley & Sons.

33. Kastenber, W. (1984). On design criteria for afterheat and decay heat removal in fusion and fusion-fission power plants. *Nuclear Engineering and Design*, 1(1), 51-60. doi: 10.1016/0167-899X(84)90021-1
34. Kaviany, M. (2001). *Principles of convective heat transfer*. (2da. ed.). Berlín, Alemania: Springer Verlag.
35. Lee, L., Norman, J. y McCormic, J. (2012). *Risk and safety analysis of nuclear systems*. (1era. ed.). Toronto, Canadá: Wiley & Sons.
36. Lienhard, J. I. y Lienhard, J. V. (2008). *A heat transfer textbook*. (3era. ed.). Cambridge, Estados Unidos: Phlogiston Press.
37. Madenci, E. y Guven, I. (2009). *The finite element method and applications in engineering using ansys®*. (2da. ed.). Springer International.
38. Matos, D. y Valerio, C. (2009). *Fluid mechanics and pipe flow. Turbulence, simulation and dynamics*. (1era. ed.). Nueva York, Estados Unidos: Inc. Nova Science Publishers.
39. Maxwell, J. (1873). *A treatise on electricity and magnetism*. (1era. ed.). Londres, Inglaterra: Mc Millan and Co.
40. Meade, R. (2003). *Foundations in electronics*. (4ta. ed.). Washington, Estados Unidos: Thomson Delmar Learning.
41. Medvedev, P., Lambregts, M. y Meyer, M. (2009). Thermal conductivity and acid dissolution behavior of mgo-zro2 ceramics for use in lwr inert matrix fuel. *Journal of Nuclear Materials*, 349(1), 167–177. doi: 10.1016/j.jnucmat.2005.10.009
42. Murray, R. (2009). *Nuclear energy: An introduccion to the concepts, systems, and applications of nuclear processes*. (6ta. ed.). Londres, Inglaterra: Pergamon Press.

43. NRC. (2007). *Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light-water nuclear power reactors*. En US Government Publishing Office, Washington, Estados Unidos. Recuperado de <http://www.gpo.gov/fdsys/pkg/CFR-2011-title10-vol1/pdf/CFR-2011-title10-vol1-sec50-46.pdf> (Mayo, 2014)
44. NRC. (2013). *Ultimate heat sink for nuclear power plants*. En Office of Nuclear Regulatory Research. Recuperado de <http://pbadupws.nrc.gov/docs/ML1304/ML13043A624.pdf> (Enero 2015)
45. Olorunyolemi, T., et al. (2002). Thermal conductivity of zinc oxide: From green to sintered state. *Journal of the American Ceramic Society*, 85(5), 1 249-1 253. doi: 10.1111/j.1151-2916.2002.tb00253.x
46. Ortensi, J., Boer, B. y Abderrafi, M. (2011). Thetris: A micro-scale temperature and gas release model for triso fuel. *Nuclear Engineering and Design*, 241(1), 5018-5032. doi: 10.1016/j.nucengdes.2011.08.072
47. Parnell, W. (2006). *Homogenization techniques for wave propagation in composite materials*. (Disertación doctoral no publicada). University of Manchester, Mánchester, Inglaterra.
48. Petridis, G. N., Dimitrios. (2012). *Nuclear materials and disaster research: Nuclear power plants*. (1era. ed.). Nueva York, Estados Unidos: Inc. Nova Science Publishers.
49. Petti, D., Martin, P. y Phélip, M. (2004). *Development of improved models and designs for coated-particle gas reactor fuels*. En Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, Idaho, Estados Unidos. Recuperado de <http://www.5vip.inl.gov/technicalpublications/Documents/3310902.pdf> (Julio, 2013)
50. Phillips, G. M. y Taylor, P. J. (1996). *Theory and applications of numerical analysis*. (1era. ed.). Oxford, Inglaterra: Academic Press.

51. Porfiri, M., Nguyen, Q. y Gupta, N. (2009). Thermal conductivity of multiphase particulate composite materials. *Journal of Materials Science*, 44(6), 1 540-1 550. doi: 10.1007/s10853-008-3040-0
52. Powell, R., Ho, C. y Liley, P. (1966). *Thermal conductivity of selected materials*. En United States Department of Commerce, Washington, Estados Unidos. Recuperado de <http://www.nist.gov/data/nsrds/NSRDS-NBS-8.pdf> (Abril, 2013)
53. Powers, J. y Wirth, B. (2010). A review of triso fuel performance models. *Journal of Nuclear Materials*, 405(1), 74-82. doi: 10.1016/j.jnucmat.2010.07.030
54. Reitsma, F. (2012). *Pebble-bed reactor core neutronics design and fuel cycle*. En Calculation Verification Analysis (CALVERA), Austria, Viena. Recuperado de <https://www.iaea.org/NuclearPower/Downloadable/Meetings/2012/2012-10-22-10-26-WS-NPTD/Day-2/8.Reitsma.pdf> (Octubre, 2013)
55. Reyes, J. (2009). *Innovative water cooled reactor concepts*. En Conference on opportunities and challenges for water cooled reactors in the 21st century, Austria, Viena. Recuperado de http://www-pub.iaea.org/mtcd/meetings/PDFplus/2009/cn164/Sessions/17KS_Reyes%20.pdf (Junio, 2015)
56. Reyes, J. (2011). Nuscale plant safety in response to extreme events. *Thermal Hydraulics*, 178(2), 156-167. Recuperado de http://www.nuscalepower.com/images/our_technology/NuScale-Safety-Nucl-Tech-May12-pre.pdf (Julio, 2015)
57. Ronchi, C., Sheindlin, M. y Musella, M. (1999). Thermal conductivity of uranium dioxide up to 2900 k from simultaneous measurement of the heat capacity and thermal diffusivity. *Journal of Applied Physics*, 85(2), 776-789. doi: 10.1063/1.369159

58. Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R. y Black, M. (2003). *Handbook of induction heating*. (1era. ed.). Michigan, Estados Unidos: Inc. Marcel Dekker.
59. Sarge, S. M., Höhne, G. W. H. y Hemminger, W. (2014). *Calorimetry : Fundamentals, instrumentation and applications*. (2da. ed.). Weinheim, Alemania: Incorporated John Wiley & Sons.
60. Sefidvash, F. (2004). Preliminary evaluation of the fixed and fluidized bed nuclear reactor concept using the iaea-inpro methodology. *Kerntechnik*, 69(3), 127-131. doi: 10.3139/124.100200
61. Sefidvash, F. (2012). Sustainability and the fixed bed nuclear reactor (fbnr). *Sustainability*, 4(8), 1683-1710. doi: 10.3390/su4081683
62. Senor, C., et al. (2007). *A new innovative spherical cermet nuclear fuel element to achieve an ultra-long core life for use in grid-appropriate lwrs*. En U.S. Department of Energy, Pacific Northwest National Laboratory. Recuperado de <http://www.pnl.gov/publications/abstracts.asp?report=228043> (Febrero 2014)
63. Shrivastava, G. (1990). *The physics of phonons*. (2da. ed.). Abingdon, Inglaterra: Tylor & Francis.
64. Stosic, Z. (2005). *On the frontier of boiling curve and beyond design of its origin*. En Nuclear Energy for Europe 2005, Eslovenia. Recuperado de http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/37/104/37104705.pdf (Marzo, 2015)
65. Torquato, S., Truskett, T. y Debenedetti, G. (2000). Is random close packing of spheres well defined? *Physical Review Letters*, 84(10), 2 064-2 067. doi: 10.1103/PhysRevLett.84.2064
66. Turner, J. (1999). A realizable renewable energy future. *Science*, 285(5 428), 687-689 doi: 10.1126/science.285.5428.687

67. Vitale, D., Naviglio, A., Giannetti, F. y Manni, F. (2012). An innovative pool with a passive heat removal system. *Energy*, 45(1), 296-303. doi: 10.1016/j.energy.2012.03.053
68. Von Meier, A. (2006). *Electronic power systems: A conceptual introduction*. (1era. ed.). New Jersey, Estados Unidos: Wiley-Interscience.
69. Wang, J. (2011). *Modern thermodynamics*. (1era. ed.). Shanghai, China: Springer y Science Press Beijing.
70. Westinghouse. (2011). *Westinghouse ap100 nuclear power plant. Coping with station blackout*. En Westinghouse Electric Company LLC, Pittsburg, Estados Unidos. Recuperado de <http://www.westinghousenuclear.com/Portals/5/Other%20PDFs/Coping%20with%20Station%20Blackout.pdf> (Junio, 2015)
71. Whitaker, S. (1987). The role of the volume-averaged temperature in the analysis of nonisothermal, multiphase transport phenomena. *Chemical engineering Communications*, 58(1-6), 171-183. doi: 10.1080/00986448708911966
72. Yankovskii, A. (2010). Modeling of heat conduction processes in layered hybrid composites of regular structure with slit-like layers. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 83(2), 264-272. doi: 1062-0125/10/8302-0281

ANEXOS

ANEXO I

**RELACIONES MATEMÁTICAS EMPLEADAS PARA EL CÁLCULO
DEL COEFICIENTE EFECTIVO DE TRANSFERENCIA DE CALOR
POR CONDUCCIÓN DE LA ESCALA S_I**

Ecuaciones válidas para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor del dióxido de uranio (k_{UO_2}) válidas para 500 y 2 900 K (Ronchi, Sheindlin y Musella, 1999, p. 786).

$$k_{UO_2} = \frac{100}{6,548 + 23,533 t_U} + \frac{6400}{t_U^{5/2}} e^{-\frac{16,35}{t_U}} \quad [A1.1]$$

$$t_U = \frac{T(K)}{1000} \quad [A1.2]$$

Correlaciones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor del carbón pirolítico poroso (k_{Bf}) y denso (k_{iPYC}), correspondientes al carbón pirolítico interno y externo de microesferas tipo Triso, cuando se desempeñan como barreras de protección contra la expulsión de productos de fisión nuclear (Powers y Wirth, 2010, p. 78).

$$k_{Bf} = 10,98222 \left(\frac{3}{2}\right) + 0,00444 \quad [A1.3]$$

$$k_{iPYC} = 10,98222 \left(\frac{4}{7}\right) + 0,00444 \quad [A1.4]$$

Ecuaciones para el cálculo el coeficiente de transferencia de calor para (k_{SiC}) obtenidas de ensayos de seguridad de partículas Triso (Petti, Martin y Phélip, 2004, p. 58).

$$k_{SiC} = k_{SiCo} [(3,91112 \cdot 10^{-2} \cdot e^{2,24732 \cdot 10^{-3} T})(1 - P_{SiC})] \quad [A1.5]$$

$$k_{SiCo} = 42,58 + \frac{-1,5564 \cdot 10^4}{T} + \frac{1,2977 \cdot 10^7}{T^2} + \frac{-1,8458 \cdot 10^9}{T^3} \quad [A1.6]$$

$$P_{SiC} \begin{cases} 0,2\% & T \in [200, 1\ 600] \text{ } ^\circ\text{C} \\ 1,0\% & T > 1\ 600 \text{ } ^\circ\text{C} \end{cases} \quad [\text{Al.7}]$$

Donde:

P_{SiC} : Porosidad del SiC de acuerdo con la temperatura del sistema

Expresiones para el cálculo del coeficiente efectivo de transferencia de calor por conducción para la escala SII de acuerdo a los trabajos de Chiew y Glandt para arreglos esféricos de esferas inmersas en una matriz continua, válidas para una fracción volumétrica de hasta 0,85 de espacio ocupado por el sólido Chiew y Glandt, 1987, p. 2 682; Maxwell, 1873, p. 365).

$$\frac{k_{SII}}{k_{GM}} = \frac{1 + 2 \cdot \beta \cdot \epsilon_{S_I} + A_{II} + B_{II}}{1 - \beta \cdot \epsilon_{S_I}} \quad [\text{Al.8}]$$

$$\beta = \frac{k_{rII} - 1}{k_{rII} + 2}; \quad k_{rII} = \frac{k_{S_I}}{k_{GM}} \quad [\text{Al.9}]$$

$$A_{II} = (2 \cdot \beta^3 - 0,1 \cdot \beta) \cdot \epsilon_{S_I}^2 \quad [\text{Al.10}]$$

$$B_{II} = \epsilon_{S_I}^3 \cdot 0,05 \cdot e^{4,5 \beta} \quad [\text{Al.11}]$$

$$k_{GM} = 47,4 [1,0 - A_{GM}] \quad [\text{Al.12}]$$

$$A_{GM} = 9,756 \cdot 10^{-4} (T - 100) \cdot e^{-6,036 \cdot 10^{-4} T}, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad [\text{Al.13}]$$

Donde:

k_{SII} : Coeficiente efectivo de transferencia de calor para SII ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)

ϵ_{S_I} : Fracción volumétrica de las esferas Triso en SII

k_{GM} : Coeficiente de transferencia de calor para la matriz continua de grafito en polvo que contiene a S_I ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)

ANEXO II

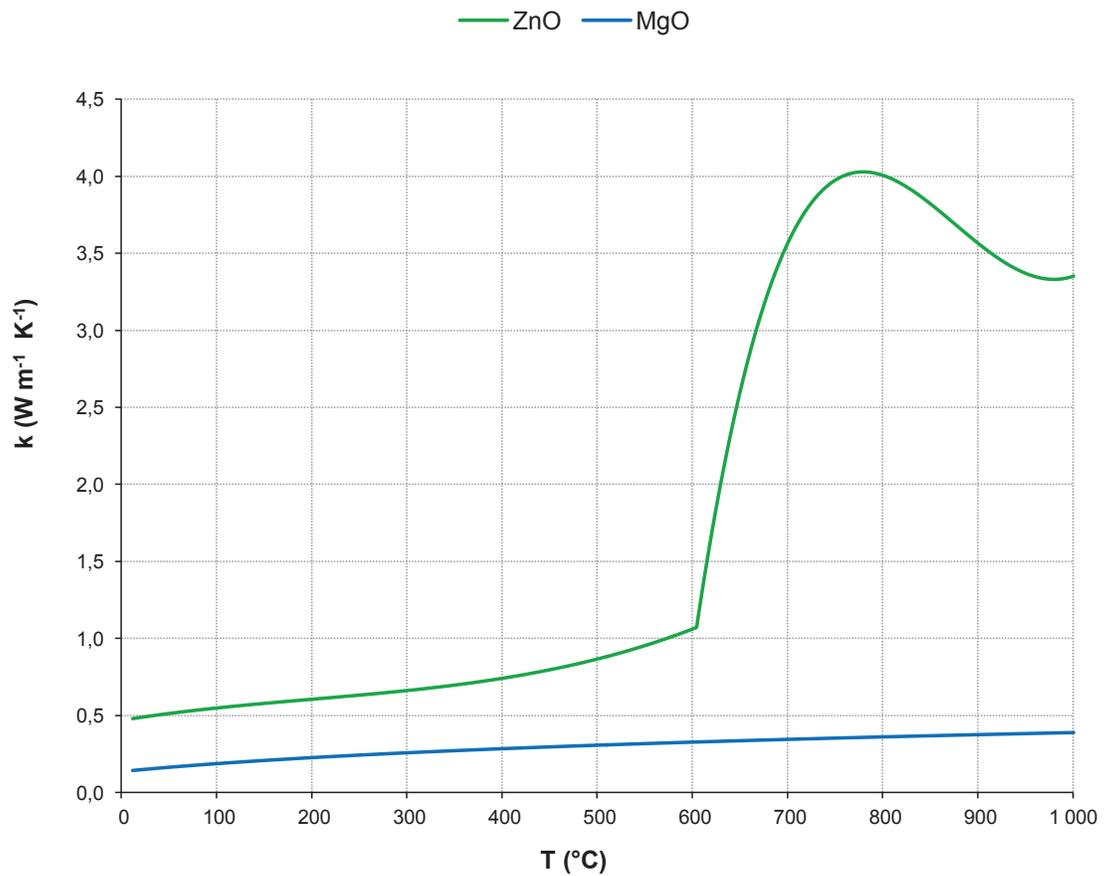
**DEPENDENCIA DE LA CONDUCTIVIDAD TÉRMICA DE LOS
ÓXIDOS DE ZINC Y MAGNESIO EN FORMA DE MATERIAL
PARTICULADO COMPACTADO**

Figura AII.1. Coeficientes de transferencia de calor por conducción para ZnO y MgO
(Powell, Ho y Liley, 1966, p. 100 y Olorunyelemi, et al., 2002, p. 1 253)

ANEXO III

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN ESTADÍSTICA LAS TEMPERATURAS HALLADAS DURANTE EL ENSAYO 1. CALENTAMIENTO EN PRESENCIA DE AIRE

Aire. Ensayo 1

Muestra 1: A1

Muestra 2: AS1

Muestra 1: 778 valores en el rango de 17,8 a 279,6

Muestra 2: 778 valores en el rango de 17,8 a 285,505

El StatAdvisor

Este procedimiento compara los datos en 2 columnas del archivo de datos actual. Realiza varias pruebas estadísticas y gráficas para comparar las muestras. La prueba-F en la tabla Anova determinará si hay diferencias significativas entre las medias. Si las hay, las Pruebas de Rangos Múltiples le dirán cuáles medias son significativamente diferentes de otras. Si le preocupa la presencia de valores atípicos, puede elegir la Prueba de Kruskal-Wallis la cual compara las medianas en lugar de las medias. Las diferentes gráficas le ayudarán a juzgar la significancia práctica de los resultados, así como le permitirán buscar posibles violaciones de los supuestos subyacentes en el análisis de varianza.

Tabla AIII.1 Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 1

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	11 028,7	1	11 028,7	1,84	0,1749
Intra grupos	9,31235E6	1 554	5 992,51		
Total (Corr.)	9,32338E6	1 555			

El StatAdvisor

La tabla Anova descompone la varianza de los datos en dos componentes: un componente entre-grupos y un componente dentro-de-grupos. La razón-F, que en este caso es igual a 1,84042, es el cociente entre el estimado entre-grupos y el estimado dentro-de-grupos. Puesto que el valor-P de la razón-F es mayor o igual que 0,05, no existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias de las 2 variables con un nivel del 95,0 % de confianza.

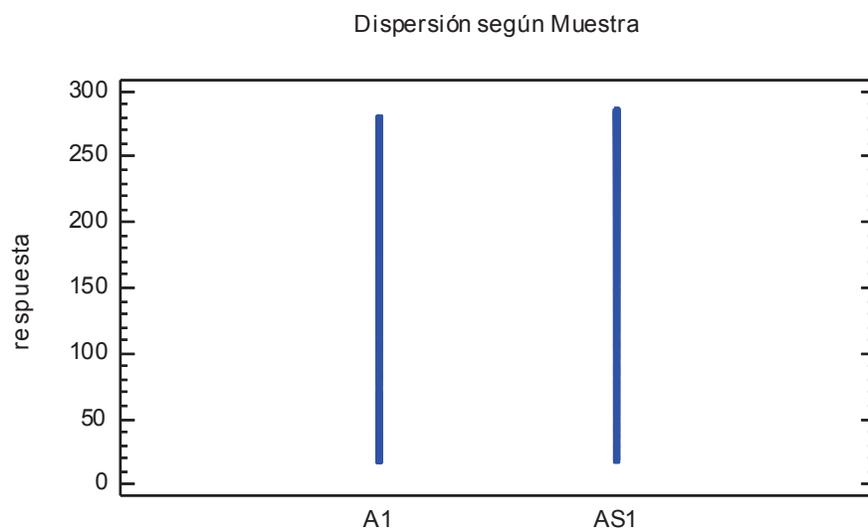


Figura AIII.1. Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 1 de calentamiento en presencia de aire

ANEXO IV

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN ESTADÍSTICA LAS TEMPERATURAS HALLADAS DURANTE EL ENSAYO 1. CALENTAMIENTO EN PRESENCIA DE AIRE

Aire. Ensayo 2

Muestra 1: A2

Muestra 2: AS2

Muestra 1: 781 valores en el rango de 17,9333 a 308,8

Muestra 2: 781 valores en el rango de 18,7365 a 312,826

El StatAdvisor

Este procedimiento compara los datos en 2 columnas del archivo de datos actual. Realiza varias pruebas estadísticas y gráficas para comparar las muestras. La prueba-F en la tabla Anova determinará si hay diferencias significativas entre las medias. Si las hay, las Pruebas de Rangos Múltiples le dirán cuáles medias son significativamente diferentes de otras. Si le preocupa la presencia de valores atípicos, puede elegir la Prueba de Kruskal-Wallis la cual compara las medianas en lugar de las medias. Las diferentes gráficas le ayudarán a juzgar la significancia práctica de los resultados, así como le permitirán buscar posibles violaciones de los supuestos subyacentes en el análisis de varianza.

Tabla AIV.1 Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 2

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	24 095,0	1	24 095,0	3,36	0,0670
Intra grupos	1,12003E7	1 560	7 179,69		
Total (Corr.)	1,12244E7	1 561			

El StatAdvisor

La tabla Anova descompone la varianza de los datos en dos componentes: un componente entre-grupos y un componente dentro-de-grupos. La razón-F, que en este caso es igual a 3,356, es el cociente entre el estimado entre-grupos y el estimado dentro-de-grupos. Puesto que el valor-P de la razón-F es mayor o igual que 0,05, no existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias de las 2 variables con un nivel del 95,0 % de confianza.

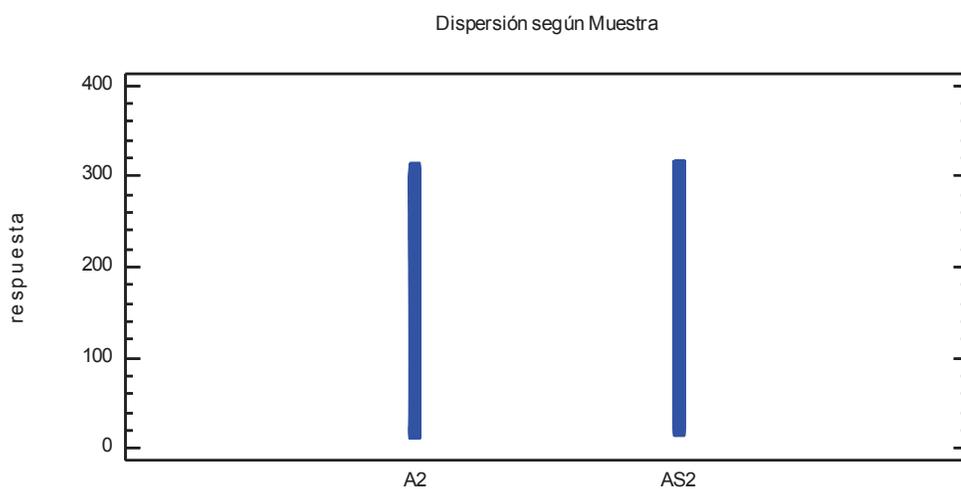


Figura AIV.1. Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 2 de calentamiento en presencia de aire

ANEXO V

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN ESTADÍSTICA LAS TEMPERATURAS HALLADAS DURANTE EL ENSAYO 3. CALENTAMIENTO EN PRESENCIA DE AGUA

Agua. Ensayo 3

Muestra 1: LR3

Muestra 2: LSR3

Muestra 1: 1 531 valores en el rango de 32,1689 a 73,3127

Muestra 2: 1 531 valores en el rango de 32,4029 a 72,961

El StatAdvisor

Este procedimiento compara los datos en 2 columnas del archivo de datos actual. Realiza varias pruebas estadísticas y gráficas para comparar las muestras. La prueba-F en la tabla Anova determinará si hay diferencias significativas entre las medias. Si las hay, las Pruebas de Rangos Múltiples le dirán cuáles medias son significativamente diferentes de otras. Si le preocupa la presencia de valores atípicos, puede elegir la Prueba de Kruskal-Wallis la cual compara las medianas en lugar de las medias. Las diferentes gráficas le ayudarán a juzgar la significancia práctica de los resultados, así como le permitirán buscar posibles violaciones de los supuestos subyacentes en el análisis de varianza.

Tabla AV.1 Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 3

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	404,016	1	404,016	2,99	0,0838
Intra grupos	413 474,	3 060	135,122		
Total (Corr.)	413 878,	3 061			

El StatAdvisor

La tabla Anova descompone la varianza de los datos en dos componentes: un componente entre-grupos y un componente dentro-de-grupos. La razón-F, que en este caso es igual a 2,99, es el cociente entre el estimado entre-grupos y el estimado dentro-de-grupos. Puesto que el valor-P de la razón-F es mayor o igual que 0,05, no existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias de las 2 variables con un nivel del 95,0 % de confianza.

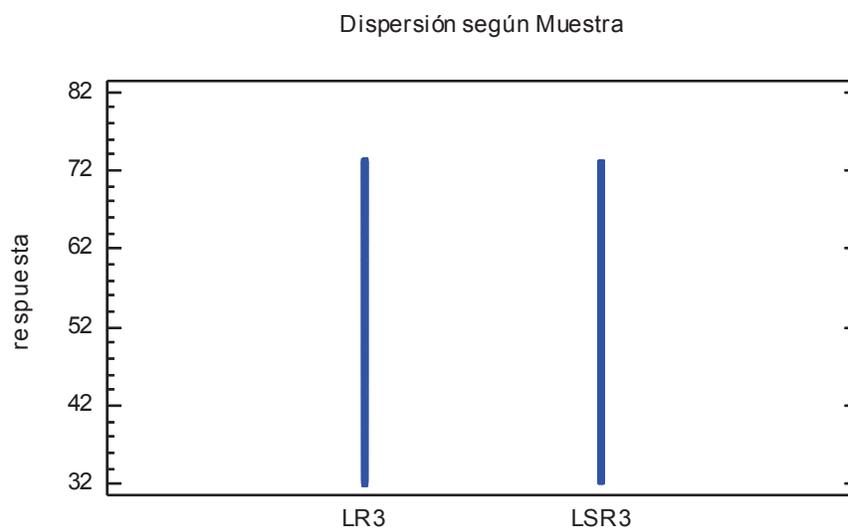


Figura AV.1. Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 3 de calentamiento en presencia de agua

ANEXO VI

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN ESTADÍSTICA LAS TEMPERATURAS HALLADAS DURANTE EL ENSAYO 4. SECCIÓN DE CALENTAMIENTO DEL EMISOR

Enfriamiento Pasivo. Ensayo 4. Calentamiento

Muestra 1: L4_ Experimental

Muestra 2: L4_Simulación

Muestra 1: 1 692 valores en el rango de 17,9 a 327,8

Muestra 2: 1 692 valores en el rango de 17,9 a 319,062

El StatAdvisor

Este procedimiento compara los datos en 2 columnas del archivo de datos actual. Realiza varias pruebas estadísticas y gráficas para comparar las muestras. La prueba-F en la tabla Anova determinará si hay diferencias significativas entre las medias. Si las hay, las Pruebas de Rangos Múltiples le dirán cuáles medias son significativamente diferentes de otras. Si le preocupa la presencia de valores atípicos, puede elegir la Prueba de Kruskal-Wallis la cual compara las medianas en lugar de las medias. Las diferentes gráficas le ayudarán a juzgar la significancia práctica de los resultados, así como le permitirán buscar posibles violaciones de los supuestos subyacentes en el análisis de varianza.

Tabla AVI.1 Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 4 durante la sección de calentamiento

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	402,934	1	402,934	0,07	0,7939
Intra grupos	1,99697E7	3 382	5 904,71		
Total (Corr.)	1,99701E7	3 383			

El StatAdvisor

La tabla Anova descompone la varianza de los datos en dos componentes: un componente entre-grupos y un componente dentro-de-grupos. La razón-F, que en este caso es igual a 0,0682395, es el cociente entre el estimado entre-grupos y el estimado dentro-de-grupos. Puesto que el valor-P de la razón-F es mayor o igual que 0,05, no existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias de las 2 variables con un nivel del 95,0 % de confianza.

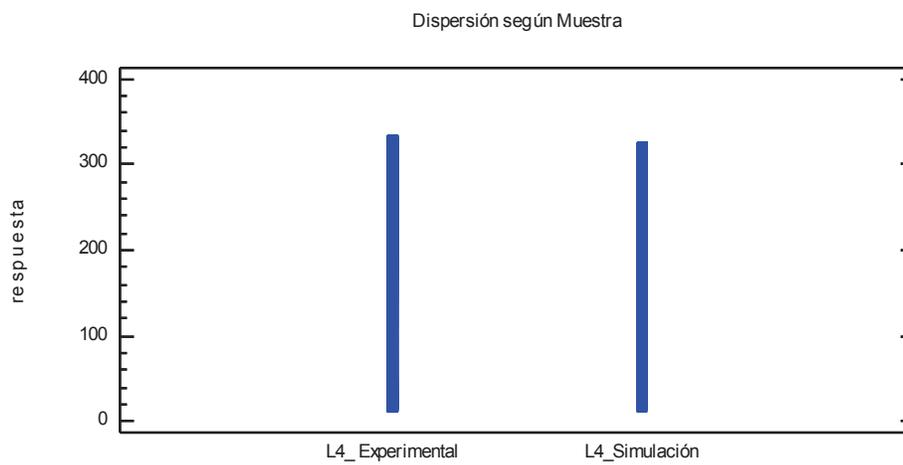


Figura AVI.1. Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 4 de enfriamiento pasivo del entorno experimental. Sección de calentamiento

ANEXO VII

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN ESTADÍSTICA LAS TEMPERATURAS HALLADAS DURANTE EL ENSAYO 4. SECCIÓN DE ENFRIAMIENTO DEL EMISOR

Enfriamiento Pasivo. Ensayo 4. Enfriamiento

Muestra 1: L4_ Experimental

Muestra 2: L4_ Simulación

Muestra 1: 310 valores en el rango de 30,65 a 320,9

Muestra 2: 310 valores en el rango de 56,4918 a 319,062

El StatAdvisor

Este procedimiento compara los datos en 2 columnas del archivo de datos actual. Realiza varias pruebas estadísticas y gráficas para comparar las muestras. La prueba-F en la tabla Anova determinará si hay diferencias significativas entre las medias. Si las hay, las Pruebas de Rangos Múltiples le dirán cuáles medias son significativamente diferentes de otras. Si le preocupa la presencia de valores atípicos, puede elegir la Prueba de Kruskal-Wallis la cual compara las medianas en lugar de las medias. Las diferentes gráficas le ayudarán a juzgar la significancia práctica de los resultados, así como le permitirán buscar posibles violaciones de los supuestos subyacentes en el análisis de varianza.

Tabla AVII.1 Tabla Anova para la comparación de las temperaturas del ensayo 4 durante la sección de enfriamiento

Fuente	Suma de Cuadrados	Gl	Cuadrado Medio	Razón-F	Valor-P
Entre grupos	11 1223,2	1	111 223,2	79,94	0,0000
Intra grupos	85 9807,1	618	1 391,27		
Total (Corr.)	97 1030,3	619			

El StatAdvisor

La tabla Anova descompone la varianza de los datos en dos componentes: un componente entre-grupos y un componente dentro-de-grupos. La razón-F, que en este caso es igual a 79,9436, es el cociente entre el estimado entre-grupos y el estimado dentro-de-grupos. Puesto que el valor-P de la prueba-F es menor que 0,05, existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias de las 2 variables con un nivel del 95,0 % de confianza. Para determinar cuáles medias son significativamente diferentes de otras, seleccione Pruebas de Múltiples Rangos, de la lista de Opciones Tabulares.

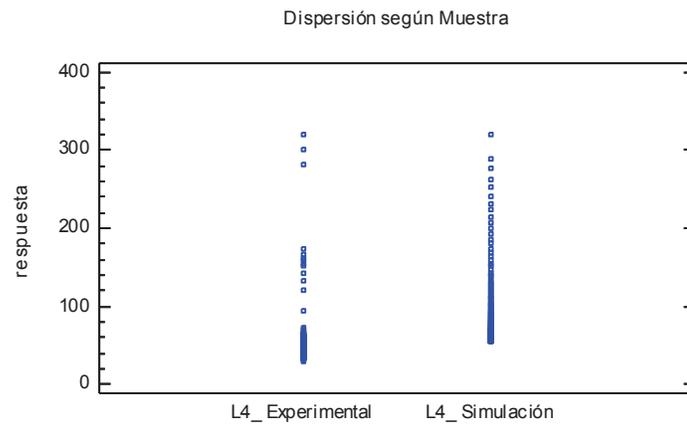


Figura AVII.1. Gráfico de dispersión de muestras para el ensayo 4 de enfriamiento pasivo del entorno experimental. Sección de enfriamiento

ANEXO VIII

INFORME DE STATGRAPHICS PARA LA COMPARACIÓN DE LOS GRADIENTES TRANSITORIOS DE CALENTAMIENTO GENERADOS A PARTIR DE TEMPERATURAS DE SIMULACIÓN ANTES Y DESPUÉS DE LA ATENUACIÓN DEL RUIDO

SnapStat: Comparación de dos muestras

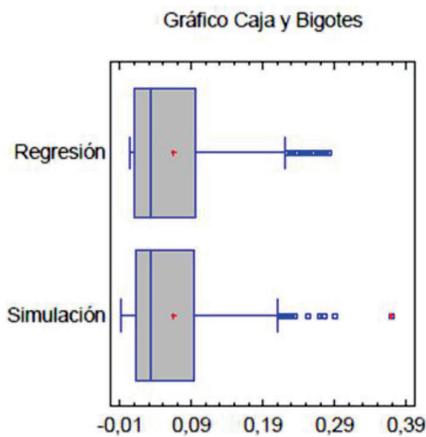
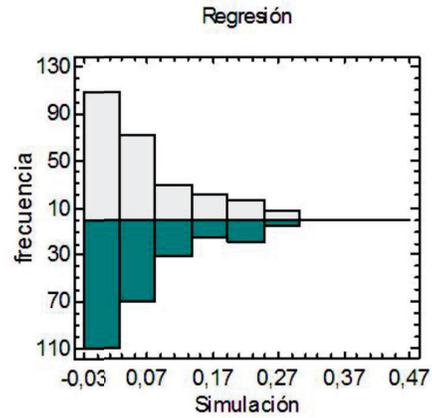
Los 251 valores de Regresión tienen una media de 0,0647531 y una desviación estándar de 0,0724518, mientras que los 251 valores de Simulación tienen una media de 0,0648082 y una desviación estándar de 0,0734806. El procedimiento realiza una prueba-t para comparar las medias de las dos muestras, y una prueba-F para comparar las varianzas. Puesto que el valor-P para la prueba-t es mayor ó igual que 0,05, no existe una diferencia estadísticamente significativa entre las medias, con un 5 % de nivel de significancia.

NOTA: estos resultados asumen que las varianzas de las dos muestras son iguales. Esto se basa en una prueba-F, la cual tiene un valor-P mayor ó igual que 0,05. Los resultados anteriores asumen que las poblaciones de las cuales provienen las muestras pueden ser representadas por distribuciones normales. Mientras que la prueba-t para la media es bastante robusta y no muy sensible a violaciones de este supuesto, la prueba-F para las varianzas es muy sensible. Si los datos no provienen de distribuciones normales, la prueba-F puede ser incorrecta.

El coeficiente de autocorrelación lag 1, el mayor de los cuales es igual a 0,980292, mide la correlación entre valores adyacentes de los datos en la muestra. Puesto que el intervalo de confianza del 95,0 no contiene el 0, la correlación es estadísticamente significativa con un 5,0 % de nivel de significancia.

SnapStat: Comparación de Dos Muestras

	Regresión	Simulación
Recuento	251	251
Promedio	0,0647531	0,0648082
Desviación Estándar	0,0724518	0,0734806
Coefficiente de Variación	111,889%	113,382%
Mínimo	0,0033631	-0,0092159
Máximo	0,282995	0,369158
Rango	0,279631	0,378374
Sesgo Estandarizado	8,88288	9,27124
Curtosis Estandarizada	2,88538	4,51397



Intervalos de confianza del 95%
 Dif. de medias: -0,0000550675 +/- 0,0127971 [-0,0128522, 0,0127421]
 Razón de varianzas: [0,758294, 1,24643]

Comparación de Medias
 Hipótesis Nula: diferencia = 0
 estadístico t = -0,00845444 Valor-P Bilateral = 0,9933

Comparación de Sigmas
 Hipótesis Nula: razón = 1
 Estadístico F = 0,972195 Valor-P Bilateral = 0,8238

Diagnósticos
 Valores-P Shapiro-Wilks = 0,0000 y 0,0000
 Autocorrelación en Retraso 1 = 0,9803 +/- 0,1237, 0,9571 +/- 0,1237

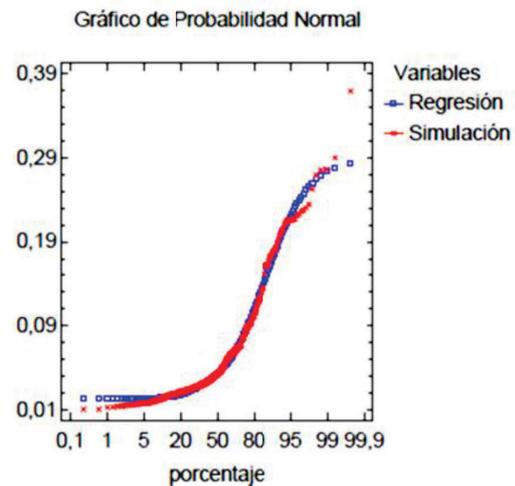
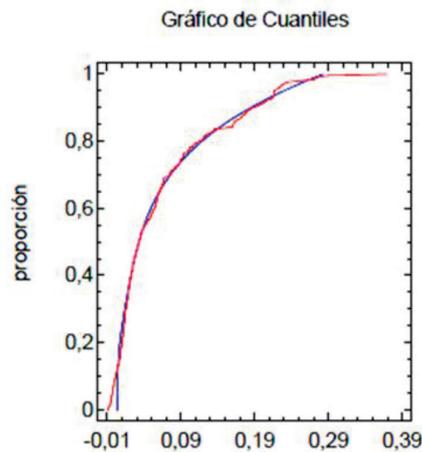


Figura AVIII.1. Resumen gráfico del análisis de comparación de dos muestras en Statgraphics. Comparación del gradiente transitorio de ZC antes y después de la atenuación del ruido

La salida también incluye un gráfico de caja y bigote para cada muestra. La parte rectangular de la gráfica se extiende desde el cuartil inferior hasta el cuartil superior, cubriendo la mitad central de cada muestra. La línea central dentro de cada caja indica la localización de la mediana de cada muestra. El signo más indica la localización de la media de cada muestra. Los bigotes se extienden desde la caja hasta los valores mínimo y máximo de cada muestra, excepto para cualquier punto alejado ó muy alejado, los cuales se grafican en forma individual. Puntos alejados son aquellos que quedan a más de 1,5 veces el rango intercuartílico por arriba ó por debajo de la caja y se muestran como pequeños cuadrados. Puntos muy alejados son aquellos que quedan a más de 3,0 veces el rango intercuartílico por arriba ó por abajo de la caja, y se muestran como pequeños cuadrados con un signo más en su interior. En este caso, hay 33 puntos alejados y 1 punto muy alejado. La presencia de puntos muy alejados puede indicar valores aberrantes ó una distribución altamente sesgada

ANEXO IX

**TEMPERATURAS EXPERIMENTALES PARA EL ENSAYO PREVIO
DE CALENTAMIENTO**

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W

t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
0	20,7	14,3	14,7	14,2	52	26,5	17,9	18,7	17,4	104	28,7	25,8	27,1	26,1
2	21,2	14,4	14,7	14,2	54	26,7	18,2	18,9	17,6	106	28,7	26,3	27,6	26,1
4	21,4	14,4	14,9	14,3	56	26,7	18,4	19,2	17,9	108	28,8	26,8	28,0	26,7
6	21,9	14,5	15,0	14,4	58	26,6	18,5	19,3	18,2	110	29,2	27,3	28,4	26,7
8	22,2	14,6	15,2	14,6	60	26,6	18,7	19,6	18,4	112	29,6	27,7	28,6	27,4
10	22,5	14,7	15,3	14,7	62	26,4	19,0	19,8	18,7	114	30,1	28,1	29,0	28,2
12	22,7	14,8	15,4	14,8	64	26,2	19,3	20,1	18,9	116	30,5	28,4	29,6	28,2
14	22,9	15,0	15,5	14,9	66	26,0	19,6	20,4	19,1	118	30,9	28,7	30,2	28,8
16	23,3	15,1	15,6	15,0	68	24,9	20,1	20,7	19,4	120	31,2	28,9	30,7	29,4
18	23,7	15,2	15,7	15,1	70	23,4	20,5	21,0	19,6	122	31,4	29,3	31,1	29,4
20	24,2	15,3	15,8	15,1	72	22,8	20,8	21,5	19,9	124	31,6	29,6	31,6	30,0
22	24,6	15,4	15,9	15,2	74	23,8	21,0	21,8	20,1	126	31,7	30,0	32,1	30,7
24	25,0	15,6	16,1	15,3	76	24,4	21,3	22,1	20,2	128	31,9	30,5	32,6	31,3
26	25,3	15,8	16,3	15,5	78	25,0	21,5	22,3	20,4	130	31,9	31,0	33,0	31,3
28	25,6	15,9	16,4	15,6	80	26,1	21,7	22,6	20,7	132	32,0	31,4	33,4	32,0
30	25,9	16,0	16,5	15,7	82	26,7	22,0	22,9	20,9	134	31,9	31,8	33,9	32,7
32	26,2	16,1	16,7	15,9	84	26,7	22,2	23,1	21,3	136	32,1	32,2	34,3	32,7
34	26,4	16,2	16,9	16,0	86	26,7	22,5	23,5	21,6	138	32,3	32,6	34,6	33,8
36	26,7	16,4	17,1	16,2	88	27,0	22,7	23,9	22,0	140	32,5	33,1	34,9	33,8
38	27,0	16,5	17,3	16,3	90	27,4	23,1	24,3	22,4	142	32,8	33,5	35,4	33,8
40	27,1	16,7	17,4	16,5	92	27,5	23,5	24,7	22,9	144	32,9	33,9	35,8	34,0
42	27,2	17,0	17,6	16,6	94	27,5	23,8	25,0	23,5	146	33,0	34,3	36,2	34,3
44	27,1	17,2	17,8	16,8	96	27,5	24,2	25,4	23,8	148	33,1	34,5	36,4	34,4
46	26,7	17,4	18,0	17,0	98	27,5	24,7	25,8	24,1	150	33,3	34,9	36,8	34,6
48	26,4	17,5	18,2	17,1	100	27,7	25,1	26,2	24,4	152	33,6	35,3	37,2	34,8
50	26,3	17,7	18,5	17,3	102	28,3	25,5	26,6	24,8	154	33,9	35,7	37,7	36,0

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W
(continuación...)

t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
156	33,9	36,0	38,1	36,0	214	41,9	43,2	49,9	42,1	272	50,0	45,7	61,1	45,2
158	33,9	36,1	38,5	36,6	216	41,9	43,3	50,3	42,3	274	50,0	45,8	61,7	45,3
160	34,1	36,4	38,8	36,6	218	41,9	43,6	50,6	42,4	276	50,2	45,8	62,3	45,6
162	34,4	36,8	39,2	36,6	220	42,0	43,8	51,0	42,7	278	50,5	46,1	63,0	46,0
164	34,6	37,0	39,5	36,9	222	42,2	43,9	51,3	42,9	280	50,8	46,4	64,3	46,0
166	34,7	37,3	40,0	37,1	224	42,7	44,1	51,6	43,0	282	51,2	46,8	65,0	45,9
168	34,9	37,7	40,5	37,3	226	43,4	44,2	51,9	43,0	284	51,7	47,0	65,6	46,1
170	35,0	38,2	41,1	37,4	228	44,0	44,1	52,1	43,1	286	52,1	47,0	66,4	46,4
172	35,1	38,5	41,6	37,6	230	44,2	44,0	52,5	43,3	288	52,1	47,1	67,3	46,7
174	35,4	38,9	41,9	38,1	232	44,1	44,1	52,9	43,4	290	52,1	47,3	67,3	46,8
176	35,4	39,2	42,5	38,6	234	44,0	44,2	53,2	43,3	292	52,4	47,6	68,3	46,9
178	35,0	39,6	43,1	38,8	236	43,9	44,3	53,5	43,4	294	53,0	47,9	69,0	46,9
180	35,7	39,9	43,5	39,0	238	43,9	44,3	53,7	43,5	296	53,0	48,1	70,0	47,0
182	35,7	40,2	43,9	39,2	240	44,2	44,3	54,1	43,8	298	53,0	48,1	70,9	47,0
184	35,8	40,4	44,2	39,5	242	44,6	44,3	54,4	44,0	300	53,2	48,0	71,6	47,1
186	36,2	40,8	44,6	39,8	244	45,1	44,2	54,6	44,1	302	53,3	48,1	72,5	47,3
188	36,8	41,1	45,1	40,0	246	45,4	44,3	54,9	44,0	304	53,4	48,3	73,1	47,7
190	37,4	41,3	45,5	40,2	248	45,9	44,4	55,2	44,0	306	53,6	48,4	73,9	47,9
192	37,9	41,5	45,8	40,3	250	46,2	44,3	55,6	44,0	308	53,9	48,6	74,5	48,2
194	38,2	41,6	46,2	40,5	252	46,6	44,3	56,0	43,9	310	54,2	48,9	75,4	48,5
196	38,3	41,8	46,5	40,6	254	47,0	44,2	56,4	43,9	312	54,2	49,1	76,3	48,8
198	38,4	41,9	46,9	40,8	256	47,3	44,3	56,8	43,9	314	54,4	49,2	77,1	49,1
200	39,4	42,1	47,3	41,0	258	47,6	44,7	57,3	44,2	316	54,8	49,4	78,0	49,3
202	40,0	42,3	47,5	41,2	260	48,0	45,0	57,9	44,3	318	54,9	49,4	78,7	49,4
204	40,9	42,5	47,9	41,3	262	47,9	45,0	58,5	44,4	320	54,9	49,5	78,7	49,5
206	40,9	42,7	48,2	41,4	264	48,5	45,0	58,8	44,4	322	55,0	49,7	79,7	49,7
208	41,0	42,9	48,6	41,6	266	49,2	45,2	59,4	44,6	324	55,1	50,1	80,5	50,4
210	41,2	43,0	49,0	41,7	268	49,2	45,5	60,0	44,9	326	54,9	50,3	80,5	50,4
212	41,6	43,1	49,5	41,9	270	50,0	45,7	60,5	45,0	328	55,1	50,7	81,5	50,4

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W
(continuación...)

t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
330	55,4	50,9	82,1	50,4	388	58,3	57,5	97,1	56,3	446	61,3	66,5	110,3	67,4
332	55,5	51,0	82,7	50,5	390	58,3	57,8	97,7	56,7	448	61,5	66,9	110,6	68,1
334	55,7	51,0	83,4	50,6	392	58,3	58,1	98,3	56,9	450	61,6	67,4	111,0	68,7
336	55,8	51,2	84,0	50,8	394	58,4	58,3	98,9	57,1	452	61,6	68,0	111,4	69,4
338	56,2	51,5	84,6	51,0	396	58,4	58,3	99,4	57,3	454	61,6	68,7	111,7	70,1
340	56,6	51,9	85,3	51,1	398	58,6	58,6	99,9	57,6	456	61,6	69,4	112,1	70,9
342	56,9	52,1	86,1	51,2	400	58,8	58,8	100,4	57,9	458	61,7	70,1	112,6	71,6
344	57,1	52,2	86,8	51,3	402	59,1	59,1	100,9	58,1	460	61,5	71,5	113,1	72,4
346	57,3	52,3	87,6	51,6	404	59,3	59,5	101,3	58,2	462	61,1	72,2	113,5	73,0
348	57,4	52,5	88,2	51,8	406	59,5	59,8	101,8	58,5	464	61,1	72,9	113,8	73,0
350	57,4	52,6	88,2	52,0	408	59,4	60,0	102,3	58,7	466	62,0	73,6	114,0	73,9
352	57,4	52,8	88,9	52,2	410	59,2	60,3	102,8	59,0	468	62,0	74,2	114,5	74,6
354	57,4	53,0	89,7	52,4	412	59,2	60,6	103,0	59,2	470	61,9	75,0	115,1	75,6
356	57,4	53,2	89,7	52,6	414	58,7	60,7	103,4	59,5	472	61,9	76,0	115,5	76,4
358	57,5	53,5	90,5	52,8	416	58,7	60,9	104,0	59,9	474	62,2	76,0	115,7	77,0
360	57,4	53,9	91,3	53,0	418	58,8	61,3	104,4	60,8	476	62,4	76,8	116,2	77,8
362	57,4	54,1	91,3	53,1	420	59,0	61,5	104,8	60,8	478	62,4	77,8	116,7	78,8
364	57,4	54,4	91,5	53,4	422	59,4	62,0	105,2	61,4	480	62,6	78,8	116,9	79,5
366	57,5	54,6	92,0	53,9	424	59,8	62,5	106,3	62,0	482	62,7	79,4	117,1	80,2
368	57,6	54,9	92,6	54,1	426	60,1	62,8	106,3	62,0	484	62,9	80,0	117,3	81,0
370	57,6	55,0	93,1	54,2	428	60,1	63,0	106,4	62,8	486	62,7	80,9	117,6	81,9
372	57,5	55,2	93,5	54,4	430	60,1	63,2	106,7	62,8	488	62,5	81,6	118,0	82,7
374	57,5	55,6	93,9	54,6	432	60,1	63,5	107,3	63,6	490	62,5	82,2	118,3	83,7
376	57,7	56,0	94,4	54,8	434	60,3	63,9	107,9	64,3	492	62,4	82,8	118,6	84,6
378	57,8	56,1	94,9	55,0	436	60,5	64,4	108,4	64,9	494	62,3	83,7	119,0	85,2
380	57,8	56,3	95,2	55,1	438	60,5	64,8	108,9	64,9	496	62,0	84,5	119,3	86,0
382	57,9	56,5	95,8	55,3	440	60,6	65,3	109,3	65,6	498	62,1	85,6	119,6	87,7
384	58,1	56,7	96,3	55,5	442	60,6	65,8	109,7	65,6	500	62,4	86,5	119,8	88,3
386	58,2	57,0	96,6	55,9	444	60,9	66,2	110,1	66,6	502	62,8	87,1	120,2	89,4

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W
(continuación...)

t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
504	62,5	87,7	120,5	90,0	566	62,8	122,9	131,0	125,7	628	54,4	144,0	141,2	145,0
506	62,5	88,7	120,9	91,3	568	63,7	124,0	131,3	126,6	630	53,8	144,0	141,4	145,8
508	62,5	89,5	121,4	92,1	570	63,7	125,6	131,7	127,2	632	52,5	145,0	141,4	145,8
510	62,4	90,6	121,7	93,0	572	63,0	126,5	132,1	127,9	634	51,7	145,9	141,5	146,6
512	62,5	91,5	122,2	94,0	574	63,0	127,2	132,5	128,5	636	51,7	145,9	141,7	148,0
514	62,7	92,6	122,7	95,2	576	62,9	128,4	133,0	129,4	638	50,8	145,8	142,0	148,0
516	62,8	93,2	123,1	96,5	578	62,3	129,1	133,3	130,1	640	49,7	145,9	142,3	148,0
518	62,8	95,0	123,3	98,0	580	62,3	130,0	133,9	131,2	642	48,8	146,2	142,7	148,1
520	62,9	95,6	124,6	99,4	582	62,3	130,0	134,7	131,8	644	48,8	147,3	142,9	148,2
522	63,0	97,3	124,6	100,1	584	63,0	130,2	134,7	132,5	646	48,7	147,3	143,3	148,4
524	63,3	98,2	125,2	102,4	586	63,0	131,9	134,7	133,8	648	48,6	147,1	143,6	148,9
526	63,5	100,0	125,2	103,5	588	61,8	132,6	135,0	134,4	650	48,0	147,2	144,1	150,7
528	62,9	101,6	125,3	104,8	590	61,8	133,3	135,2	134,4	652	47,5	148,9	144,6	151,9
530	63,5	103,0	125,6	106,3	592	62,0	133,9	135,5	135,1	654	46,2	149,6	144,9	151,9
532	63,5	104,5	126,8	107,8	594	62,6	134,5	135,8	135,8	656	45,3	150,2	146,3	152,5
534	63,5	106,1	126,8	108,9	596	62,0	135,6	136,0	136,5	658	45,3	151,3	146,3	153,3
536	63,5	106,7	126,9	110,3	598	60,6	136,2	136,1	137,2	660	44,6	152,1	146,3	153,3
538	63,3	108,1	127,2	110,9	600	60,6	136,2	136,9	138,0	662	44,6	152,1	146,6	153,4
540	63,1	108,7	127,6	113,0	602	59,8	136,3	136,9	138,0	664	43,8	152,2	147,0	153,7
542	63,1	109,7	127,8	113,7	604	59,8	137,6	137,0	138,8	666	43,8	152,5	147,4	154,1
544	63,2	111,5	128,1	114,7	606	59,7	138,3	137,4	139,7	668	42,9	152,9	147,6	154,5
546	63,2	113,0	128,4	116,3	608	59,7	139,2	137,7	139,7	670	42,3	153,1	147,9	155,6
548	63,4	114,6	128,7	117,2	610	59,6	139,2	138,1	140,3	672	42,3	153,3	148,4	155,6
550	63,8	115,2	129,0	118,1	612	58,0	139,2	138,4	141,0	674	41,6	153,6	148,9	155,7
552	64,0	115,9	129,3	119,5	614	58,7	139,9	138,6	141,0	676	41,6	155,0	149,2	156,0
554	64,1	117,1	129,7	120,1	616	58,7	141,1	140,1	141,6	678	41,4	155,0	149,4	156,2
556	63,5	118,8	129,8	121,3	618	59,5	141,1	140,1	141,6	680	41,0	155,0	149,4	156,2
558	63,5	119,5	130,0	122,3	620	58,6	141,9	140,7	142,2	682	40,7	154,9	150,1	157,0
560	63,3	121,0	130,2	122,9	622	56,7	142,6	140,7	143,1	684	40,4	155,1	150,1	157,7
562	63,0	121,7	130,5	124,2	624	55,7	143,2	140,8	143,1	686	40,1	156,3	150,3	157,7
564	62,7	122,3	130,7	124,9	626	55,7	143,2	140,9	143,9	688	39,9	156,9	150,7	157,8

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W
(continuación...)

t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4	t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
690	39,8	156,9	151,6	158,0	752	20,2	126,2	140,4	130,9	814	22,0	127,1	130,3	221,0
692	39,6	156,9	151,6	158,4	754	19,5	126,8	139,8	130,9	816	21,9	127,1	129,5	217,1
694	39,5	157,1	152,3	158,7	756	19,5	126,8	139,1	131,9	818	21,9	127,8	128,9	207,8
696	39,3	157,3	153,0	159,1	758	19,4	126,8	137,0	130,2	820	21,9	126,3	128,9	215,4
698	39,2	157,1	153,0	159,5	760	19,3	126,2	135,9	129,6	822	21,9	126,3	128,8	204,7
700	39,0	156,8	152,9	159,8	762	19,2	126,2	135,9	129,6	824	21,8	126,2	128,6	212,7
702	38,8	156,7	152,9	159,9	764	19,0	124,1	137,5	130,8	826	21,8	125,8	128,3	213,9
704	38,7	157,5	154,2	160,2	766	18,9	123,3	134,5	128,6	828	21,8	125,4	127,9	209,2
706	38,7	157,5	154,2	160,7	768	19,0	123,3	135,4	128,0	830	21,8	125,3	128,2	207,5
708	38,7	157,5	154,2	161,0	770	19,2	121,7	135,0	152,2	832	21,8	124,6	127,0	220,4
710	38,5	158,7	154,4	161,5	772	19,6	121,7	133,7	162,7	834	21,8	124,6	127,0	226,5
712	38,4	158,7	154,6	162,7	774	21,1	122,4	132,7	154,8	836	21,8	124,5	127,0	228,8
714	38,3	159,5	154,9	164,3	776	19,6	122,4	133,3	157,4	838	21,8	123,6	127,0	228,8
716	38,3	159,5	155,1	164,3	778	19,6	122,9	133,3	177,0	840	21,7	123,6	126,9	236,5
718	38,2	161,0	155,6	165,3	780	20,2	128,6	131,5	166,8	842	21,7	122,8	126,5	231,3
720	38,1	162,2	156,9	166,6	782	20,8	127,6	132,3	161,0	844	21,6	122,0	125,9	220,5
722	38,0	162,2	156,9	166,6	784	20,8	127,6	133,2	180,3	846	21,7	122,0	125,4	231,9
724	38,0	163,9	157,6	167,6	786	21,4	127,7	132,2	191,7	848	21,7	122,0	124,3	237,9
726	38,0	163,9	158,3	168,4	788	21,4	129,2	131,6	181,7	850	20,0	122,0	125,8	234,2
728	38,0	163,9	160,6	169,9	790	21,4	127,3	131,9	174,5	852	19,4	123,2	125,3	220,9
730	37,8	162,7	160,6	168,0	792	21,5	127,3	132,5	179,5	854	19,4	122,4	124,7	222,7
732	37,6	162,0	159,6	167,2	794	21,7	126,7	131,3	197,6	856	19,2	122,4	124,0	229,5
734	37,4	160,9	159,6	165,5	796	21,9	127,4	131,3	187,3	858	19,4	123,1	125,6	228,2
736	31,4	128,6	139,8	132,0	798	21,9	126,7	132,9	181,7	860	19,8	122,5	50,9	220,2
738	31,3	126,8	137,5	131,0	800	21,9	126,7	131,6	197,8	862	20,5	121,6	55,7	213,7
740	31,2	128,0	137,5	131,0	802	22,0	126,7	130,9	199,1	864	21,0	122,4	56,9	220,7
742	31,1	128,0	139,9	132,3	804	22,1	128,1	131,6	195,3	866	21,8	124,7	56,9	220,7
744	31,1	126,6	137,6	131,3	806	22,1	128,1	132,2	189,4	868	21,8	123,8	56,8	220,2
746	31,1	126,6	137,0	130,7	808	22,1	127,0	130,9	213,3	870	22,0	34,1	56,8	218,5
748	31,1	127,7	137,0	131,7	810	22,1	129,4	130,3	203,0	872	22,3	45,5	56,8	210,7
750	19,6	126,2	142,0	133,6	812	22,1	127,8	130,3	197,7	874	22,7	49,6	57,5	219,0

Tabla AIX.1 Temperaturas halladas para el ensayo previo al calentamiento. P = 5 000 W
(continuación...)

t	T1	T2	T3	T4
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
876	22,8	50,8	58,2	226,5
878	22,8	50,8	58,2	226,5
880	22,9	54,2	57,4	32,5
882	23,0	59,8	59,7	63,5
884	23,4	59,8	61,4	61,8
886	23,6	59,1	61,4	60,2
888	23,6	59,8	61,2	62,4
890	23,6	61,5	61,0	65,9
892	23,7	60,1	60,6	64,0
894	23,5	58,1	58,4	59,8
896	23,3	58,1	58,4	58,9
898	23,2	57,1	58,4	57,9
900	23,1	57,1	58,4	58,7

ANEXO X

**TEMPERATURAS EXPERIMENTALES Y DE SIMULACIÓN PARA
EL ENSAYO DE CALENTAMIENTO 1**

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
0	17,8	17,8	18,7	52	19,1	18,8	39,7	104	26,2	25,1	58,9
2	17,8	17,8	19,6	54	19,2	19,0	40,4	106	26,6	25,5	59,6
4	17,8	17,8	20,4	56	19,4	19,1	41,2	108	27,1	25,8	60,3
6	17,8	17,8	21,3	58	19,5	19,2	42,0	110	27,6	26,0	61,0
8	17,8	17,8	22,1	60	19,6	19,3	42,7	112	28,0	26,4	61,7
10	17,8	17,8	22,9	62	19,8	19,5	43,5	114	28,5	26,8	62,4
12	17,8	17,8	23,8	64	20,0	19,7	44,2	116	29,0	27,2	63,1
14	17,8	17,8	24,6	66	20,2	19,9	45,0	118	29,5	27,7	63,8
16	17,8	17,8	25,4	68	20,5	20,1	45,7	120	29,7	28,1	64,5
18	17,8	17,8	26,2	70	20,7	20,3	46,5	122	30,3	28,6	65,2
20	17,9	17,8	27,0	72	20,9	20,5	47,2	124	30,8	29,1	65,9
22	17,9	17,8	27,8	74	21,2	20,7	48,0	126	31,3	29,6	66,5
24	18,0	17,9	28,6	76	21,5	20,9	48,7	128	31,9	30,1	67,2
26	18,0	17,9	29,4	78	21,7	21,0	49,5	130	32,4	30,5	67,9
28	18,0	18,0	30,3	80	22,0	21,3	50,2	132	33,0	31,0	68,6
30	18,1	18,0	31,1	82	22,3	21,5	50,9	134	33,6	31,6	69,3
32	18,1	18,0	31,8	84	22,7	21,8	51,7	136	34,1	32,1	70,0
34	18,2	18,1	32,6	86	23,0	22,1	52,4	138	34,7	32,3	70,6
36	18,2	18,1	33,4	88	23,3	22,4	53,1	140	35,4	32,9	71,3
38	18,3	18,2	34,2	90	23,6	22,7	53,8	142	36,0	33,4	72,0
40	18,4	18,3	35,0	92	24,0	23,0	54,6	144	36,6	34,0	72,7
42	18,5	18,3	35,8	94	24,4	23,3	55,3	146	37,3	34,5	73,3
44	18,6	18,4	36,6	96	24,6	23,6	56,0	148	37,9	35,1	74,0
46	18,7	18,5	37,4	98	25,0	24,0	56,7	150	38,2	35,4	74,7
48	18,8	18,6	38,1	100	25,4	24,3	57,4	152	38,5	36,0	75,3
50	18,9	18,7	38,9	102	25,8	24,7	58,1	154	39,2	36,5	76,0

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
156	39,9	37,2	76,7	218	65,2	60,5	96,4	280	97,5	87,2	114,6
158	40,7	37,9	77,3	220	66,2	61,1	97,0	282	99,0	88,3	115,1
160	41,4	38,5	78,0	222	67,0	61,7	97,6	284	99,7	89,2	115,7
162	42,1	39,1	78,6	224	67,6	62,6	98,2	286	101,3	90,3	116,3
164	42,7	39,8	79,3	226	68,6	63,6	98,8	288	102,0	91,4	116,8
166	43,5	40,4	79,9	228	69,5	64,4	99,4	290	103,6	92,4	117,4
168	44,2	40,8	80,6	230	69,5	64,4	100,0	292	104,5	93,3	117,9
170	45,0	41,5	81,2	232	69,6	64,4	100,6	294	105,5	94,1	118,5
172	45,7	42,2	81,9	234	70,1	64,8	101,2	296	106,2	95,2	119,1
174	46,5	42,9	82,5	236	71,5	66,7	101,8	298	107,2	96,2	119,6
176	47,2	43,5	83,2	238	72,5	67,3	102,4	300	108,4	96,9	120,2
178	47,6	44,2	83,8	240	73,1	68,0	103,0	302	109,0	98,0	120,7
180	48,4	45,5	84,5	242	74,3	69,0	103,6	304	110,5	99,0	121,3
182	49,2	46,1	85,1	244	75,5	70,2	104,2	306	111,3	99,8	121,8
184	50,0	46,8	85,7	246	76,7	71,1	104,8	308	112,0	100,7	122,4
186	50,8	47,5	86,4	248	78,7	72,1	105,3	310	113,7	101,9	122,9
188	51,6	48,3	87,0	250	79,4	73,2	105,9	312	114,3	102,5	123,4
190	52,4	49,0	87,6	252	81,3	74,0	106,5	314	115,0	103,4	124,0
192	53,2	49,8	88,3	254	82,7	75,1	107,1	316	116,4	104,3	124,5
194	54,1	50,7	88,9	256	83,5	76,0	107,7	318	117,4	104,9	125,1
196	54,9	51,4	89,5	258	84,8	76,9	108,3	320	119,0	106,0	125,6
198	55,8	52,2	90,2	260	85,9	77,9	108,9	322	119,6	107,5	126,1
200	56,6	53,0	90,8	262	87,1	78,9	109,4	324	120,5	108,3	126,7
202	58,0	53,8	91,4	264	88,9	79,5	110,0	326	122,0	109,1	127,2
204	58,8	54,7	92,0	266	89,6	80,6	110,6	328	122,6	110,1	127,8
206	59,7	55,4	92,7	268	90,7	81,5	111,2	330	123,5	111,0	128,3
208	60,7	56,2	93,3	270	92,5	82,5	111,7	332	124,5	111,8	128,8
210	61,5	57,1	93,9	272	93,3	83,6	112,3	334	125,3	112,4	129,3
212	62,3	57,9	94,5	274	94,0	84,5	112,9	336	126,0	113,3	129,9
214	63,3	58,8	95,1	276	95,2	85,4	113,4	338	127,0	114,1	130,4
216	64,3	59,7	95,7	278	96,0	86,5	114,0	340	128,0	114,8	130,9

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
342,0	129,1	115,9	131	404,0	148,4	137,5	147	466,0	174,8	160,1	161,4
344,0	129,7	116,5	132	406,0	149,3	138,2	148	468,0	175,7	160,1	161,9
346,0	131,5	117,5	132	408,0	151,1	139,1	148	470,0	176,5	160,8	162,3
348,0	132,5	118,4	133	410,0	152,0	140,8	148	472,0	177,3	162,1	162,7
350,0	133,5	119,4	134	412,0	152,7	140,8	149	474,0	177,9	162,1	163,2
352,0	134,4	120,3	134	414,0	154,8	141,7	149	476,0	179,2	162,8	163,6
354,0	135,4	120,9	135	416,0	155,5	142,5	150	478,0	179,2	163,5	164,1
356,0	136,2	121,6	135	418,0	156,1	143,4	150	480,0	179,8	164,4	164,5
358,0	136,2	122,4	136	420,0	156,8	144,0	151	482,0	180,4	165,2	164,9
360,0	136,8	123,4	136	422,0	157,6	144,7	151	484,0	180,4	165,2	165,4
362,0	137,4	125,1	137	424,0	158,7	145,5	152	486,0	181,6	166,6	165,8
364,0	138,3	125,1	137	426,0	159,4	146,4	152	488,0	181,6	166,6	166,3
366,0	139,1	125,7	138	428,0	160,6	147,0	153	490,0	181,6	167,2	166,7
368,0	139,9	126,5	138	430,0	161,5	147,8	153	492,0	182,5	167,2	167,1
370,0	140,7	127,2	139	432,0	162,3	148,5	154	494,0	183,2	168,0	167,6
372,0	142,1	129,1	139	434,0	163,8	149,1	154	496,0	184,0	168,7	168,0
374,0	142,1	129,1	140	436,0	164,4	149,8	155	498,0	184,0	168,7	168,4
376,0	144,0	130,1	140	438,0	165,3	149,8	155	500,0	184,3	169,7	168,8
378,0	144,8	130,7	141	440,0	165,9	151,8	156	502,0	185,9	170,6	169,3
380,0	144,8	131,4	141	442,0	166,8	151,8	156	504,0	185,9	170,6	169,7
382,0	145,6	131,4	142	444,0	168,3	152,4	156	506,0	186,9	171,3	170,1
384,0	146,2	133,0	142	446,0	168,9	153,3	157	508,0	187,9	171,9	170,5
386,0	147,3	133,6	143	448,0	169,9	154,2	157	510,0	187,9	171,9	170,9
388,0	148,2	134,4	143	450,0	170,6	155,0	158	512,0	187,9	171,9	171,4
390,0	148,2	135,0	144	452,0	170,6	155,6	158	514,0	187,9	173,1	171,8
392,0	149,2	136,0	144	454,0	171,7	155,6	159	516,0	188,1	173,1	172,2
394,0	149,9	136,8	145	456,0	172,3	156,7	159	518,0	188,3	174,0	172,6
396,0	148,8	136,8	145	458,0	173,3	157,6	160	520,0	188,5	174,0	173,0
398,0	146,0	135,1	146	460,0	173,3	157,6	160	522,0	189,4	174,7	173,4
400,0	146,0	135,1	146	462,0	174,2	158,3	161	524,0	189,4	174,7	173,8
402,0	146,1	135,9	147	464,0	174,8	159,2	161	526,0	190,0	175,3	174,3

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
528,0	190,6	176,3	175	590,0	199,7	187,0	187	652,0	208,0	196,8	198,2
530,0	191,5	176,3	175	592,0	199,7	186,9	187	654,0	208,4	196,9	198,5
532,0	191,5	176,4	175	594,0	201,0	186,9	188	656,0	209,4	196,9	198,9
534,0	192,1	177,7	176	596,0	201,0	188,0	188	658,0	210,7	197,9	199,2
536,0	192,1	177,7	176	598,0	201,0	188,0	188	660,0	211,3	198,8	199,6
538,0	191,5	177,7	177	600,0	201,1	188,0	189	662,0	210,5	198,8	199,9
540,0	192,2	178,4	177	602,0	201,4	189,0	189	664,0	210,5	198,7	200,3
542,0	192,8	179,2	178	604,0	203,3	190,2	190	666,0	210,5	198,5	200,6
544,0	193,6	178,5	178	606,0	203,3	190,2	190	668,0	210,4	198,3	200,9
546,0	194,5	179,3	178	608,0	204,0	189,3	190	670,0	210,2	198,2	201,3
548,0	194,5	179,9	179	610,0	204,0	190,0	191	672,0	210,2	198,3	201,6
550,0	194,6	179,9	179	612,0	204,0	190,0	191	674,0	212,4	200,4	202,0
552,0	195,3	179,9	180	614,0	204,2	190,9	191	676,0	212,4	200,4	202,3
554,0	194,7	181,1	180	616,0	204,6	191,5	192	678,0	213,3	200,4	202,6
556,0	194,7	181,1	180	618,0	204,9	192,3	192	680,0	212,0	200,3	203,0
558,0	195,3	182,0	181	620,0	205,0	192,9	192	682,0	212,0	200,1	203,3
560,0	196,2	182,7	181	622,0	204,7	192,9	193	684,0	211,4	199,5	203,6
562,0	197,6	182,7	182	624,0	204,5	192,8	193	686,0	212,6	199,7	204,0
564,0	197,6	182,6	182	626,0	204,8	193,0	194	688,0	213,5	199,7	204,3
566,0	197,5	182,7	182	628,0	205,2	193,1	194	690,0	213,5	199,8	204,6
568,0	197,4	184,0	183	630,0	206,4	193,1	194	692,0	214,3	200,0	204,9
570,0	197,4	184,9	183	632,0	205,4	193,1	195	694,0	214,3	200,1	205,3
572,0	198,5	184,3	183	634,0	206,2	194,7	195	696,0	214,2	200,6	205,6
574,0	198,5	184,3	184	636,0	207,1	195,3	195	698,0	213,8	200,6	205,9
576,0	197,9	185,8	184	638,0	207,1	194,7	196	700,0	213,3	201,0	206,3
578,0	197,9	185,8	185	640,0	207,3	195,4	196	702,0	211,8	200,4	206,6
580,0	197,8	186,7	185	642,0	208,7	195,4	196	704,0	212,6	200,4	206,9
582,0	197,8	186,7	185	644,0	208,7	195,3	197	706,0	212,6	199,5	207,2
584,0	198,9	187,6	186	646,0	208,7	195,9	197	708,0	212,7	200,9	207,6
586,0	199,7	187,0	186	648,0	208,6	195,9	197	710,0	214,5	201,7	207,9
588,0	199,7	187,0	187	650,0	208,3	196,8	198	712,0	213,7	202,6	208,2

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
714	213,7	203,6	208,5	776	222,5	211,5	218,0	838	227,9	215,5	226,6
716	214,6	203,6	208,8	778	222,5	210,7	218,3	840	229,0	215,4	226,9
718	214,6	203,5	209,1	780	224,2	211,5	218,6	842	229,0	215,4	227,2
720	215,2	203,5	209,5	782	224,2	211,5	218,9	844	229,6	217,1	227,4
722	216,3	203,8	209,7	784	224,2	212,7	219,1	846	230,4	217,2	227,7
724	215,5	205,2	210,1	786	224,6	213,3	219,4	848	231,6	216,5	227,9
726	215,5	205,2	210,4	788	226,4	214,0	219,7	850	230,8	216,5	228,2
728	217,8	205,2	210,7	790	227,0	214,0	220,0	852	230,1	216,5	228,5
730	216,9	204,2	211,0	792	225,9	212,9	220,2	854	230,8	216,7	228,7
732	216,9	204,2	211,3	794	226,5	212,9	220,5	856	230,8	217,1	229,0
734	216,9	204,2	211,6	796	226,5	212,2	220,8	858	231,5	217,2	229,2
736	216,9	204,3	212,0	798	226,5	212,2	221,1	860	230,0	217,4	229,5
738	216,9	205,7	212,3	800	226,5	213,1	221,4	862	231,2	217,5	229,8
740	217,7	205,7	212,6	802	226,6	213,1	221,7	864	232,3	218,9	230,0
742	217,7	206,5	212,9	804	226,5	212,5	222,0	866	231,2	218,9	230,3
744	218,8	205,7	213,2	806	227,1	212,5	222,3	868	230,4	218,9	230,5
746	218,8	205,7	213,5	808	227,8	212,5	222,5	870	232,6	219,6	230,8
748	219,4	207,8	213,8	810	227,2	212,7	222,8	872	234,1	219,6	231,1
750	219,4	207,8	214,1	812	227,2	212,8	223,1	874	234,7	220,5	231,3
752	218,5	207,8	214,4	814	227,1	212,9	223,4	876	234,7	221,2	231,6
754	219,1	208,0	214,7	816	227,2	213,0	223,6	878	234,7	221,8	231,8
756	219,1	208,3	215,0	818	227,4	213,4	223,9	880	234,5	221,8	232,1
758	221,3	208,9	215,3	820	227,6	213,9	224,2	882	235,6	221,9	232,4
760	223,0	209,6	215,6	822	227,7	214,3	224,5	884	235,6	222,5	232,6
762	222,0	209,9	215,9	824	227,6	215,3	224,7	886	234,9	222,5	232,9
764	221,4	209,9	216,2	826	227,4	215,3	225,0	888	234,9	221,0	233,1
766	222,0	210,4	216,5	828	227,7	215,2	225,3	890	235,6	222,2	233,3
768	222,0	210,4	216,8	830	227,7	215,1	225,5	892	234,7	222,8	233,6
770	223,2	210,3	217,1	832	228,3	216,3	225,8	894	234,7	222,8	233,8
772	222,5	211,7	217,4	834	228,3	216,3	226,1	896	237,6	222,1	234,1
774	222,5	210,9	217,7	836	227,9	215,5	226,4	898	236,2	222,8	234,3

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
900	235,3	221,8	234,6	962	244,2	227,2	241,8	1024	249,3	232,6	248,5
902	236,3	222,0	234,8	964	245,9	228,1	242,0	1026	250,5	232,4	248,7
904	238,7	222,0	235,1	966	245,3	228,1	242,2	1028	249,7	232,3	248,9
906	237,2	221,9	235,3	968	246,4	228,2	242,5	1030	251,8	233,9	249,1
908	237,8	222,6	235,5	970	246,4	228,2	242,7	1032	251,8	233,9	249,3
910	237,8	223,3	235,8	972	245,2	228,3	242,9	1034	251,7	234,9	249,5
912	236,7	221,8	236,0	974	245,2	228,1	243,1	1036	252,5	235,5	249,7
914	236,1	221,8	236,3	976	244,3	228,1	243,3	1038	251,7	235,5	249,9
916	236,9	222,5	236,5	978	245,1	228,1	243,6	1040	250,6	234,7	250,1
918	238,7	222,5	236,7	980	244,5	228,2	243,8	1042	252,2	235,5	250,3
920	239,3	223,6	237,0	982	243,7	228,5	244,0	1044	252,2	234,9	250,5
922	238,5	224,3	237,2	984	243,7	228,7	244,2	1046	253,2	234,9	250,7
924	239,6	224,3	237,4	986	245,1	230,4	244,4	1048	254,3	234,9	250,8
926	238,6	224,2	237,7	988	245,1	229,8	244,7	1050	253,6	235,3	251,1
928	239,4	224,9	237,9	990	245,1	229,8	244,9	1052	254,6	236,0	251,2
930	242,1	226,4	238,1	992	245,0	229,8	245,1	1054	254,6	236,0	251,4
932	243,0	226,4	238,4	994	245,0	229,7	245,3	1056	253,5	236,8	251,6
934	243,0	225,8	238,6	996	246,0	230,4	245,5	1058	254,4	236,8	251,8
936	242,1	225,8	238,8	998	246,0	230,4	245,7	1060	253,6	236,7	252,0
938	241,5	225,9	239,1	1000	246,0	230,4	245,9	1062	253,6	236,0	252,2
940	240,5	226,1	239,3	1002	247,2	232,2	246,2	1064	253,0	236,0	252,4
942	240,5	227,4	239,5	1004	247,2	232,2	246,4	1066	254,4	237,5	252,6
944	241,2	228,1	239,8	1006	249,0	232,8	246,6	1068	253,6	236,9	252,8
946	241,2	228,8	240,0	1008	248,3	231,8	246,8	1070	254,3	236,9	253,0
948	242,4	227,8	240,2	1010	248,3	231,8	247,0	1072	252,8	236,9	253,1
950	242,4	227,8	240,4	1012	249,9	232,7	247,2	1074	252,8	236,6	253,3
952	241,8	227,7	240,6	1014	248,5	233,8	247,4	1076	253,6	236,2	253,5
954	244,0	226,5	240,9	1016	249,4	232,8	247,6	1078	253,0	235,9	253,7
956	244,0	225,7	241,1	1018	249,4	232,8	247,8	1080	253,9	235,9	253,9
958	244,0	226,3	241,3	1020	250,6	232,8	248,0	1082	255,0	236,2	254,1
960	244,1	227,2	241,6	1022	249,9	232,9	248,3	1084	254,3	236,6	254,3

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
1 086	255,2	236,9	254,4	1 148	262,3	245,0	260,0	1 210	263,8	246,7	265,0
1 088	256,3	238,1	254,6	1 150	263,2	244,1	260,1	1 212	265,2	246,7	265,1
1 090	255,6	239,1	254,8	1 152	265,0	245,2	260,3	1 214	263,5	247,6	265,3
1 092	254,8	238,5	255,0	1 154	261,8	245,2	260,4	1 216	264,1	246,2	265,4
1 094	254,1	238,5	255,2	1 156	261,8	244,5	260,6	1 218	264,7	248,1	265,6
1 096	255,6	239,7	255,4	1 158	261,7	244,5	260,8	1 220	265,3	247,4	265,7
1 098	254,9	239,7	255,6	1 160	261,3	245,4	261,0	1 222	263,5	248,3	265,9
1 100	255,8	239,6	255,7	1 162	259,4	244,8	261,1	1 224	264,3	248,3	266,0
1 102	257,2	241,5	255,9	1 164	262,2	243,6	261,3	1 226	265,2	248,2	266,2
1 104	256,1	240,5	256,1	1 166	263,7	242,6	261,5	1 228	267,6	248,0	266,3
1 106	256,8	240,5	256,3	1 168	265,1	243,6	261,6	1 230	267,1	247,4	266,5
1 108	256,8	241,8	256,5	1 170	263,5	242,6	261,8	1 232	265,8	247,4	266,6
1 110	256,8	241,8	256,6	1 172	263,5	243,4	262,0	1 234	268,6	248,9	266,8
1 112	257,0	242,7	256,8	1 174	263,3	243,4	262,1	1 236	266,4	249,5	266,9
1 114	258,1	241,6	257,0	1 176	262,3	243,3	262,3	1 238	266,4	248,1	267,1
1 116	256,5	241,6	257,2	1 178	262,3	243,4	262,4	1 240	268,6	248,7	267,3
1 118	257,1	241,5	257,3	1 180	262,2	242,5	262,6	1 242	267,5	249,3	267,4
1 120	257,0	241,3	257,5	1 182	265,6	243,1	262,8	1 244	266,3	248,1	267,6
1 122	257,0	241,2	257,7	1 184	264,0	243,1	262,9	1 246	266,3	248,1	267,7
1 124	256,3	240,9	257,8	1 186	263,4	243,8	263,1	1 248	264,9	248,1	267,9
1 126	257,4	242,3	258,0	1 188	262,8	243,0	263,3	1 250	264,9	248,7	268,0
1 128	257,4	243,3	258,2	1 190	262,8	243,7	263,4	1 252	265,0	248,7	268,2
1 130	257,3	243,3	258,4	1 192	262,1	243,7	263,6	1 254	266,0	250,2	268,3
1 132	257,9	242,7	258,6	1 194	263,3	244,4	263,7	1 256	266,0	250,2	268,4
1 134	259,8	243,4	258,7	1 196	263,3	244,4	263,9	1 258	265,9	249,1	268,6
1 136	259,2	243,4	258,9	1 198	263,3	245,1	264,0	1 260	266,7	249,1	268,7
1 138	258,1	242,5	259,1	1 200	264,2	245,1	264,2	1 262	266,0	249,2	268,9
1 140	258,7	243,7	259,3	1 202	264,2	245,7	264,4	1 264	266,0	249,3	269,0
1 142	259,2	243,0	259,4	1 204	263,6	245,7	264,5	1 266	265,1	250,2	269,2
1 144	258,4	243,0	259,6	1 206	263,6	246,6	264,7	1 268	265,1	250,2	269,3
1 146	258,4	244,0	259,8	1 208	264,5	247,3	264,8	1 270	265,7	250,3	269,4

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
1 272	266,9	251,7	269,6	1 334	272,4	255,5	273,7	1 396	274,2	258,6	277,5
1 274	265,9	251,7	269,7	1 336	272,7	255,5	273,9	1 398	275,2	258,6	277,6
1 276	265,9	250,1	269,9	1 338	272,7	255,5	274,0	1 400	276,2	260,1	277,7
1 278	266,0	251,1	270,0	1 340	273,9	256,4	274,1	1 402	276,7	260,1	277,8
1 280	265,5	251,1	270,1	1 342	272,5	256,2	274,3	1 404	276,7	260,1	277,9
1 282	267,5	250,1	270,3	1 344	272,5	255,1	274,4	1 406	276,6	259,0	278,0
1 284	268,4	251,3	270,4	1 346	272,5	255,7	274,5	1 408	276,7	259,7	278,1
1 286	268,0	250,5	270,5	1 348	271,7	255,7	274,6	1 410	276,7	259,7	278,2
1 288	269,6	251,0	270,7	1 350	271,6	255,7	274,8	1 412	276,7	260,8	278,4
1 290	269,0	252,4	270,8	1 352	272,3	255,5	274,9	1 414	277,8	260,8	278,5
1 292	269,6	251,1	270,9	1 354	272,3	256,8	275,0	1 416	278,2	260,9	278,6
1 294	269,6	251,1	271,0	1 356	272,2	256,8	275,1	1 418	276,5	260,3	278,7
1 296	270,2	252,1	271,2	1 358	272,0	256,5	275,2	1 420	276,5	259,7	278,8
1 298	270,4	252,1	271,3	1 360	271,5	255,4	275,4	1 422	277,9	261,7	278,9
1 300	271,8	253,2	271,4	1 362	272,1	256,0	275,5	1 424	277,9	261,0	279,0
1 302	269,7	252,4	271,6	1 364	272,1	256,6	275,6	1 426	277,7	261,0	279,1
1 304	270,6	252,4	271,7	1 366	271,9	256,6	275,7	1 428	279,6	261,0	279,3
1 306	272,4	253,2	271,9	1 368	275,0	256,6	275,9	1 430	278,2	261,1	279,3
1 308	271,5	253,2	272,0	1 370	273,8	256,6	276,0	1 432	279,0	262,2	279,5
1 310	272,5	253,2	272,2	1 372	274,4	256,6	276,1	1 434	280,0	263,1	279,6
1 312	272,5	253,3	272,3	1 374	274,4	257,5	276,2	1 436	278,7	263,1	279,7
1 314	270,4	253,4	272,4	1 376	273,5	258,0	276,3	1 438	277,9	264,1	279,8
1 316	271,1	253,6	272,5	1 378	273,5	258,0	276,4	1 440	278,5	264,1	279,9
1 318	270,4	253,3	272,7	1 380	275,1	257,6	276,6	1 442	279,6	264,0	280,0
1 320	270,5	253,3	272,8	1 382	276,1	258,4	276,7	1 444	279,6	263,7	280,1
1 322	269,6	253,2	273,0	1 384	273,1	257,8	276,8	1 446	279,5	263,8	280,2
1 324	269,6	253,8	273,1	1 386	273,1	257,1	276,9	1 448	280,3	264,1	280,3
1 326	273,5	255,6	273,2	1 388	273,1	257,1	277,0	1 450	282,3	264,3	280,4
1 328	273,7	255,6	273,3	1 390	273,3	257,2	277,1	1 452	281,5	264,7	280,6
1 330	272,5	254,9	273,5	1 392	273,3	257,5	277,2	1 454	281,5	264,7	280,7
1 332	272,5	255,5	273,6	1 394	274,2	257,5	277,4	1 456	282,1	265,4	280,8

Tabla AX.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 1. P = 5 075,3 W
(continuación...)

t	T2	T4	TAS.1	t	T2	T4	TAS.1
(s)	(°C)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(°C)
1 458	283,3	265,4	280,9	1 520	283,2	271,0	284,0
1 460	284,0	266,1	281,0	1 522	283,2	270,0	284,2
1 462	282,8	265,0	281,1	1 524	281,4	267,4	284,2
1 464	282,8	265,7	281,2	1 526	281,4	267,4	284,2
1 466	282,8	266,3	281,3	1 528	281,4	268,0	284,4
1 468	284,7	266,9	281,4	1 530	280,4	267,0	284,4
1 470	284,9	266,9	281,5	1 532	281,8	267,9	284,5
1 472	284,0	266,8	281,6	1 534	283,0	268,7	284,6
1 474	284,0	266,6	281,7	1 536	284,5	268,7	284,7
1 476	284,6	266,3	281,8	1 538	283,3	268,6	284,8
1 478	284,6	267,0	281,9	1 540	283,3	269,5	284,9
1 480	283,9	266,3	282,0	1 542	286,5	270,9	285,0
1 482	285,8	267,0	282,1	1 544	284,6	270,9	285,1
1 484	284,3	267,0	282,2	1 546	285,6	269,1	285,2
1 486	285,5	266,4	282,3	1 548	285,6	271,1	285,3
1 488	284,2	267,6	282,4	1 550	284,9	270,5	285,4
1 490	284,2	268,3	282,5	1 552	284,2	269,4	285,5
1 492	285,0	267,7	282,6	1 554	288,7	270,5	285,6
1 494	284,1	268,7	282,7	1 556	287,0	271,2	285,7
1 496	284,1	268,1	282,8	1 558	285,0	268,5	285,8
1 498	287,4	267,2	282,9	1 560	287,9	269,1	285,9
1 500	286,4	268,4	283,0				
1 502	286,4	269,1	283,1				
1 504	285,8	268,5	283,2				
1 506	282,9	268,5	283,3				
1 508	283,9	267,8	283,4				
1 510	281,6	267,2	283,5				
1 512	283,0	267,2	283,6				
1 514	281,7	269,0	283,7				
1 516	280,3	268,1	283,8				
1 518	281,0	268,1	283,9				

ANEXO XI

**TEMPERATURAS EXPERIMENTALES Y DE SIMULACIÓN PARA
EL ENSAYO DE ENFRIAMIENTO PASIVO (ENSAYO 4)**

Tabla AXI.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 4. P = 5 454,1 W.
Sección de enfriamiento

t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4
(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)
3 382	320,9	319,6	3 434	53,3	120,3	3 486	60,1	85,3
3 384	301,1	319,1	3 436	55,4	118,0	3 488	60,0	84,6
3 386	281,3	241,8	3 438	51,7	115,9	3 490	61,3	83,9
3 388	174,4	232,0	3 440	47,4	113,9	3 492	60,9	83,2
3 390	166,7	223,0	3 442	51,0	111,9	3 494	51,7	82,6
3 392	162,0	214,6	3 444	50,0	110,1	3 496	47,4	81,9
3 394	158,3	206,7	3 446	49,4	108,3	3 498	46,3	81,3
3 396	155,2	199,4	3 448	50,3	106,6	3 500	48,3	80,7
3 398	151,0	192,5	3 450	48,7	105,0	3 502	44,2	80,2
3 400	141,7	186,1	3 452	49,0	103,5	3 504	52,5	79,6
3 402	133,5	180,1	3 454	48,3	102,0	3 506	59,4	79,1
3 404	121,3	174,5	3 456	46,2	100,6	3 508	62,6	78,6
3 406	94,2	169,2	3 458	43,0	99,3	3 510	54,0	78,1
3 408	61,9	164,2	3 460	46,6	98,0	3 512	48,7	77,6
3 410	58,5	159,5	3 462	50,5	96,8	3 514	49,5	77,1
3 412	61,0	155,1	3 464	48,6	95,6	3 516	47,5	76,6
3 414	65,1	151,0	3 466	44,7	94,5	3 518	47,9	76,2
3 416	68,5	147,1	3 468	48,7	93,4	3 520	52,8	75,7
3 418	72,5	143,4	3 470	55,7	92,3	3 522	55,1	75,3
3 420	70,5	139,9	3 472	55,8	91,3	3 524	57,4	74,9
3 422	62,5	136,6	3 474	58,7	90,4	3 526	59,8	74,4
3 424	64,3	133,5	3 476	58,8	89,4	3 528	60,8	74,0
3 426	60,3	130,6	3 478	60,4	88,6	3 530	60,8	73,6
3 428	56,4	127,8	3 480	59,8	87,7	3 532	48,0	73,3
3 430	55,6	125,2	3 482	59,5	86,9	3 534	42,1	72,9
3 432	52,1	122,7	3 484	59,0	86,1	3 536	43,1	72,5

Tabla AXI.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 4. P = 5 454,1 W.
Sección de enfriamiento (continuación...)

t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4	T	TE.S4	TE.S4
(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)
3 538	41,8	72,2	3 594	52,7	64,7	3 650	50,5	60,7
3 540	41,6	71,8	3 596	46,0	64,6	3 652	50,1	60,6
3 542	41,7	71,5	3 598	52,5	64,4	3 654	49,2	60,5
3 544	47,0	71,1	3 600	53,7	64,2	3 656	49,2	60,4
3 546	51,6	70,8	3 602	59,1	64,0	3 658	47,6	60,3
3 548	54,2	70,5	3 604	64,5	63,8	3 660	47,0	60,2
3 550	55,8	70,2	3 606	50,2	63,7	3 662	47,0	60,1
3 552	58,5	69,9	3 608	54,6	63,5	3 664	46,1	60,0
3 554	58,7	69,6	3 610	50,7	63,3	3 666	44,3	59,9
3 556	59,8	69,3	3 612	53,3	63,2	3 668	44,8	59,8
3 558	59,5	69,0	3 614	53,1	63,0	3 670	43,8	59,8
3 560	60,2	68,7	3 616	49,6	62,9	3 672	44,2	59,7
3 562	61,3	68,4	3 618	51,0	62,7	3 674	43,8	59,6
3 564	62,3	68,1	3 620	52,3	62,6	3 676	43,1	59,5
3 566	62,7	67,9	3 622	54,0	62,4	3 678	42,8	59,4
3 568	63,4	67,6	3 624	54,4	62,3	3 680	42,2	59,4
3 570	63,4	67,4	3 626	36,4	62,1	3 682	41,3	59,3
3 572	66,4	67,1	3 628	43,1	62,0	3 684	40,7	59,2
3 574	64,7	66,9	3 630	46,6	61,9	3 686	40,2	59,2
3 576	62,0	66,6	3 632	48,0	61,7	3 688	39,0	59,1
3 578	54,9	66,4	3 634	48,0	61,6	3 690	38,1	59,0
3 580	49,2	66,2	3 636	49,0	61,5	3 692	31,4	58,9
3 582	46,9	66,0	3 638	49,5	61,4	3 694	30,7	58,9
3 584	38,1	65,8	3 640	51,3	61,3	3 696	34,9	58,8
3 586	46,8	65,5	3 642	52,9	61,2	3 698	34,3	58,8
3 588	45,2	65,3	3 644	52,6	61,0	3 700	31,7	58,7
3 590	49,8	65,1	3 646	51,5	60,9	3 702	33,9	58,6
3 592	55,0	64,9	3 648	49,7	60,8	3 704	34,9	58,6

Tabla AXI.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 4. P = 5 454,1 W.
Sección de enfriamiento (continuación...)

t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4
(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)
3 706	34,8	58,5	3 768	37,7	57,3	3 830	36,6	56,7
3 708	35,1	58,5	3 770	37,7	57,3	3 832	36,5	56,7
3 710	34,0	58,4	3 772	38,6	57,2	3 834	36,5	56,7
3 712	34,2	58,3	3 774	38,5	57,2	3 836	36,3	56,7
3 714	35,5	58,3	3 776	39,3	57,2	3 838	36,2	56,7
3 716	36,7	58,2	3 778	38,6	57,2	3 840	36,2	56,7
3 718	34,4	58,2	3 780	38,9	57,1	3 842	36,2	56,7
3 720	37,5	58,1	3 782	37,9	57,1	3 844	35,8	56,6
3 722	39,1	58,1	3 784	38,6	57,1	3 846	36,1	56,6
3 724	38,5	58,1	3 786	38,1	57,1	3 848	36,6	56,6
3 726	39,0	58,0	3 788	37,6	57,0	3 850	36,8	56,6
3 728	39,0	58,0	3 790	38,0	57,0	3 852	36,1	56,6
3 730	41,0	57,9	3 792	37,3	57,0	3 854	35,8	56,6
3 732	40,7	57,9	3 794	37,3	57,0	3 856	36,1	56,6
3 734	41,6	57,8	3 796	37,5	57,0	3 858	36,1	56,6
3 736	40,6	57,8	3 798	37,6	56,9	3 860	35,1	56,6
3 738	39,9	57,8	3 800	38,1	56,9	3 862	36,1	56,6
3 740	39,4	57,7	3 802	37,3	56,9	3 864	35,6	56,6
3 742	39,9	57,7	3 804	37,5	56,9	3 866	36,2	56,6
3 744	39,2	57,7	3 806	37,8	56,9	3 868	35,3	56,6
3 746	39,2	57,6	3 808	37,8	56,9	3 870	35,4	56,6
3 748	39,1	57,6	3 810	36,6	56,8	3 872	35,7	56,5
3 750	39,1	57,6	3 812	37,0	56,8	3 874	35,7	56,5
3 752	39,3	57,5	3 814	37,4	56,8	3 876	36,1	56,5
3 754	39,5	57,5	3 816	36,8	56,8	3 878	36,1	56,5
3 756	38,7	57,5	3 818	36,8	56,8	3 880	36,1	56,5
3 758	38,9	57,4	3 820	36,7	56,8	3 882	35,7	56,5
3 760	38,8	57,4	3 822	36,7	56,8	3 884	36,0	56,5
3 762	38,6	57,4	3 824	36,7	56,7	3 886	35,3	56,5
3 764	39,0	57,3	3 826	36,8	56,7	3 888	35,0	56,5
3 766	38,2	57,3	3 828	36,8	56,7	3 890	34,7	56,5

Tabla AXI.1 Temperaturas experimentales y de simulación para ensayo 4. P = 5 454,1 W.
Sección de enfriamiento (continuación...)

t	TE.S4	TE.S4	t	TE.S4	TE.S4
(s)	(°C)	(°C)	(s)	(°C)	(°C)
3 892	35,0	56,5	3 952	33,9	56,5
3 894	35,5	56,5	3 954	33,8	56,5
3 896	35,0	56,5	3 956	33,8	56,5
3 898	35,6	56,5	3 958	33,8	56,5
3 900	36,0	56,5	3 960	33,9	56,5
3 902	35,0	56,5	3 962	33,8	56,5
3 904	34,6	56,5	3 964	33,4	56,5
3 906	35,1	56,5	3 966	33,4	56,5
3 908	35,1	56,5	3 968	33,5	56,5
3 910	34,6	56,5	3 970	33,3	56,5
3 912	34,6	56,5	3 972	33,3	56,5
3 914	35,0	56,5	3 974	33,7	56,5
3 916	34,3	56,5	3 976	33,7	56,5
3 918	34,4	56,5	3 978	34,2	56,6
3 920	34,4	56,5	3 980	33,7	56,6
3 922	34,4	56,5	3 982	33,8	56,6
3 924	34,5	56,5	3 984	33,8	56,6
3 926	34,5	56,5	3 986	33,7	56,6
3 928	34,4	56,5	3 988	33,7	56,6
3 930	34,2	56,5	3 990	34,9	56,6
3 932	34,2	56,5	3 992	34,0	56,6
3 934	35,1	56,5	3 994	34,4	56,6
3 936	34,2	56,5	3 996	35,1	56,6
3 938	34,8	56,5	3 998	33,8	56,6
3 940	35,3	56,5	4 000	34,4	56,6
3 942	34,9	56,5			
3 944	34,6	56,5			
3 946	34,5	56,5			
3 948	34,5	56,5			
3 950	33,9	56,5			

ANEXO XII

REPORTE DE SOLIDWORKS COMPLETO DE LAS CONDICIONES DE SIMULACIÓN PARA EL ENFRIAMIENTO PASIVO DE LA CÁMARA DE COMBUSTIBLE

FULL REPORT

System Info

Product	Flow Simulation 2012 0.0. Build: 1 784
Computer name	ERIKASOLANO
User name	Erika
Processors	Intel(R) Core(TM) i5 CPU M 460 @ 2.53GHz
Memory	3 758 MB / 8 388 607 MB
Operating system	Windows 7 Service Pack 1 (Build 7601)
CAD version	SolidWorks 2012 SP0.0
CPU speed	2 534 MHz

General Info

Model	C:\Users\Erika\Desktop\TESIS\FBNR\Redacción de Tesis\SIMULACIÓN TOTAL\CHAMBER\Simulaciones\Enfriamiento4.SLDASM
Project name	Enfriamiento4
Project path	C:\Users\Erika\Desktop\TESIS\FBNR\Redacción de Tesis\SIMULACIÓN TOTAL\CHAMBER\Simulaciones\2
Units system	SI (m-kg-s)
Analysis type	Internal
Exclude cavities without flow conditions	Off
Coordinate system	Global coordinate system
Reference axis	X

INPUT DATA

Initial Mesh Settings

Automatic initial mesh: On

Result resolution level: 3

Advanced narrow channel refinement: Off

Refinement in solid region: Off

Geometry Resolution

Evaluation of minimum gap size: Automatic

Evaluation of minimum wall thickness: Automatic

Computational Domain

Size

X min	-4.446 m
X max	6.888 m
Y min	-5.970 m
Y max	5.078 m
Z min	-5.667 m
Z max	5.667 m

Boundary Conditions

2D plane flow	None
At X min	Default
At X max	Default
At Y min	Default
At Y max	Default
At Z min	Default
At Z max	Default

Physical Features

Heat conduction in solids: On

Heat conduction in solids only: Off

Radiation: Off

Time dependent: On

Gravitational effects: On

Flow type: Laminar and turbulent

High Mach number flow: Off

Default roughness: 0 micrometer

Gravitational Settings

X component	0 m/s ²
Y component	-9.81 m/s ²
Z component	0 m/s ²

Default outer wall condition: Adiabatic wall

Initial Conditions

Thermodynamic parameters	Static Pressure: 101 325.00 Pa Temperature: 20.00 °C
Velocity parameters	Velocity vector Velocity in X direction: 0 m/s Velocity in Y direction: 0 m/s Velocity in Z direction: 0 m/s
Solid parameters	Default material: <u>SIII.Homogenized</u> Initial solid temperature: 300.00 °C
Turbulence parameters	Turbulence intensity and length Intensity: 2.00 % Length: 0.110 m

Material Settings

Fluids

Water

Solids

SIII.Homogenized

Fluid Subdomains

Fluid Subdomain 1

Thermodynamic Parameters	Static Pressure: 101 325.00 Pa
--------------------------	--------------------------------

	Pressure potential: On Temperature: 20.00 °C
Velocity Parameters	Velocity in X direction: 0 m/s Velocity in Y direction: 0 m/s Velocity in Z direction: 0 m/s
Turbulence parameters type:	Turbulence intensity and length
Intensity	2.00 %
Length	0.110 m
Flow type	Laminar and Turbulent
Cavitation	Off
Fluids	<u>Water</u>
Faces	Cara<2>@Estanque. Tapas-1 Cara<1>@Estanque. Tapas-1
Coordinate system	Global coordinate system
Reference axis	X

Solid Materials

SIII.Homogenized Solid Material 1

Components	Espiral centrado-1@Enfriamiento4
Solid substance	<u>SIII.Homogenized</u>

Boundary Conditions

Real Wall 1

Type	Real wall
Faces	Face<12>@LID1-1 Face<13>@Estanque. Tapas-1 Face<14>@Estanque. Tapas-1 Face<11>@Estanque. Tapas-1 Face<10>@Estanque. Tapas-1 Face<9>@Estanque. Tapas-1
Coordinate system	Global coordinate system
Reference axis	X

Wall Temperature	20.00 °C
Dynamic boundary layer thickness	0 m

Heat Volume Sources

VS Volumetric Heat Generation Rate 1

Source type	Volumetric Heat Generation Rate
Volumetric heat generation rate	((-1.8371957*(10^5)*(log(t)/log(2.718281828)))+(1.1453714*10^6)) W/m^3
Components	Espiral centrado-1@Enfriamiento4
Coordinate system	Global coordinate system
Reference axis	X

Local Initial Conditions

Initial Condition 1

Components	Espiral centrado-1@Enfriamiento4
Coordinate system	Global coordinate system
Reference axis	X
Flow parameters	Velocity vector Velocity in X direction: 0 m/s Velocity in Y direction: 0 m/s Velocity in Z direction: 0 m/s
Thermodynamic parameters	Static Pressure: 101 325.00 Pa Temperature: 20.00 °C
Concentrations	Substance fraction by mass
Turbulence parameters	Turbulence intensity and length Intensity: 2.00 % Length: 0.110 m

Goals

Global Goals

GG Av Temperature (Fluid) 1

Type	Global Goal
Goal type	Temperature (Fluid)
Calculate	Average value
Coordinate system	Global coordinate system
Use in convergence	On

Volume Goals

VG Av Temperature (Solid) 1

Type	Volume Goal
Goal type	Temperature (Solid)
Calculate	Average value
Components	Espiral centrado-1@Enfriamiento4
Coordinate system	Global coordinate system
Use in convergence	On

Calculation Control Options

Finish Conditions

Finish conditions	If one is satisfied
Maximum physical time	168.000 h

Solver Refinement

Refinement: Disabled

Results Saving

Save before refinement	On
Periodic saving	Units: Physical time Period: 0.100 h

Advanced Control Options

Flow FreezingFlow freezing strategy	Disabled
-------------------------------------	----------

Manual time step (Freezing): Off

Manual time step: 0.010 h

RESULTS

General Info

Iterations: 16 800

Physical time: 1 68.000 h

CPU time: 11 152 s

Log

Preparing data for calculation	10:31:15 , Aug 26
Calculation started 0	10:31:17 , Aug 26
Calculation has converged since the following criteria are satisfied: 1 6799	11:02:43 , Aug 26
Goals are converged 1 6799	
Max. phys. time is reached 1 6799	
Calculation finished 16 800	11:02:46 , Aug 26

Calculation Mesh

Basic Mesh Dimensions

Number of cells in X	14
Number of cells in Y	14
Number of cells in Z	14

Number Of Cells

Total cells	5 523
Fluid cells	2 914
Solid cells	61
Partial cells	2 548
Irregular cells	0
Trimmed cells	0

Maximum refinement level: 2

Goals

Name	Unit	Value	Progress	Use in convergence	Delta	Criteria
GG Av Temperature (Fluid) 1	°C	186.05	100	On	0.618081885	0.979530505
VG Av Temperature (Solid) 1	°C	440.89	100	On	0.567421236	62.3889946

Engineering Database

Solids

SIII.Homogenized

Path: Solids User Defined\Entorno cámara.SLDASM\TJ5. Enfriamiento 200V. Agua.

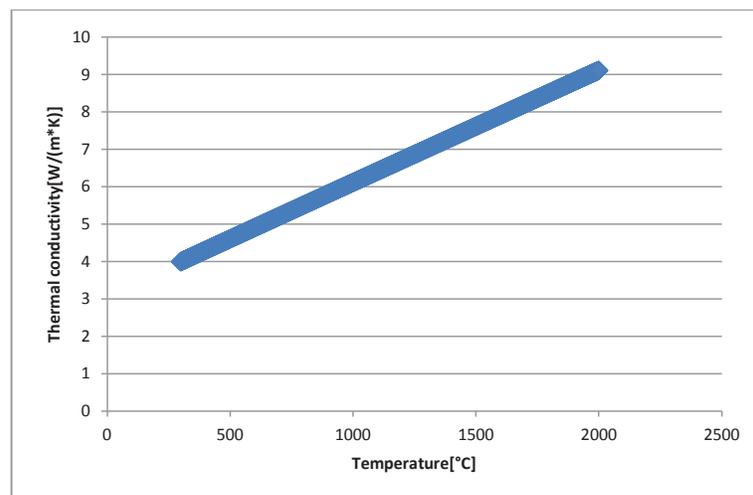
Espiral sin acoplamiento

Density: 3 119.53 kg/m³

Specific heat: 1 433.1 J/(kg*K)

Conductivity type: Isotropic

Thermal conductivity



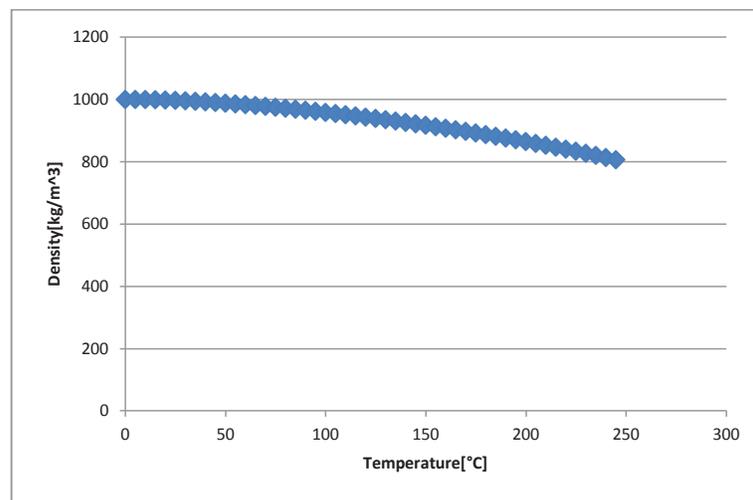
Electrical conductivity: Dielectric
Radiation properties: No
Melting temperature: 1 726.85 °C

Liquids

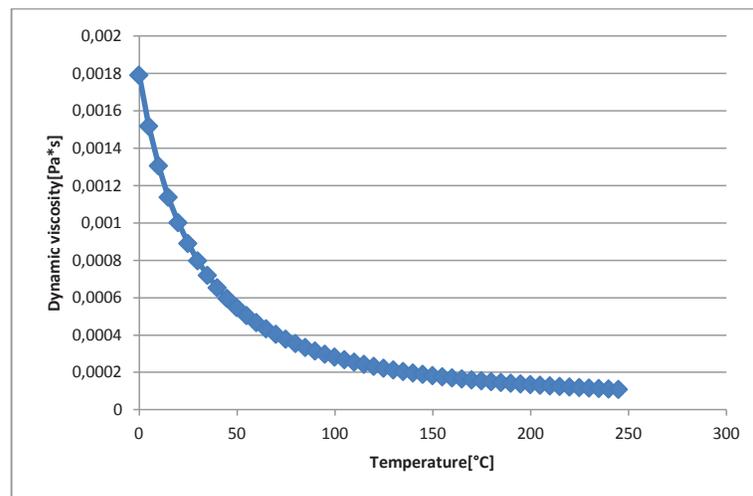
Water

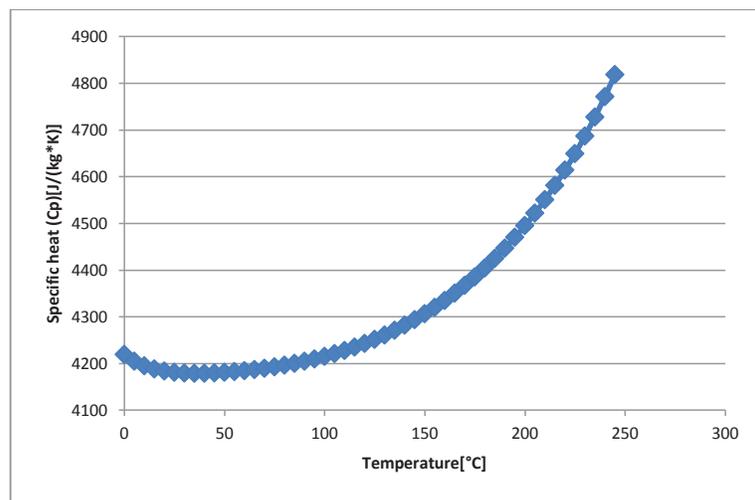
Path: Liquids Pre-Defined

Density

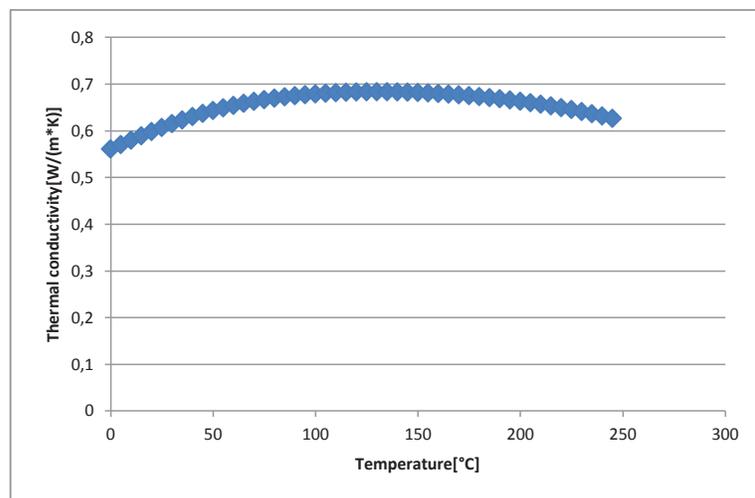


Dynamic viscosity



Specific heat (C_p)

Thermal conductivity



ANEXO XIII

PROPIEDADES TERMOFÍSICAS DEL AGUA PARA EL CÁLCULO DE LA MASA DE AGUA EVAPORADA

Tabla AXIII.1 Propiedades termofísicas del agua saturada para el cálculo de la masa de evaporación de agua para el entorno experimental y para el análisis del reactor FBNR

Propiedad	Experimental		Cámara de FBNR	
	Valor	Unidades	Valor	Unidades
Calor latente de ebullición	2 279,5	kJ kg^{-1}	2256	kJ kg^{-1}
Presión	0,72	atm	1,00	atm
Temperatura de saturación	964,63	$^{\circ}\text{C}$	100	$^{\circ}\text{C}$
Densidad	91,048	kg m^{-3}	958,37	kg m^{-3}

(Incropera, DeWitt, Bergman y Lavine, 2007, p. 860)