



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE QUÍMICA

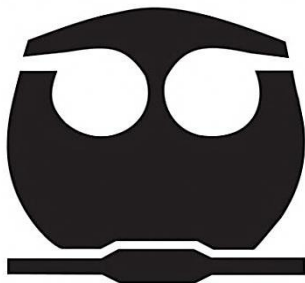
**CARACTERIZACIÓN DEL PODER DE ENFRIAMIENTO
DE UNA TINA DE TEMPLE INDUSTRIAL**

TESIS

**QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE:
INGENIERA QUÍMICA METALÚRGICA**

PRESENTA:

ANDREA GUTIÉRREZ HERNÁNDEZ



CIUDAD UNIVERSITARIA, CD. MX.

2018



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Presidente: Prof. JOSÉ BERNARDO HERNÁNDEZ MORALES
Vocal: Prof. ARTURO ALEJANDRO SANCHEZ SANTIAGO
Secretario: Prof. BALBINA OJEDA RAMIREZ
1er Suplente: Prof. VICTOR ANTONIO ARANDA VILLADA
2do Suplente: Prof. CLARA SARAID FLORES ROSAS

Sitio donde se desarrolló el tema:

Departamento de Ingeniería Metalúrgica
Facultad de Química, U.N.A.M., Edificio D.

Asesor del tema:

Dr. José Bernardo Hernández Morales

Sustentante:

Andrea Gutiérrez Hernández

CONTENIDO

Resumen	1
1 Introducción.....	3
1.1 Marco de trabajo	3
1.2 Justificación	5
1.3 Hipótesis	6
1.4 Objetivo.....	6
1.5 Objetivos particulares.....	7
2 Antecedentes	8
2.1 Tratamientos térmicos.....	8
2.2 Tratamiento térmico de temple.....	10
2.3 Análisis de curvas de enfriamiento.....	16
2.4 Conducción de calor	19
2.4.1 Formulación matemática de un problema directo de conducción de calor.....	19
2.5 Problema inverso de conducción de calor.....	21
2.5.1 Formulación matemática de un problema inverso de conducción de calor.....	21
3 Metodología.....	23
3.1 Historias térmicas en planta	23
3.2 Procesamiento de los datos de llegada.....	24
3.3 Solución del problema inverso de conducción de calor	24
3.4 Solución de problema directo de conducción de calor.....	26
4 Resultados y análisis	29
4.1 Problema Inverso de Conducción de Calor (<i>IHCP</i>)	29

4.2	Problema Directo de Conducción de Calor (<i>DHCP</i>)	39
5	Conclusiones.....	48
6	Bibliografía	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Correspondencia de Bain de la transformación martensítica.....	11
Figura 2.2 Micrograffías de la microestructura de la martensita	11
Figura 2.3 Curvas de $\frac{Du}{D}$ vs D o HD para estimar la severidad de temple (H) para baños de temple	13
Figura 2.4 Esquema representativo de las etapas de una curva de enfriamiento.	17
Figura 3.1 Fotografías de las probetas utilizadas para la medición de curvas de enfriamiento en planta.....	23
Figura 3.2 Esquema de la geometría del sistema axisimétrico considerado en el modelo matemático.....	25
Figura 3.3 Malla utilizada para la solución del $DHCP$ con <i>Abaqus CAE</i>	26
Figura 3.4 <i>Set</i> creado para extraer los datos de historia térmica local en tres nodos de interés.	27
Figura 4.1 Curvas de enfriamiento experimentales para las posiciones de los dos termopares: $D/4$ (subsuperficie) y $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.	29
Figura 4.2 Curvas de enfriamiento experimentales (cortadas) para las posiciones de los dos termopares: $D/4$ (subsuperficie) y $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.....	30
Figura 4.3 Curvas de enfriamiento experimentales (cortadas y filtradas) para las posiciones de los dos termopares: $D/4$ (subsuperficie) y $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.....	31
Figura 4.4 Curva de enfriamiento calculada con la solución numérica $IHCP$ contra la curva de enfriamiento experimental en $D/4$ (subsuperficie) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.....	32
Figura 4.5 Curva de enfriamiento calculada con la solución numérica $IHCP$ contra la curva de enfriamiento experimental en $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.....	33

Figura 4.6 Curva de residuales de temperatura en la posición D/4 (subsuperficie) calculadas con la solución numérica *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero. 34

Figura 4.7 *Flux* de calor en la superficie como función del tiempo estimada con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero..... 35

Figura 4.8. Curvas de enfriamiento para las siguientes posiciones nodales: Nodo 1 (centro), Nodo 10 (subsuperficie), Nodo 15 (3/4 R) y Nodo 20 (superficie) obtenidas con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero. 36

Figura 4.9 Curvas de enfriamiento experimentales para las posiciones de los dos termopares: D/4 (subsuperficie) y D/2 (centro), y curva de enfriamiento en la superficie obtenida con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero..... 37

Figura 4.10 *Flux* de calor en la superficie como función del tiempo, estimado con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero..... 38

Figura 4.11 *Flux* de calor en la superficie como función de la temperatura de superficie, estimado con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero..... 38

Figura 4.12 Curvas de enfriamiento en el centro, subsuperficie y superficie: solución del *IHCP* (líneas sólidas) y solución del *DHCP* usando *Abaqus CAE* (puntos) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero. 39

Figura 4.13 Rapidez de enfriamiento en el centro de la probeta de 8" de diámetro, calculada con la solución del *DHCP* con *Abaqus CAE*, utilizando como condición de frontera un valor constante del coeficiente convectivo 40

Figura 4.14 Curvas de enfriamiento para la probeta de 8 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera. 42

Figura 4.15 Curvas de enfriamiento para la probeta de 12 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera. 43

Figura 4.16 Curvas de enfriamiento para la probeta de 16 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera. 44

Figura 4.17 Curvas de enfriamiento para la probeta de 18 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera. 45

Figura 4.18 Curvas de enfriamiento para la probeta de 24 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera. 46

Figura 4.19 Efecto del diámetro de la probeta sobre la rapidez de enfriamiento promedio en el centro de la probeta, considerando variaciones del coeficiente promedio de transferencia de calor ***h***..... 47

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1 Propiedades termofísicas de los aceros utilizados	27
Tabla 4.1 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 8 " de diámetro.....	42
Tabla 4.2 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 12 " de diámetro....	43
Tabla 4.3 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 16 " de diámetro....	44
Tabla 4.4 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 18 " de diámetro....	45
Tabla 4.5 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 24 " de diámetro....	46

LISTADO DE SÍMBOLOS

Símbolo	Cantidad	Unidades
C_p	Calor específico a presión constante	$J\ kg^{-1}\ K^1$
D	Diámetro de probeta	M
D_u	Diámetro de zona no endurecida	M
\bar{h}	Coeficiente de transferencia de calor	$W\ m^{-2}\ K^1$
\bar{h}_{prom}	Coeficiente promedio de transferencia de calor en un rango de temperatura	$W\ m^{-2}\ K^1$
H	Severidad de temple	-
k	Conductividad térmica	$W\ m^{-1}\ K^1$
q	<i>Flux de calor</i>	$W\ m^{-2}$
r	Número de pasos de tiempo futuros	-
t	Tiempo	S
t_j	Tiempo j-ésimo	S
T	Temperatura	°C
T_o	Temperatura inicial	°C
T_∞	Temperatura del fluido	°C

Símbolo	Cantidad	Unidades
T_j	Temperatura local medida al tiempo t_j	$^{\circ}\text{C}$
ρ	Densidad	kg m^{-3}

Resumen

Existen dos metodologías usadas comúnmente para diseñar procesos de temple: análisis de la potencia de enfriamiento (*cooling power*) y análisis de la potencia de endurecimiento (*hardening power*) del medio de temple. La calidad del baño de temple puede ser medida con un análisis del poder de enfriamiento (*cooling power*) mediante el análisis de curvas de enfriamiento. En la actualidad, el diseño de proceso mediante ensayo y error o mediante ensayos de laboratorio ha ido cambiando hacia el uso de herramientas predictivas tales como modelos matemáticos.

En este trabajo se busca determinar si en piezas de acero, bajo distintas condiciones de enfriamiento, ya se ha llegado a un punto en el cual el enfriamiento en la línea central de probetas cilíndricas es controlado solamente por conducción al interior del sólido, es decir si se ha alcanzado una condición de enfriamiento en la que la resistencia al transporte por convección sea casi nula.

Inicialmente se hará un análisis de los datos en dos etapas, siendo la primera de ellas un análisis de los datos recibidos y en la segunda etapa se realizará un filtrado de los datos. La curva de enfriamiento medida experimentalmente y filtrada se alimentará al programa de cómputo WinProbe, que implementa el algoritmo secuencial de especificación de la función (*SFS*, por sus siglas en inglés) para resolver el problema inverso de conducción de calor para flujo de calor unidimensional en coordenadas cilíndricas. Una vez realizado esto, se procederá a estimar el *flux* de calor de la superficie para cada uno de los experimentos; esos valores se convertirán a valores de coeficiente de transferencia de calor aplicando la Ley de Enfriamiento de Newton. Estos valores se alimentarán (en una simulación computacional del comportamiento térmico de las probetas, realizada con el *software Abaqus CAE Student Edition*) como condición de frontera para resolver el problema directo de conducción de calor (*DHCP*) para obtener las historias térmicas en posiciones equivalentes a las posiciones de los termopares de medición, además de calcular la historia térmica en la superficie.

Adicionalmente, se calculará la rapidez promedio de enfriamiento en el centro de la probeta y, finalmente, para alcanzar el objetivo planteado se realizarán variaciones en el coeficiente de transferencia de calor promedio para estudiar su efecto sobre el valor promedio de la rapidez de enfriamiento.

1 Introducción

En la actualidad, el diseño de proceso mediante ensayo y error o mediante ensayos de laboratorio ha ido cambiando hacia el uso de herramientas predictivas tales como modelos matemáticos determinísticos. Con el propósito de provocar cambios deseados en la microestructura y, por lo tanto, en las propiedades de componentes metálicos, el tratamiento térmico convencional de endurecimiento en los aceros generalmente incluye el enfriamiento continuo y rápido en un medio de temple; la efectividad de este tratamiento varía dependiendo de la composición química del acero, el medio de temple, las condiciones a las que este se encuentra y las características de la pieza a temprar.

La calidad del baño de temple puede caracterizarse mediante un análisis de la potencia o poder de enfriamiento (*cooling power*) usando el análisis de curvas de enfriamiento. Uno de los parámetros que se derivan de este análisis es el coeficiente de transferencia de calor.

1.1 Marco de trabajo

Desde el inicio de los tiempos, al comienzo de la Edad del Hierro, el enfriamiento rápido, también conocido como temple, ha desempeñado un papel significativo en el crecimiento de la civilización en todo el mundo.

Gran parte del conocimiento inicial acerca del temple se desarrolló a partir del misticismo y trabajo empírico; sin embargo, al comienzo de la Era Industrial, alrededor de 1850 D.C., la humanidad comenzó una búsqueda para comprender y cuantificar los fenómenos físicos que ocurren durante los tratamientos térmicos. Hoy en día, existe una firme comprensión del tratamiento térmico de temple, tanto desde el punto de vista metalúrgico como térmico, lo que permite utilizar este proceso para cumplir con requerimientos específicos [1].

Existen dos metodologías usadas comúnmente para caracterizar medios de temple: análisis de la potencia de enfriamiento (*cooling power*) y análisis de la

potencia de endurecimiento (*hardening power*) [2]. Los ensayos de potencia de enfriamiento están diseñados para caracterizar específicamente el enfriamiento de probetas de laboratorio para un conjunto de variables de proceso dadas, mientras que los ensayos de poder de endurecimiento buscan cuantificar el efecto de esas variables en la distribución final de la dureza. Ejemplos del primer tipo de metodología son: la prueba del alambre caliente, la prueba del intervalo de 5 segundos y el análisis de curvas de enfriamiento. Por otra parte, el ensayo Jominy es un ejemplo de pruebas de laboratorio diseñadas para medir el poder de endurecimiento del baño de temple y la templabilidad del acero.

Si bien estas metodologías comenzaron de manera rudimentaria, las industrias han ido cambiando de la perspectiva de diseño de proceso mediante ensayo y error o mediante ensayos de laboratorio, al uso de herramientas predictivas tales como modelos matemáticos [1]. En el caso de la modelación matemática de la respuesta térmica de una pieza o probeta durante el temple, se requiere resolver primero el problema inverso de conducción de calor, *IHCP*, (con el objetivo de conocer la condición de frontera térmica en la superficie activa) y luego el problema directo de conducción de calor, *DHCP*, (para predecir la evolución del campo térmico) antes de acoplar los resultados de este último con la respuesta metalúrgica de la pieza.

El coeficiente de transferencia de calor es un parámetro clave para la simulación numérica de procesos de temple, por lo que se han realizado investigaciones para caracterizar la variación de esta cantidad respecto a la temperatura. Se ha observado que los resultados son sensibles a variaciones pequeñas en las condiciones experimentales, lo que puede llevar a discrepancias considerables en el valor obtenido. A fin de determinar este efecto, es necesario utilizar un método numérico de estimación no-lineal que permite determinar valores de coeficiente de transferencia de calor en la superficie de probetas de acero [3].

La rapidez de enfriamiento producida durante el tratamiento térmico tiene un papel importante, ya que define la microestructura, dureza, resistencia/tenacidad y esfuerzos residuales finales del material. Esta rapidez depende de ciertos factores

como son: el medio de temple, la geometría y tamaño de la pieza, así como la composición química de la misma.

En la literatura se han reportado modelos matemáticos predictivos que permiten correlacionar los parámetros de enfriamiento de forma tal que se optimice el proceso y, en consecuencia, se produzcan las propiedades deseadas [3–5].

1.2 Justificación

En una empresa donde los tratamientos térmicos son parte primordial del proceso de producción, es importante cuantificar el efecto de la historia de extracción de calor (caracterizada por el *flux* de calor en la superficie o por el coeficiente de transferencia de calor) sobre la rapidez de enfriamiento promedio en un rango de temperaturas especificado, para determinar el poder de enfriamiento del medio de temple en piezas cilíndricas de dimensiones industriales, ya que conociendo esta información se puede optimizar el proceso.

1.3 Hipótesis

El poder de enfriamiento de una tina de temple industrial es tal que la rapidez de enfriamiento promedio (en un rango de temperatura) en el centro de probetas de diámetro grande será menor que la máxima rapidez de enfriamiento que podría alcanzarse.

De probarse esta hipótesis como verdadera, la compañía debería invertir en la mejora del rendimiento de su sistema de temple.

1.4 Objetivo

Caracterizar el poder de enfriamiento de una tina de temple industrial, mediante la cuantificación del efecto del coeficiente convectivo de transferencia de calor sobre la rapidez de enfriamiento promedio en la línea central de probetas cilíndricas templadas en la planta, bajo distintas condiciones de enfriamiento.

1.5 Objetivos particulares

- i. Realizar el procesamiento previo de los datos experimentales proporcionados de planta.
- ii. Estimar numéricamente el *flux* de calor en la superficie y la temperatura de la superficie, mediante la solución del *IHCP*.
- iii. Obtener las historias térmicas en el centro, subsuperficie y superficie mediante la solución del *DHCP*, utilizando datos de *flux* variable con el tiempo como condición de frontera en la superficie, y compararlas con las historias térmicas medidas, a fin de validar el modelo matemático empleado.
- iv. Calcular el valor promedio del coeficiente de transferencia de calor en la superficie para un rango de temperatura especificado (\bar{h}_{prom})
- v. Calcular las historias térmicas en el centro, subsuperficie y superficie, mediante la resolución del *DHCP* utilizando el valor de \bar{h}_{prom} como condición de frontera en la superficie.
- vi. Calcular las historias térmicas en el centro de la probeta mediante la resolución del *DHCP*, utilizando valores de $\bar{h}_{prom} \pm 20\%$ como condición de frontera en la superficie, para conocer la sensibilidad del modelo matemático a este parámetro.
- vii. Calcular la rapidez de enfriamiento promedio en el centro para las distintas simulaciones, para establecer el efecto del diámetro sobre esta cantidad.

2 Antecedentes

En este capítulo se presentan conceptos generales del tratamiento térmico del acero; específicamente, se describirá el tratamiento térmico de temple. Más adelante, se presentan algunos conceptos relacionados con la modelación matemática necesarios para el desarrollo de este trabajo; se explicarán, también, los problemas directo e inverso de conducción de calor.

2.1 Tratamientos térmicos

Un tratamiento térmico consta de ciclos controlados de calentamiento y enfriamiento de un sólido metálico o una aleación, diseñados con el propósito de provocar cambios en la microestructura metalúrgica y, por lo tanto, en las propiedades mecánicas de las partes metálicas. Un tratamiento térmico afecta las propiedades mecánicas de la mayoría de los metales y aleaciones [6].

Con los procesos de tratamiento térmico se busca, entre otros resultados, remover esfuerzos provenientes del procesamiento previo de las piezas, refinar el tamaño de grano, incrementar la resistencia mecánica, aumentar la dureza, aumentar la tenacidad, mejorar las propiedades eléctricas, cambiar propiedades magnéticas, aumentar la plasticidad para facilitar procesos de conformado, etc.

Es así que, mediante un tratamiento térmico, pueden mejorarse las propiedades de un material de menor grado haciendo posible reemplazar un material más caro, lo cual permite disminuir costos en una aplicación determinada [7]. Los tratamientos térmicos de aceros comienzan con un calentamiento hasta una temperatura por encima de la temperatura crítica, conocida como temperatura de austenización, tal que la estructura sea totalmente austenítica. La temperatura de austenización varía con la concentración de carbono en el acero; como regla general, se elige una temperatura 50 °C por arriba de la temperatura crítica [8].

El tiempo necesario para realizar el calentamiento comprende tres etapas:

1. Tiempo para que la superficie de la pieza alcance la temperatura de austenización.
2. Tiempo para que el centro de la pieza alcance la temperatura de austenización.
3. Tiempo de permanencia en el horno para alcanzar una estructura austenítica homogénea y un tamaño de grano específico.

Algunas variables a considerar en esta etapa del tratamiento son: el tamaño y forma de la pieza, la microestructura previa y la composición de la aleación [9].

Estos parámetros (tiempo y temperatura de austenización) son de gran importancia ya que de ellos dependerá la respuesta metalúrgica de la pieza y, por lo tanto, sus propiedades mecánicas finales.

Los tratamientos térmicos de acero se clasifican de acuerdo con la rapidez de enfriamiento que se obtiene, siendo el temple el que produce la mayor rapidez de enfriamiento al llevarse a cabo en medios líquidos (por ejemplo, agua o aceite) o gaseosos con convección forzada, seguido del normalizado (enfriamiento en aire quieto) y finalmente el recocido (enfriamiento dentro del horno).

2.2 Tratamiento térmico de temple

En el tratamiento térmico de temple se busca el endurecimiento ya sea de toda la pieza o sólo de la capa superficial. El procedimiento consiste en llevar la pieza metálica hasta la temperatura de austenización, mantenerla a esa temperatura durante un tiempo especificado (para homogeneizar la temperatura en toda la pieza, transformar la microestructura a austenita y producir un tamaño de grano dado), seguida de un enfriamiento rápido, evitando cualquier transformación intermedia (difusional), para así asegurar la formación de martensita (no difusional o atérmica) [10].

En la transformación martensítica de aceros, la rapidez de enfriamiento es tal que la mayoría de los átomos de carbono en solución en la estructura *fcc* (cúbica centrada en las caras) del γ -Fe permanecen en solución en la fase α -Fe [11]. Por lo tanto, la martensita es una solución sólida sobresaturada de carbono en α -Fe, de composición idéntica a la de la austenita inicial.

En una estructura de tipo *fcc* existen dos posibles posiciones para el acomodo de átomos de carbono: en los espacios tetraédricos (rodeados por cuatro átomos de hierro) y en los espacios octaédricos (que tienen seis átomos de hierro vecinos). La inserción de átomos de carbono en la red de la estructura de la austenita provoca una distorsión considerable, siendo más favorable que estos se acomoden en los espacios intersticiales octaédricos de un celda cúbica centrada en el cuerpo (*bcc*) alargada; la estructura de la martensita corresponde a una celda unitaria tetragonal centrada en el cuerpo (*bct*) (Figura 2.1). Entonces la transformación martensítica puede explicarse mediante un modelo que se basa en desplazamientos de planos para pasar de la estructura *fcc* a la *bct*.

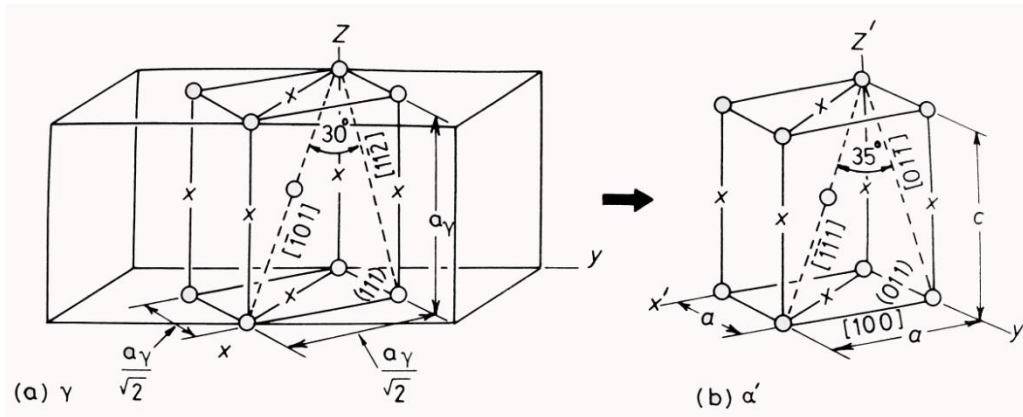


Figura 2.1 Correspondencia de Bain de la transformación martensítica [11].

La forma y distribución de los cristales de martensita son factores que contribuyen directamente al comportamiento final de la microestructura endurecida en aceros al carbono.

En la Figura 2.2 se presentan las dos morfologías más comunes de los cristales de martensita: láminas (*lath*) y placas (*plate*).

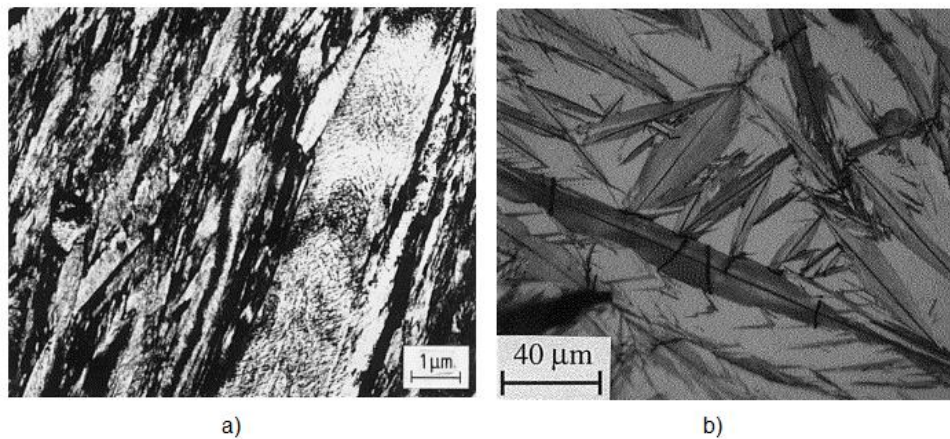


Figura 2.2 Micrografías de la microestructura de la martensita: (a) láminas en un acero 4140 templado a 150 °C observado con MET y (b) placas en una aleación Fe-1.86% C observado con microscopio óptico [12].

La martensita en forma de láminas se forma en aceros de bajo y medio contenido de carbono, y consiste de arreglos paralelos o pilas de cristales en forma de listones. En las aleaciones con bajo contenido de carbono, se forman grupos paralelos de láminas, conocidos como bloques, en donde la mayoría de los cristales presentan la misma orientación.

La martensita en forma de placas se forma en aceros con alto contenido de carbono y consiste en arreglos no paralelos de cristales; esta microestructura puede contener nervaduras centrales, que aparecen como características lineales y fuera de ellas se observa una estructura fina compuesta de arreglos de dislocaciones.

El endurecimiento que genera un tratamiento térmico de temple es de origen estructural, lo que significa que cada átomo de carbono, al tener un volumen mayor al del intersticio de la red de hierro en la que se encuentra insertado, separa a los dos átomos de hierro vecinos, provocando una distorsión significativa en la red, bloqueando el movimiento de las dislocaciones y por lo tanto favoreciendo el endurecimiento del acero [13]. Los aceros templados tienen alta dureza debido a la presencia de martensita; sin embargo, la habilidad para alcanzar cierto valor de dureza depende del contenido de carbono presente en el material.

El tratamiento térmico convencional de temple de acero generalmente incluye el enfriamiento rápido en algún medio de temple, que puede ser agua, aceite o aire (entre otros), y tiene como propósito extraer energía térmica de la pieza a alta rapidez, para así obtener la dureza requerida, tratando de minimizar la distorsión y la generación de esfuerzos residuales [14].

La composición química de un acero dicta la facilidad con la que puede templarse una sección de un tamaño dado. Al respecto, la templabilidad se define como la capacidad de un acero para transformarse parcial o completamente de austenita a algún porcentaje de martensita a una profundidad determinada cuando se enfría en ciertas condiciones [15].

Los aceros de bajo carbono tienen baja templabilidad, por lo que solo a rapidezces de enfriamiento muy altas producen martensita. Los aceros aleados tienen alta templabilidad; en algunos casos (como los aceros de herramienta tipo A) incluso el enfriamiento al aire puede producir martensita. La templabilidad también depende del tamaño de grano de la austenita.

Otro factor importante a considerar es la severidad de temple, término empleado para referirse a la medición cuantitativa del poder de enfriamiento de un medio de temple identificado por la letra H [16].

Experimentalmente se utiliza la técnica de Grossman, para determinar el valor de H , la cual se basa en la observación de que cuando se aumenta el diámetro de una probeta, el diámetro del centro que no ha sido endurecido aumenta cuando se utilizan medios de temple de menor severidad.

El procedimiento involucra tratar térmicamente una serie de barras cilíndricas de un acero determinado de distintos diámetros (D) en un medio de temple específico; posteriormente se toman muestras de la sección transversal y el diámetro de la zona no endurecida (D_u) se determina ya sea por mediciones de dureza o por revelado químico [17]. El método de Grossman hace uso de una gráfica de $\frac{D_u}{D}$ vs HD , en la cual están contenidas diversas curvas características de un amplio rango de severidades (Figura 2.3).

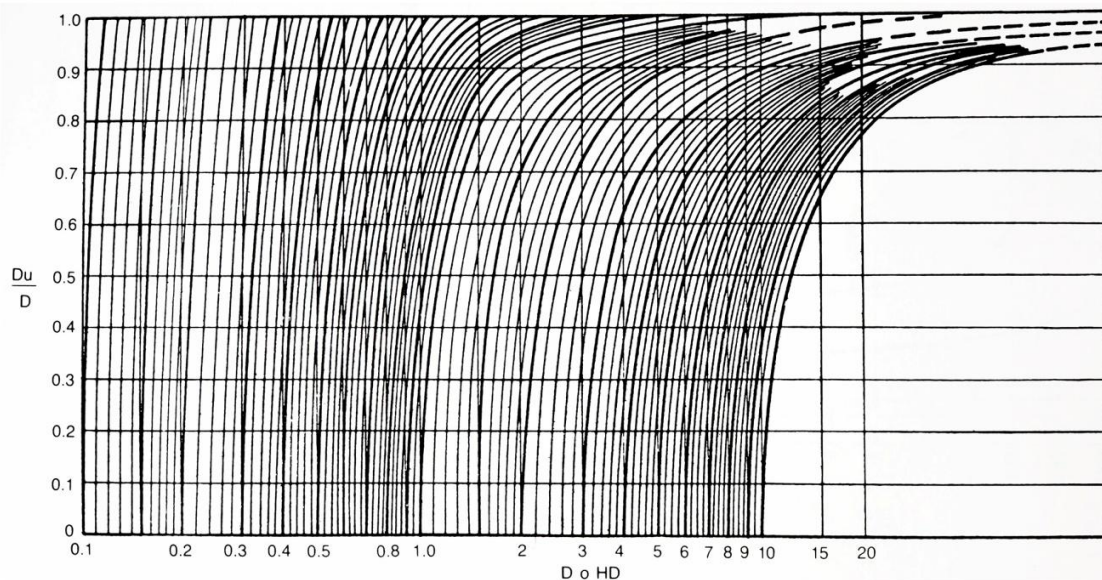


Figura 2.3 Curvas de $\frac{D_u}{D}$ vs D o HD para estimar la severidad de temple (H) para baños de temple [13].

En esta gráfica, deberá superponerse la curva de $\frac{D_u}{D}$ vs D obtenida para una determinada probeta, y se busca la curva con un mejor ajuste para encontrar un valor de HD ; al dividirlo por el valor del diámetro de la barra se habrá calculado H .

Sin embargo, esta cantidad solo proporciona información cualitativa acerca de la capacidad del medio para extraer calor y no del agrietamiento y la distorsión de las piezas [18].

Cuando un material ferroso exhibe una alta templabilidad, se logra obtener un valor elevado de dureza a lo largo de toda la probeta, incluso cuando se utiliza un medio de temple de baja severidad; si, por el contrario, un material tiene menor templabilidad, la dureza disminuye rápidamente por debajo de la superficie, aún utilizando un medio de temple severo [19]. Por lo tanto, la efectividad del tratamiento térmico de temple puede variar dependiendo de la composición química del acero, la geometría de la pieza metálica, el medio de temple y las condiciones iniciales en las que se encuentra el material a tratar.

La adecuada agitación del medio de temple es siempre un factor de fundamental importancia. Si no se logra una agitación correcta, el temple podría no darse de manera uniforme; para lograrlo, es importante contar con la potencia de agitación requerida, según las dimensiones del tanque y las características de la pieza a temprar. Además, usualmente se requiere romper la capa de vapor que se forma al introducir la pieza al baño de temple.

Los medios de temple más comunes son agua y aceite mineral, aunque también se han utilizado soluciones acuosas de polímero, aceites vegetales y soluciones de nanopartículas (llamadas "nanofluidos") [20]. La selección del medio de temple se basa en factores tales como la templabilidad del acero, el espesor y la forma de la pieza.

A lo largo de los años, el agua ha sido el medio de temple más utilizado debido a que es una sustancia de bajo costo, fácil obtención y no contaminante, aunque puede favorecer la formación de fisuras en la parte tratada. Actualmente, en

empresas donde los tratamientos térmicos son parte de los principales procesos de producción se utilizan en ocasiones aceites o disoluciones acuosas de polímeros, que presentan un menor riesgo de producir agrietamientos y/o distorsión en las probetas, ya que la rapidez de enfriamiento alcanzada (en el rango crítico para la formación de grietas) es menor a la que se obtiene con el agua.

Los aceites utilizados con mayor frecuencia para aplicaciones de temple son aquellos derivados del petróleo (aceites minerales), cuyos componentes pueden ser parafénicos, nafténicos, y varios derivados de oxígeno, nitrógeno y azufre de cadena abierta y cíclicos; la composición específica de cada producto dependerá de la fuente de obtención del petróleo crudo [17]. Sin embargo, el aceite mineral tiene una serie de desventajas significativas, que incluyen baja biodegradabilidad, toxicidad, inflamabilidad y el hecho de que el petróleo es una materia prima no renovable, por lo que se ha identificado como una alternativa para la aplicación de medio de temple el uso de aceites vegetales, principalmente porque son biodegradables y se obtienen de fuentes renovables [21].

Muchas aplicaciones requieren valores de rapidez de enfriamiento intermedios entre aquellos que se alcanzan mediante el uso de agua o de aceite como medio de temple, con la finalidad de evitar grietas y distorsión excesiva en el material. Las soluciones poliméricas (polímero disuelto en agua) proveen rapidez dentro de este rango y bajo ciertas condiciones puede obtenerse severidad equivalente a aceites de temple, sin ser inflamables como los aceites [17].

Dentro de los polímeros de temple que se han desarrollado, aquellos que son más comúnmente utilizados son: poli (alquilenglicol) - PAG, poli (vinilpirrolidona) - PVP, y poli (etiloxiazolina) - PEOX. Los polímeros funcionan formando una película encapsulante que reduce la rapidez de enfriamiento pero, lo que es más importante, favorece la transferencia de calor uniforme alrededor de la pieza, reduciendo los gradientes térmicos indeseables [22].

2.3 Análisis de curvas de enfriamiento

Monitorear la calidad del baño de temple permite asegurar la reproducibilidad del tratamiento en las piezas de acero. La calidad del baño puede ser medida con un análisis de la potencia de endurecimiento (*hardening power*), mediante pruebas de laboratorio como el ensayo Jominy, o bien con un análisis de la potencia de enfriamiento (*cooling power*), mediante pruebas como la del alambre caliente, la de intervalos de cinco segundos y el análisis de curvas de enfriamiento. En este trabajo, se aplicó una extensión del análisis clásico de curvas de enfriamiento.

Las curvas de enfriamiento son herramientas útiles puesto que muestran la variación local de la temperatura durante todo el ciclo de enfriamiento, lo que puede asociarse con los diversos modos de extracción de calor [20]. La evolución del cambio de fase del medio de enfriamiento en contacto con la pieza es un proceso dinámico, íntimamente conectado con la evolución de gradientes térmicos al interior del sólido; estos fenómenos son de carácter complejo y generan condiciones de frontera de transferencia de calor que son no lineales y dependientes del tiempo.

En orden de mayor a menor temperatura, una curva de enfriamiento responde a las etapas (modos) de extracción de calor durante el temple. Las etapas se muestran de forma esquemática en la Figura 2.4 [23] y corresponden a:

- a) Etapa A (*enfriamiento en presencia de una película de vapor*): se caracteriza por la formación de una capa de vapor continua y estable alrededor de la pieza, generada cuando el líquido se pone en contacto con la superficie caliente, vaporizándolo de forma inmediata. El enfriamiento en esta etapa ocurre debido a un mecanismo de conducción y radiación combinado a través de la película de vapor y, por lo tanto, es una etapa relativamente lenta ya que la capa de vapor actúa como un aislante.
- b) Etapa B (*enfriamiento en presencia de burbujas*), inicia cuando el líquido entra de nuevo en contacto con la pieza, debido al rompimiento de la capa de vapor,

lo cual provoca una ebullición violenta del medio de temple; en esta etapa se observa la mayor rapidez de enfriamiento debido a que el calor se remueve como calor de vaporización.

El tamaño y la forma de las burbujas presentes determinan tanto la duración de esta etapa como el máximo valor de la rapidez de extracción de calor alcanzado.

- c) Etapa C (*enfriamiento por convección sin ebullición*): comienza cuando la temperatura de la pieza es cercana a la temperatura de ebullición del medio de temple; la rapidez de enfriamiento de esta etapa es mucho menor a la de las etapas anteriores y la extracción de calor se da por un mecanismo convectivo. La transferencia de calor en esta etapa se ve afectada por la diferencia entre la temperatura de ebullición del medio y la temperatura del baño de temple [23].

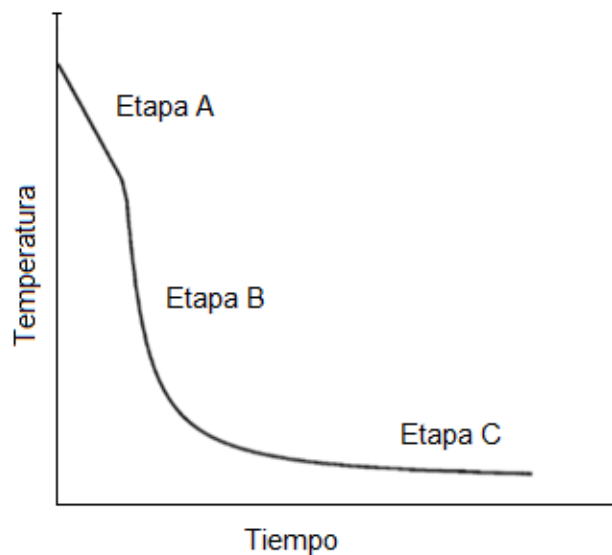


Figura 2.4 Esquema representativo de las etapas de una curva de enfriamiento [23].

El término conocido como efecto de Leidenfrost se da al conjunto de fenómenos observados cuando se coloca una pequeña cantidad de líquido (gotas) sobre una superficie muy caliente. Lleva el nombre del médico alemán J. G. Leidenfrost. Leidenfrost estudió la ebullición de pequeñas cantidades de un líquido en una superficie caliente. Si la superficie está lo suficientemente caliente, el líquido

quedaba soportado por una película de vapor generado por la evaporación de la superficie inferior de la gota [24].

La temperatura de Leidenfrost se define como la temperatura de la superficie del sólido a la que el tiempo de evaporación de las gotas es máximo, es decir, la temperatura mínima a la cual la capa de vapor es estable [25].

En el contexto del análisis de curvas de enfriamiento, el efecto Leidenfrost se traduce en el frente de mojado, que se define como la frontera móvil que separa la capa de vapor de la zona de burbujas, es decir, la transición entre la etapa A y la etapa B. La cinemática del frente de mojado determina la evolución del campo térmico y microestructural durante el temple [26].

La evaluación de distintos medios de temple puede realizarse a través de la comparación visual de las curvas de enfriamiento experimentales medidas bajo las mismas condiciones de operación; condiciones que incluyen: concentración, agitación y temperatura del baño de temple.

El análisis de curvas de enfriamiento también se aplica para estimar las condiciones de frontera de conducción de calor en la interfase entre la probeta y el medio de temple. Una curva de coeficiente de transferencia local en función del tiempo o de la temperatura de superficie es útil para comparar las características de extracción de calor de los baños de temple [2].

Además, a partir de una curva de enfriamiento medida, puede estimarse la rapidez de enfriamiento instantánea en el punto de interés mediante el cálculo numérico de la primer derivada de la temperatura respecto al tiempo, utilizando una aproximación lineal instantánea de la curva de enfriamiento; las unidades más comunes en las que se expresa esta rapidez son $^{\circ}\text{C s}^{-1}$ [2].

Aunque la metodología de comparación visual tiene una utilidad considerable como herramienta de laboratorio, para describir completamente el rendimiento de un baño de temple es necesario caracterizar el tiempo asociado a cada etapa de enfriamiento, así como la rapidez de enfriamiento para tiempos y temperaturas

definidas. Por ejemplo, el tiempo requerido para completar la etapa de ebullición es crítico para cuantificar la capacidad de endurecimiento del medio de temple, también, mientras que conocer la rapidez de enfriamiento durante la etapa final permite evaluar la posibilidad de agrietamiento en las piezas [27].

2.4 Conducción de calor

Conducción es el mecanismo de transferencia de calor a través del cual se da el intercambio de energía térmica en sólidos o líquidos quietos, desde la región de mayor temperatura hacia la región de menor temperatura debido a un gradiente térmico en el sistema [28].

La propiedad física de los materiales que determina la capacidad que tienen para conducir el calor es la conductividad térmica, comúnmente identificada con la letra k ; esta propiedad mide la facilidad de una sustancia de transferir la energía cinética de sus moléculas a otras moléculas adyacentes. En el sistema internacional de unidades (SI), la conductividad térmica se mide en $W K^{-1} m^{-1}$ [29].

La densidad de flujo (*flux*) de calor en una región en la que el mecanismo de conducción es significativo se calcula utilizando la Ley de Fourier [30]. Por ejemplo, para conducción en la dirección x en una placa:

$$q_{k,x} = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.1)$$

2.4.1 Formulación matemática de un problema directo de conducción de calor

En este trabajo se estudió el poder de enfriamiento de una tina de temple industrial en la que se tratan probetas de geometría cilíndrica. La ecuación diferencial gobernante para la conducción de calor en estado no estacionario al interior de un sólido isotrópico, homogéneo, considerando generación de calor, para geometría cilíndrica está dada por la Ecuación 2.2.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \phi} \left(k \frac{\partial T}{\partial \phi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + g = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad 0 \leq r \leq R, \quad t > 0 \quad (2.2)$$

Considerando la geometría de las probetas y que están completamente rodeadas por el medio de temple, el sistema puede considerarse como axisimétrico; si, además, el flujo de calor puede suponerse unidimensional (en la dirección del radio, para cilindros largos) y no hay generación de calor, la Ecuación 2.2 se reduce a:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad 0 \leq r \leq R, \quad t > 0 \quad (2.3)$$

De acuerdo con el problema planteado, la Ecuación 2.3 se completa por las condiciones de frontera siguientes (simetría en el eje del cilindro y *flux* de calor en la superficie):

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad r = 0, \quad t > 0 \quad (2.4)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = q_R(t) \quad r = R, \quad t > 0 \quad (2.5)$$

Alternativamente, si la extracción de calor se caracteriza mediante el coeficiente de transferencias de calor, la condición de frontera en la superficie de la probeta es:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = \bar{h}(T - T_\infty) \quad r = R, \quad t > 0 \quad (2.6)$$

Si se considera que el cilindro tiene una distribución de temperatura uniforme al inicio del enfriamiento, entonces la condición inicial es:

$$T(r, t) = T_0 \quad 0 \leq r \leq R, \quad t = 0 \quad (2.7)$$

2.5 Problema inverso de conducción de calor

Los problemas inversos se pueden encontrar en casi todas las áreas de la ciencia e ingeniería, en particular en ingeniería mecánica, aeroespacial, química y metalúrgica, en ciencia de materiales, etc [31].

Cuando se tiene un sistema en el cual el mecanismo dominante es la conducción de calor y se conocen las propiedades termofísicas del material, la geometría y las condiciones de frontera, así como la condición inicial, es posible formular un problema matemático cuya solución (analítica o numérica) permite calcular la evolución del campo térmico; este tipo de problema se conoce como problema directo de conducción de calor (*DHCP*, por sus siglas en inglés).

Sin embargo, en muchas aplicaciones, el *flux* de calor y/o la historia térmica de la superficie son incógnitas y deben ser determinadas a partir de mediciones de la respuesta térmica local, para posteriormente estimar la condición de frontera activa; este tipo de problema se conoce como el problema inverso de conducción de calor (*IHCP*, por sus siglas en inglés).

2.5.1 Formulación matemática de un problema inverso de conducción de calor

La principal dificultad de los problemas inversos es que pueden tener muchas soluciones, es decir que, matemáticamente, se trata de problemas de planteamiento incompleto ya que no satisfacen los requisitos de existencia, unicidad y estabilidad de la solución [31]. Es por esto que se han desarrollado diversos métodos de solución numérica, incluyendo técnicas para invertir la integral de Duhamel y el método secuencial de especificación de la función que desarrollaron Beck y colaboradores [32], mismo que se aplicó en este trabajo.

Se considera un problema similar al descrito por el *DHCP*, pero en el que ahora la condición de frontera en $r = R$ es desconocida. En lugar de esa información se cuenta con valores discretos de la respuesta térmica medida:

$$T_j = T(r_j, t_i) = Y_j \quad 1 \leq j \leq n, \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (2.8)$$

en un intervalo de tiempos $0 < t \leq t_f$, en donde t_f es el tiempo final.

La formulación matemática de este problema, considerando nuevamente que la geometría del problema es axisimétrica y que el flujo de calor es unidimensional en la dirección del radio, está dada por la Ecuación 2.9:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad 0 \leq r \leq R, \quad 0 < t \leq t_f \quad (2.9)$$

La ecuación (2.9), está sujeta a las siguientes condiciones de frontera e inicial:

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad r = 0, \quad 0 < t \leq t_f \quad (2.10)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = q_R(t) = ? \quad r = R, \quad 0 < t \leq t_f \quad (2.11)$$

$$T(r, t) = T_0 \quad 0 \leq r \leq R, \quad t = 0 \quad (2.12)$$

3 Metodología

3.1 Historias térmicas en planta

De la planta de tratamientos térmicos se recibieron datos de curvas de enfriamiento adquiridas durante el temple de piezas en una tina de temple industrial. Se instrumentaron probetas con forma de barra cilíndrica, con el valor de la relación diámetro/longitud de aproximadamente 1 para todos los casos. Las barras se instrumentaron con dos termopares colocados: uno en el centro geométrico de la probeta, "D/2", (centro) y otro a la mitad del radio, "D/4", (subsuperficie), todos a la mitad de la altura. Las dimensiones de las probetas utilizadas, así como el material con el que se fabricaron, se presentan en la Figura 3.1.



Figura 3.1 Fotografías de las probetas utilizadas para la medición de curvas de enfriamiento en planta.

Para cada una de las probetas se realizó un tratamiento térmico de temple en una solución polimérica, desde una temperatura inicial de 850 °C. La tina de temple incluía equipo para agitar el medio de temple.

3.2 Procesamiento de los datos de llegada

Una vez que se recibieron los datos experimentales de temperatura vs. tiempo por parte de la empresa, se inició con un proceso de preparación de los datos en dos etapas. En la primera etapa se realizó un análisis de los datos recibidos, así como de las curvas generadas con dichos datos; se observaron ciertas anomalías, tales como: datos incompletos, datos con “ruido” asociado con la adquisición y datos inconsistentes. Con base a estas observaciones, en la segunda etapa de análisis de los datos, estos se filtraron utilizando el *software SigmaPlot V12.5*, empleando un suavizador *2D Bisquare*, el cual realiza una regresión polinomial (grado del polinomio 1 y proporción de la muestra 0.08). Cabe mencionar que estas operaciones son necesarias debido a la sensibilidad de la solución del *IHCP* a pequeñas variaciones en los datos.

3.3 Solución del problema inverso de conducción de calor

Posteriormente, las curvas de enfriamiento filtradas se alimentaron a un programa de cómputo desarrollado localmente, que resuelve el *IHCP* para flujo de calor en coordenadas cilíndricas, flujo de calor 1D en la dirección radial y sin transformaciones de fase. Las salidas de esta operación fueron: historias de *flux* de calor en la superficie e historias de temperatura en distintos puntos de la probeta (nodos de la malla de diferencias finitas).

La geometría del sistema considerado en el modelo matemático se presenta en la Figura 3.2. La posición radial del termopar es r_j ; la curva de enfriamiento medida se denota como el conjunto de valores discretos $Y_j(t)$.

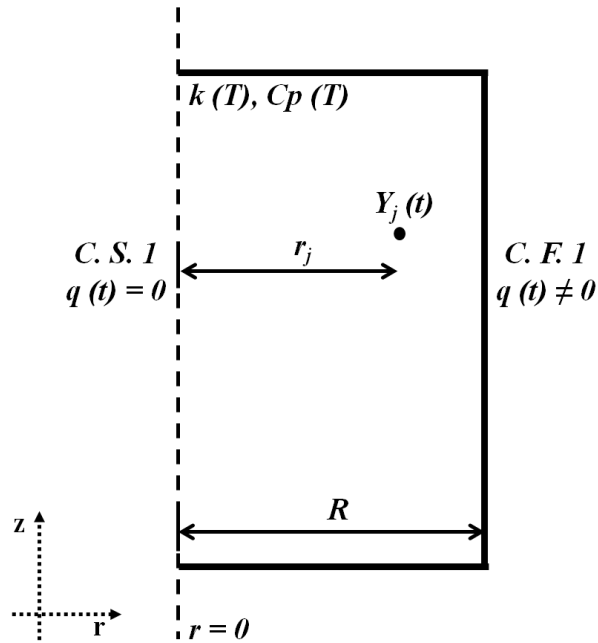


Figura 3.2 Esquema de la geometría del sistema axisimétrico considerado en el modelo matemático.

Las suposiciones consideradas para la solución de este caso, incluyen:

- Transferencia de calor 1D, en la dirección r
- Sin generación de calor

Aunque el código utilizado para la solución del *IHCP* permite trabajar con valores de propiedades termofísicas variables, para la solución de este problema en particular, las variables k, ρ, C_p , se consideraron como constantes debido a que en la literatura solo hay valores reportados a una temperatura.

Implementando la técnica secuencial de función especificada [32] y un esquema de diferencias finitas implícito para la solución numérica del problema no lineal se estima la condición de frontera térmica definida como *C.F.2* en la Ec. 3.1 usando el *software* desarrollado localmente.

Los valores instantáneos de *flux* de calor en la superficie estimados de esa manera se convirtieron a valores instantáneos de coeficiente de transferencia de calor aplicando la Ley de enfriamiento de Newton [30]:

$$q = -\bar{h}(T - T_{\infty}) \quad (3.1)$$

3.4 Solución de problema directo de conducción de calor

Una vez que se estimó la condición a la frontera, ésta se usó junto con la geometría y las propiedades termofísicas del material como información de entrada en una simulación computacional del comportamiento térmico de las probetas, realizada con el *software Abaqus CAE Student Edition* [33], que resuelve el *DHCP* mediante el método numérico de elementos finitos. Dentro de los parámetros de trabajo en el simulador es importante definir una malla adecuada. Para cada simulación se utilizó una malla de 50 elementos de tipo *standard* pertenecientes a la familia *Heat Transfer* de orden geométrico lineal; la forma de los elementos utilizada fue *Quad Structured*, que permite reducir la distorsión de la malla. Dado que se considera flujo de calor 1D, solo es necesario usar una fila de elementos finitos (ver Figura 3.3).

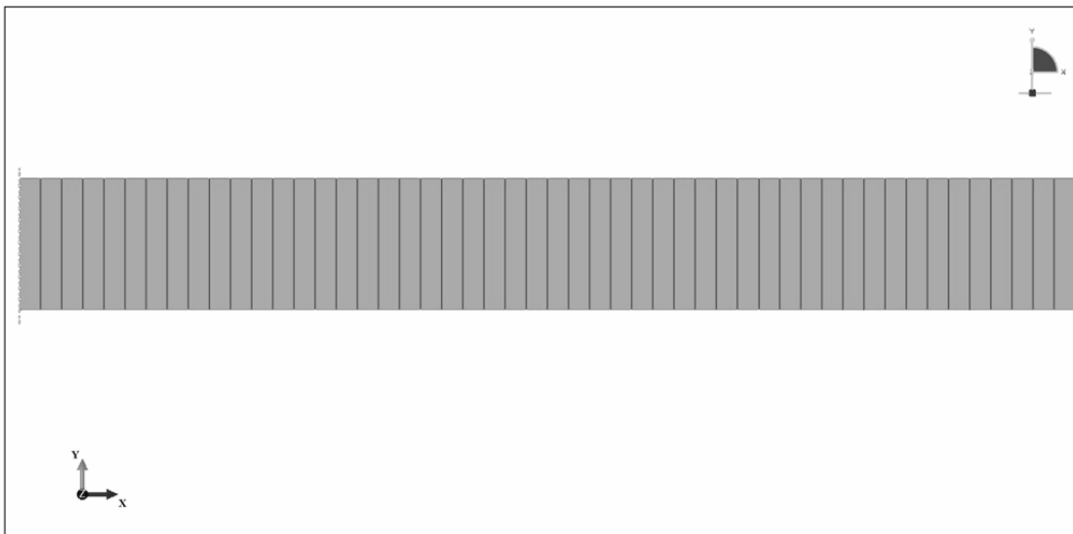


Figura 3.3 Malla utilizada para la solución del *DHCP* con *Abaqus CAE*.

Adicionalmente, deben especificarse las propiedades termofísicas del material de la probeta. Todas las probetas eran de aceros diferentes; las propiedades de los materiales utilizados en el modelo matemático se presentan en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1 Propiedades termofísicas de los aceros utilizados [28–32].

Acero	$k, W m^{-1}K^{-1}$	$\rho, kg m^{-3}$	$C_p, J kg^{-1} K^{-1}$	D, in
4140	42.7	7850.0	561.0	8
42CrMo4	46.0	7830.0	500.0	12
4145	42.6	7850.0	473.0	16
18CrMo7-6	38.0	7850.0	460.0	18
8630	46.6	7850.0	476.0	24

Los resultados de los cálculos del *DHCP* son las historias térmicas en los 51 nodos en los que se discretizó el dominio espacial. Para la siguiente fase del trabajo, se extrajeron los valores de las curvas de enfriamiento en tres posiciones de interés: a) el centro geométrico, b) a la mitad del radio y c) en la superficie; estas posiciones están indicadas con asteriscos en la Figura 3.4.

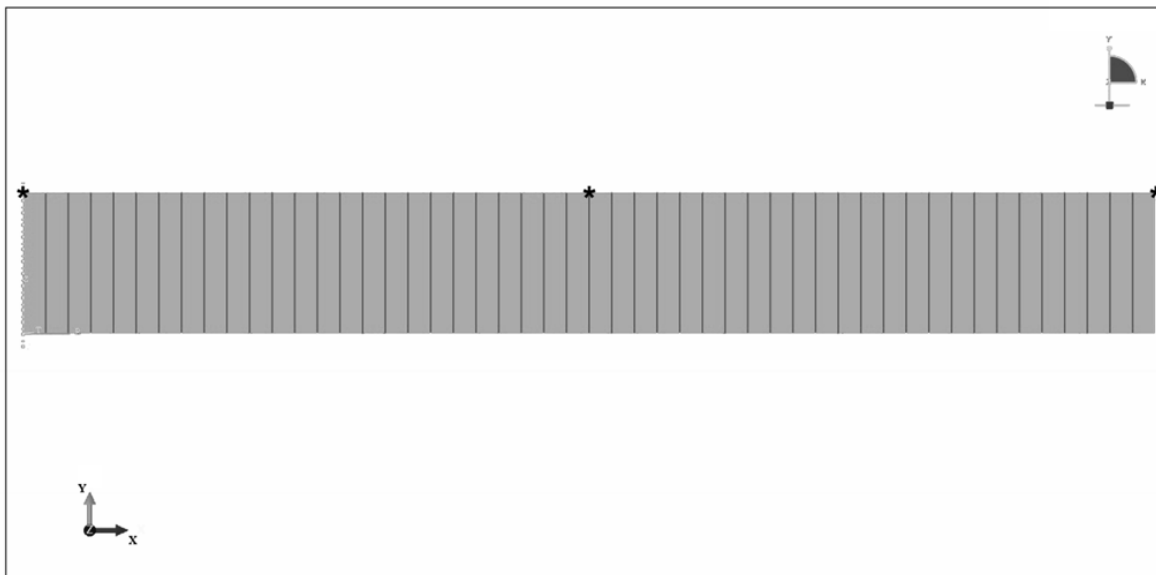


Figura 3.4 Set creado para extraer los datos de historia térmica local en tres nodos de interés.

Para validar el modelo matemático empleado se grafica la respuesta térmica estimada con la solución del *IHCP* para la superficie, junto con la respuesta térmica en la superficie calculada con *Abaqus*. Cuando ambas curvas de enfriamiento son similares a lo largo de todo el enfriamiento, se tiene la confiabilidad necesaria para utilizar el modelo matemático propuesto en casos posteriores, es decir, que los cálculos realizados para los demás sistemas de interés representarán el fenómeno de conducción de calor de manera certera.

Una vez que se validaron los valores estimados de *flux* de calor en la superficie, se procedió a calcular valores instantáneos del coeficiente de transferencia de calor (\bar{h}) y, a partir de esos valores, un valor promedio del coeficiente de transferencia de calor (\bar{h}_{prom}), que fue el valor que se aplicó para simular la curva de enfriamiento en el centro de la probeta.

La curva de enfriamiento en el centro de la probeta, calculada usando un valor promedio del coeficiente de transferencia de calor se integró numéricamente utilizando *SigmaPlot V12.5*. De los resultados de la historia térmica en el centro de la probeta se estimó el valor promedio de la rapidez de enfriamiento local en un intervalo de temperatura especificado.

Finalmente, se varió el coeficiente de transferencia de calor promedio (en un rango hipotético de $(0.8 - 1.2) \bar{h}$) para estudiar la sensibilidad del valor promedio de la rapidez de enfriamiento en el centro de la probeta a variaciones en el coeficiente de transferencia de calor promedio.

El procedimiento descrito líneas arriba se aplicó para valores de diámetro de probeta de: 8, 12, 16, 18 y 24 in, que corresponden a las muestras en la Fig. 3.1.

4 Resultados y análisis

4.1 Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP)

En la Figura 4.1 se muestran las historias térmicas proporcionadas de planta en las dos posiciones de los termopares, para una probeta de 8 pulgadas de diámetro, templada en polímero (disolución de polímero en agua).

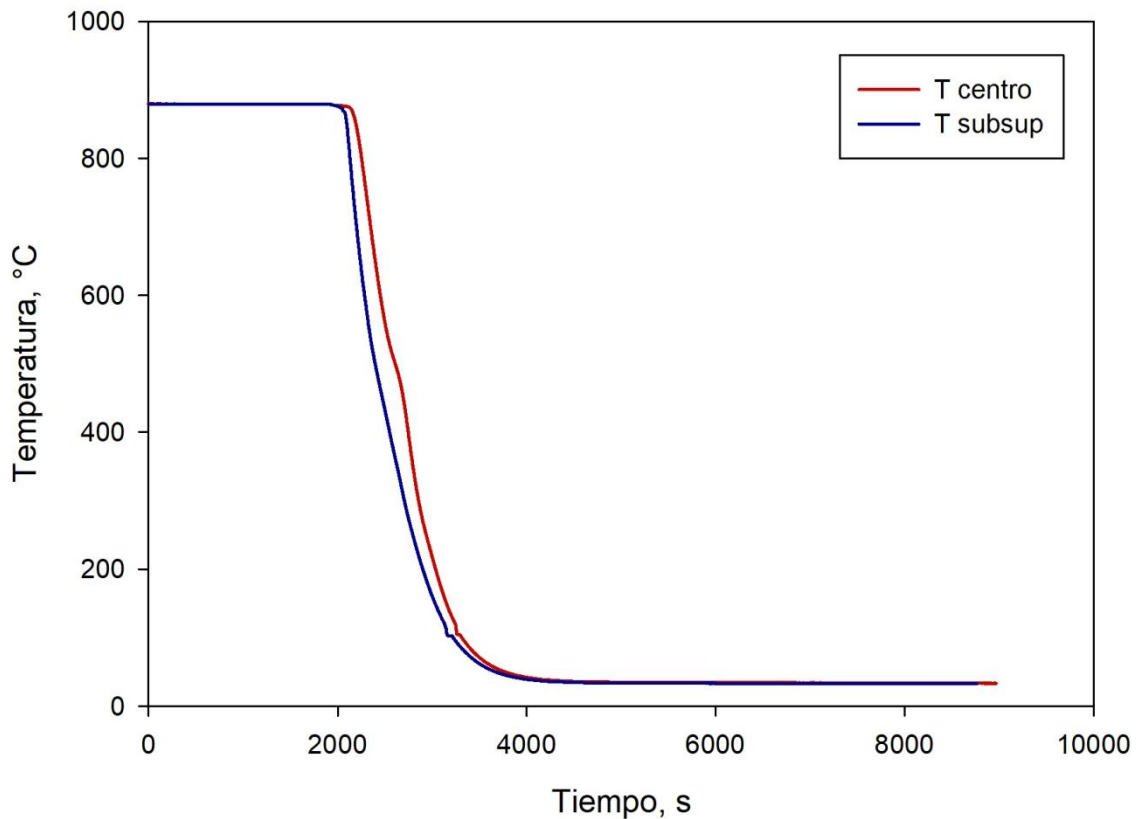


Figura 4.1 Curvas de enfriamiento experimentales para las posiciones de los dos termopares: D/4 (subsuperficie) y D/2 (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

El tiempo de experimentación al cual fueron recopilados los datos es muy extenso e incluye zonas de rapidez de enfriamiento muy lento al inicio (debido a que la pieza aún estaba en el horno); de igual forma, una vez que la pieza alcanzó la temperatura del baño, el tiempo de permanencia de la probeta en la tina fue muy extenso (durante la última hora del tratamiento térmico el cambio en la temperatura de la probeta fue menor a $1\text{ }^{\circ}\text{C s}^{-1}$). Debido a esto, se optó por

recortar los datos de tal forma que se tuvieran zonas más cortas (pero significativas) y que el manejo de datos en los diversos *softwares* utilizados fuera mucho más eficiente. Un ejemplo de las curvas, ya cortadas, se presenta en la Figura 4.2.

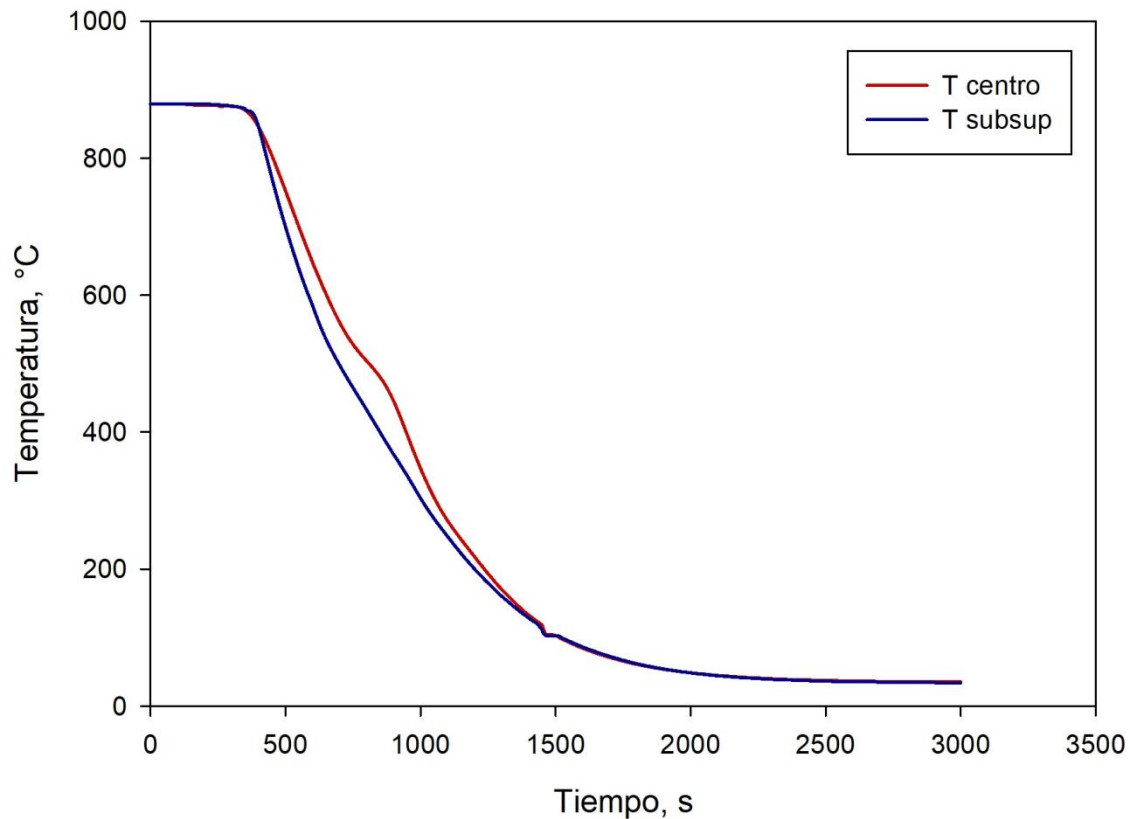


Figura 4.2 Curvas de enfriamiento experimentales (cortadas) para las posiciones de los dos termopares: $D/4$ (subsuperficie) y $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

Una vez obtenidas estas curvas recortadas, se utilizó un suavizador 2D *Bisquare*, (grado del polinomio 1 y proporción de la muestra 0.08) incluido en *SigmaPlot V12.5* para obtener curvas filtradas tomando datos a cada 10 segundos del enfriamiento, con dos propósitos: el primero de ellos, eliminar el posible ruido que los datos pudieran tener directamente de la medición experimental y el segundo, que el número de datos de entrada al programa que resuelve el *IHCP* no excediera el límite que el código de dicho programa permite; estas curvas, ya filtradas, para el mismo sistema de 8 pulgadas de diámetro se presentan en la Figura 4.3.

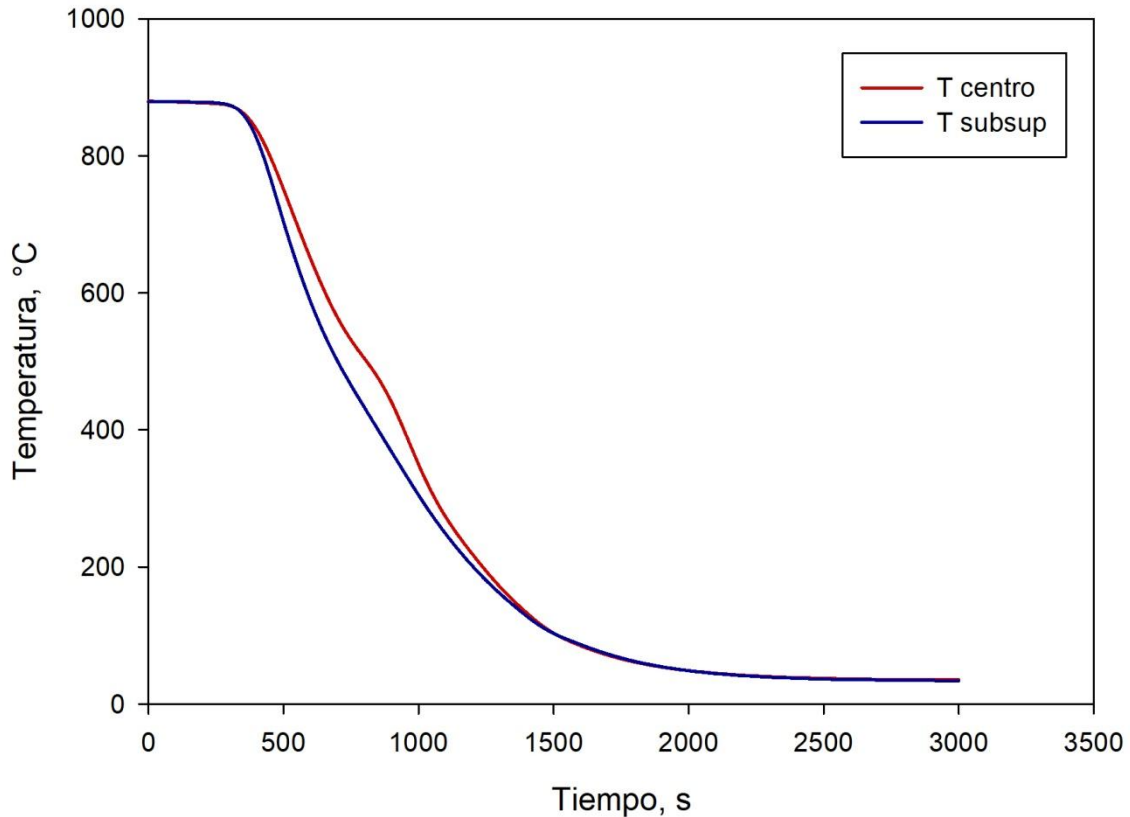


Figura 4.3 Curvas de enfriamiento experimentales (cortadas y filtradas) para las posiciones de los dos termopares: $D/4$ (subsuperficie) y $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

Las curvas suavizadas fueron utilizadas como datos fuente en un programa de cómputo de desarrollo propio para resolver numéricamente el *IHCP*, que se basa en el método secuencial de especificación de la función [32]. Este método utiliza un parámetro denominado "pasos de tiempos futuros" para estabilizar a la solución numérica del *IHCP*. A través de este parámetro, denotado por r , se especifica el número de pasos de tiempo futuros para los cuáles se supondrá que el *flux* de calor de la superficie se mantiene constante durante un paso de cálculo dado. Entre mayor sea el valor de r más estable será el método numérico, pero el valor máximo del *flux* de calor estimado será menor. El valor de número de tiempos futuros utilizado fue de 4 para la solución obtenida con parejas de datos (T , t) en la posición $D/4$, para la probeta de 8 pulgadas de diámetro templada en polímero.

La curva de enfriamiento obtenida a partir de la solución de *IHCP* se comparó con el perfil térmico obtenido de forma experimental en la posición $D/4$; estas curvas

se presentan en la Figura 4.4. Se observa que la diferencia entre ambas curvas es muy pequeña, lo cual valida la solución del *IHCP*.

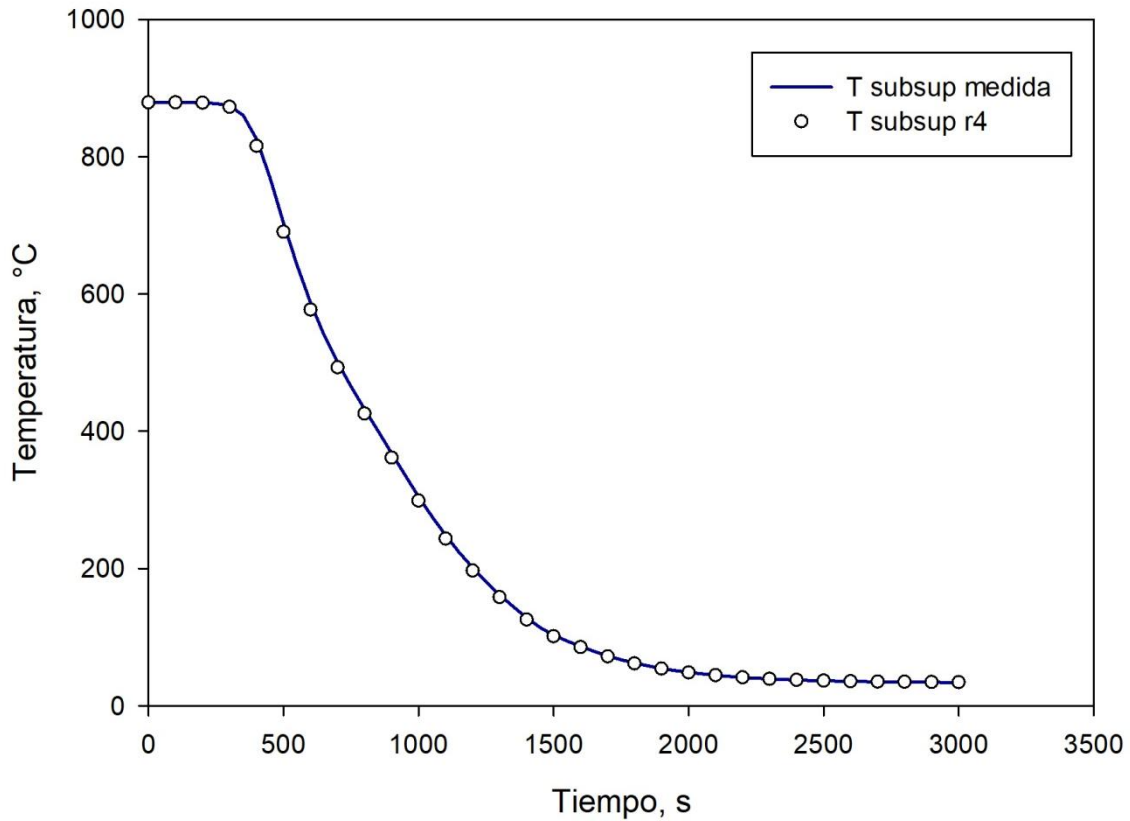


Figura 4.4 Curva de enfriamiento calculada con la solución numérica *IHCP* contra la curva de enfriamiento experimental en $D/4$ (subsuperficie) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

Este procedimiento también se realizó utilizando los datos experimentales obtenidos en $D/2$, con un valor de $r = 8$. Es necesario aumentar el valor del número de tiempos futuros ya que la distancia existente entre la superficie de la pieza y el sensor es muy grande y no permite resolver el problema con valores de tiempos futuros menores; el resultado se presenta en la Figura 4.5.

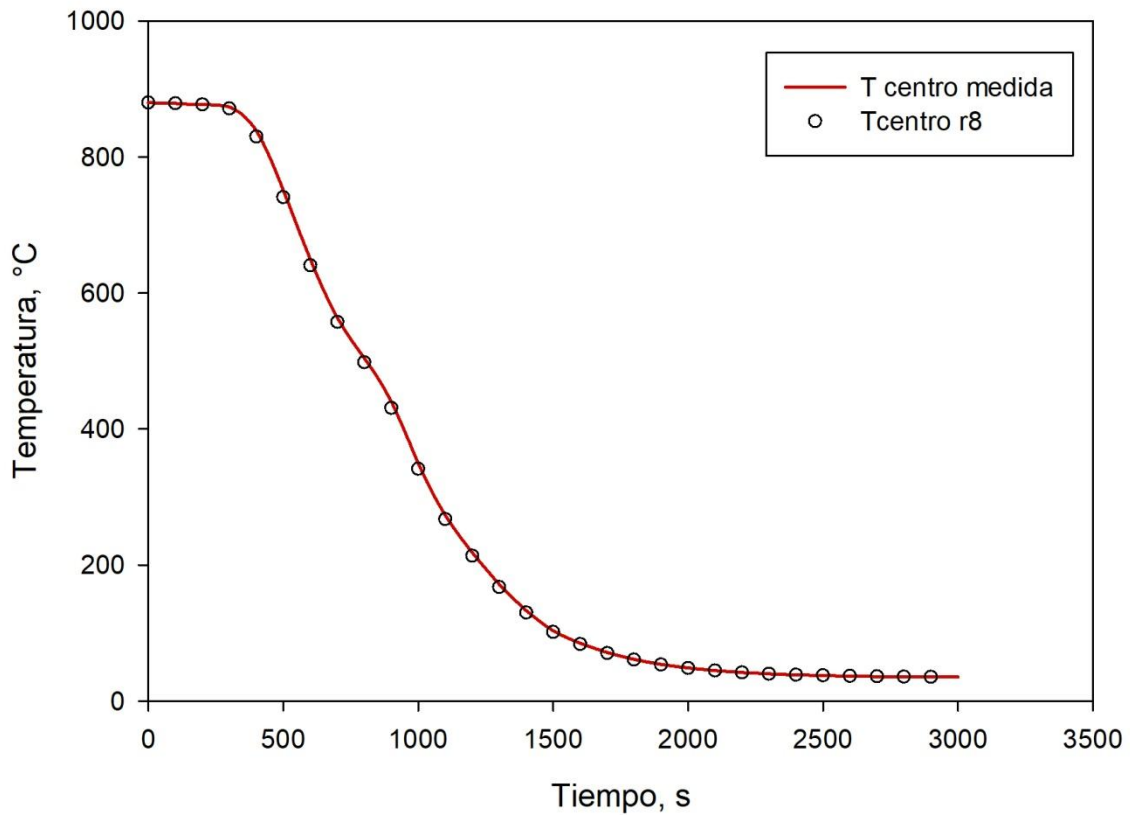


Figura 4.5 Curva de enfriamiento calculada con la solución numérica *IHCP* contra la curva de enfriamiento experimental en $D/2$ (centro) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

Como parámetro de comprobación del método de solución del problema inverso de conducción de calor (*IHCP*), se obtuvo una curva de los residuales (diferencia entre el valor calculado y el medido), esta curva se presenta en la Figura 4.6.

En el caso de la posición $D/4$ se observó que el valor máximo del residual cuando se utilizó un número de pasos de tiempo futuros, $r = 4$, fue de 13.17 °C (a un tiempo de 470 s).

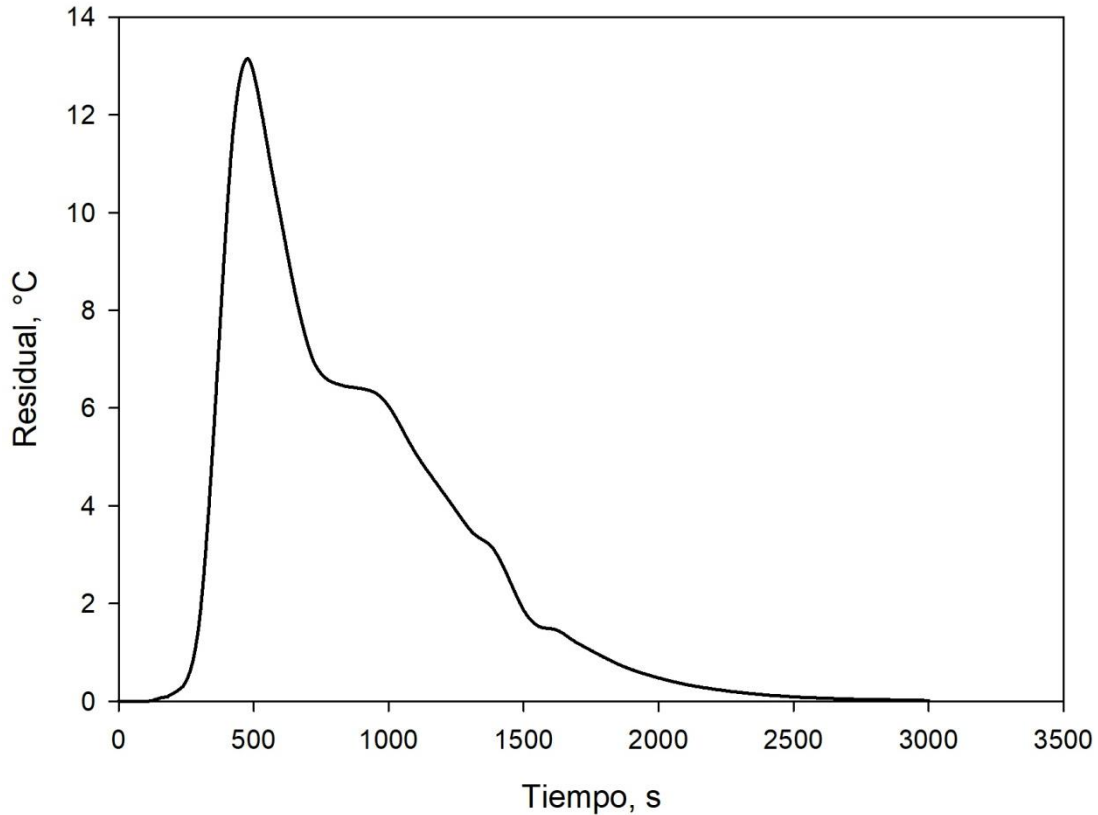


Figura 4.6 Curva de residuales de temperatura en la posición D/4 (subsuperficie) calculadas con la solución numérica *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

De la Figura 4.6 se puede asegurar que la solución es certera ya que el rango de temperaturas que abarca el problema va desde 850 °C hasta temperatura ambiente y, por lo tanto, una variación que alcanza valores máximos cercanos a 14 °C no es significativa. Por tanto, la estimación del valor del *flux* de calor en la superficie (misma que se busca sea la condición de frontera a alimentar en la solución del *DHCP*) es muy cercana al valor real.

Las curvas de *flux* de calor en la superficie contra tiempo, obtenidas con la respuesta térmica en cada una de las dos posiciones investigadas, D/4 (subsuperficie) y D/2 (centro), se grafican en la Figura 4.7.

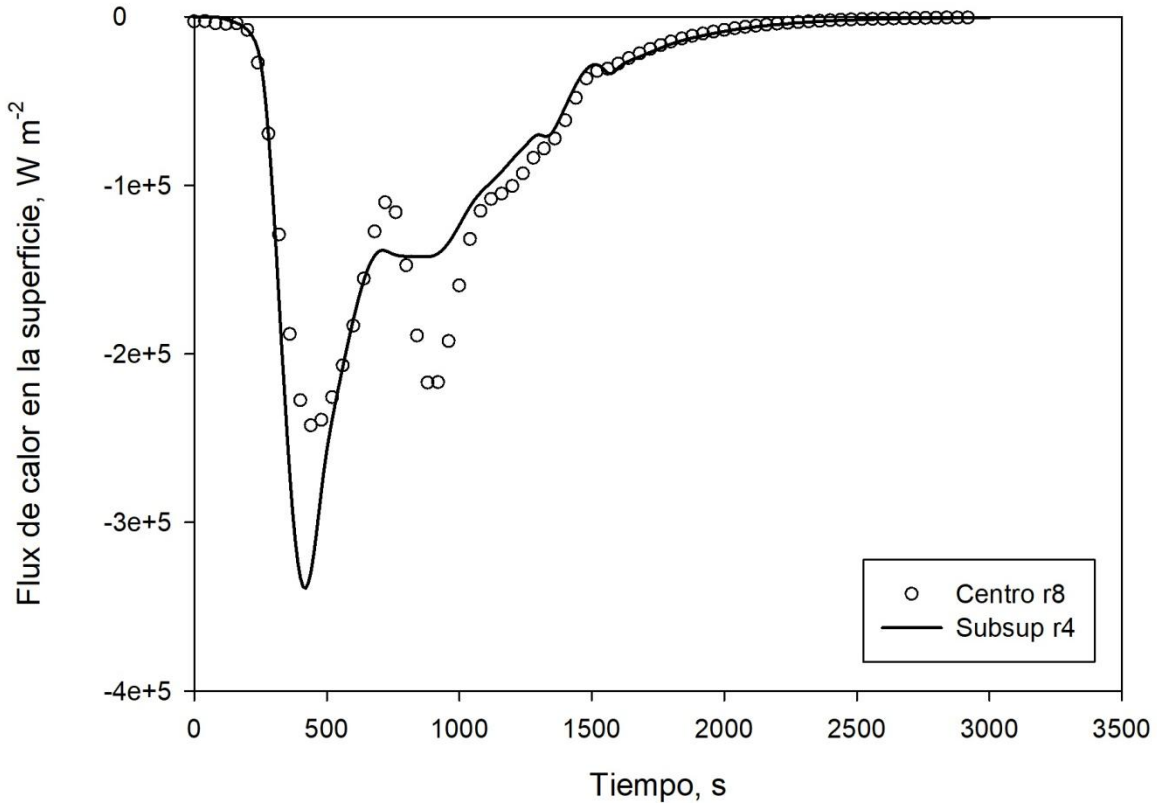


Figura 4.7 Flux de calor en la superficie como función del tiempo estimada con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

A partir de los resultados previamente presentados se determinó que, en este particular caso, las condiciones óptimas para la resolución del *IHCP* serían utilizar los datos experimentales obtenidos con el termopar ubicado en la subsuperficie y un número de tiempos futuros de 4, debido a que se obtiene un mayor valor máximo de extracción de calor, comparado con el obtenido a partir de los datos experimentales en el centro. Además, cuando se utilizan los datos del centro se obtiene una curva de *flux* de calor en la superficie que no es físicamente justificable, ya que presenta dos valores máximos que reflejan el cambio de pendiente observado en la curva de enfriamiento utilizada para el cálculo del *flux* de calor; esta solución no se considera válida ya que no se cuenta con información suficiente acerca de dicho comportamiento.

En la Figura 4.8 se presentan curvas de enfriamiento resultantes de la solución del *IHCP* en diferentes posiciones nodales, incluidas centro y subsuperficie, así como en la superficie. Los resultados son consistentes, en cuanto que el centro de la probeta se enfría más lentamente.

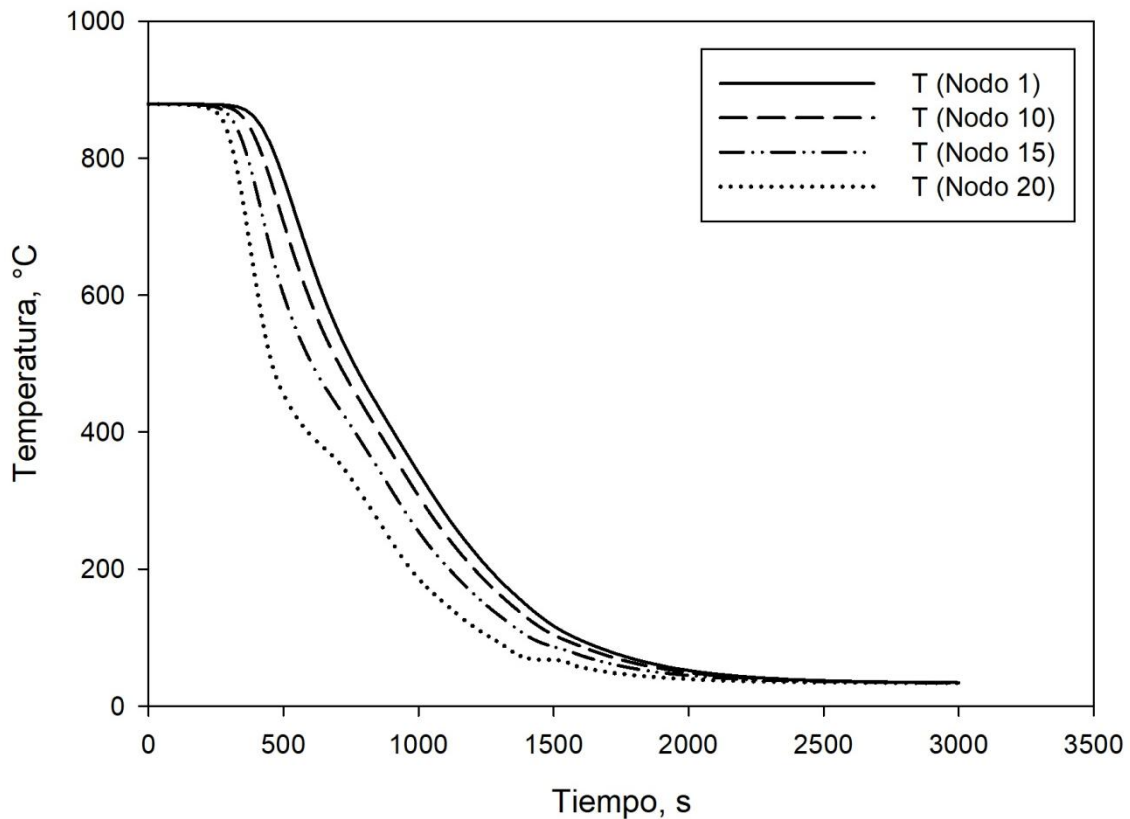


Figura 4.8. Curvas de enfriamiento para las siguientes posiciones nodales: Nodo 1 (centro), Nodo 10 (subsuperficie), Nodo 15 (3/4 R) y Nodo 20 (superficie) obtenidas con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

En la Figura 4.9 se presentan las historias térmicas medidas en planta (en las posiciones centro y subsuperficie) junto con la respuesta térmica en la superficie calculada a partir de la solución del *IHCP*. De nueva cuenta, las curvas son consistentes con el comportamiento físico esperado.

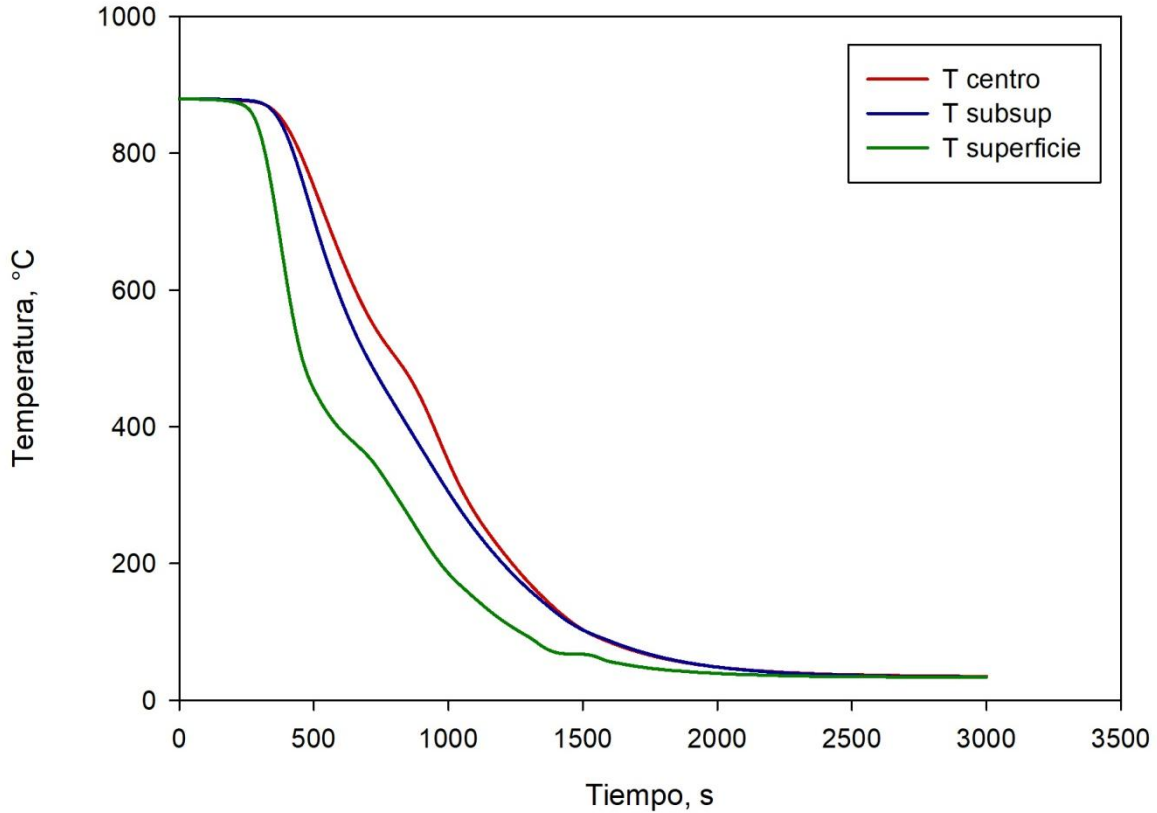


Figura 4.9 Curvas de enfriamiento experimentales para las posiciones de los dos termopares: D/4 (subsuperficie) y D/2 (centro), y curva de enfriamiento en la superficie obtenida con la solución numérica del *IHCP* para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

De la solución del *IHCP* se graficaron las curvas de *flux* de calor en la superficie en función del tiempo (Figura 4.10) y en función de la temperatura superficial (Figura 4.11). Cualquiera de estas dos representaciones de los resultados del *IHCP* constituyen la condición de frontera a utilizar en la solución del modelo matemático *DHCP* resuelto con *Abaqus CAE*. Esta condición de frontera fue el *flux* instantáneo, estimado para cada diez segundos de la prueba, alimentado en forma de tabla y graficado en la Figura 4.10. En la figura se observa que el *flux* de calor en la superficie inicia en 0 y se incrementa rápidamente hasta alcanzar un valor máximo de $339,095 \text{ W m}^{-2}$ (en valor absoluto). Posteriormente, el *flux* de calor en la superficie disminuye hasta alcanzar una meseta y luego disminuye de nuevo hasta que es casi cero cuando la probeta se equilibra térmicamente con el medio de temple.

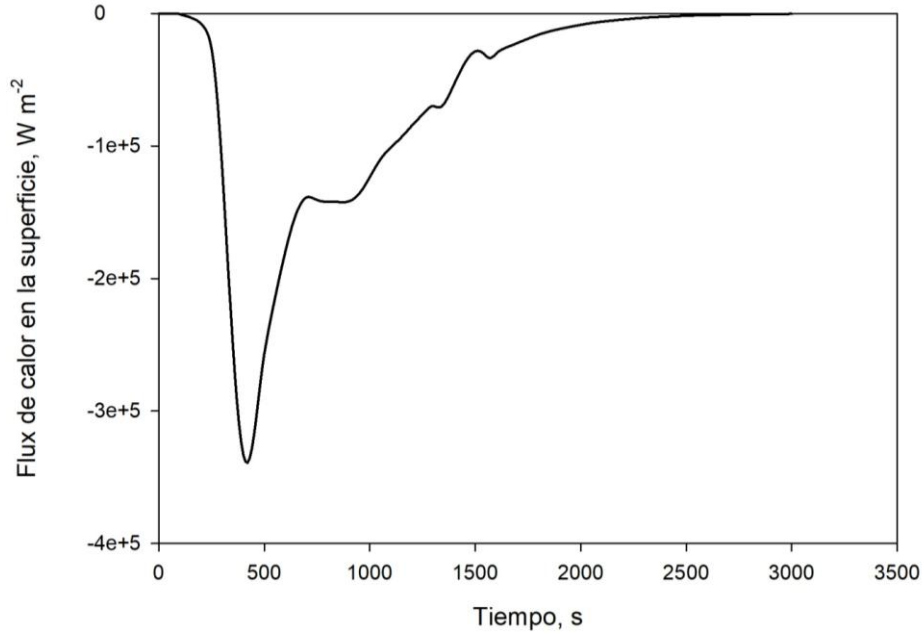


Figura 4.10 Flux de calor en la superficie como función del tiempo, estimado con la solución numérica del IHCP para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

Otra manera de presentar la condición de frontera térmica es una curva del *flux* de calor en la superficie como función de la temperatura de la superficie (ver Figura 4.11). El valor máximo ($339095\ W\ m^{-2}$) se alcanza a aproximadamente $550\ ^\circ C$. En la curva no hay evidencia de capa de vapor.

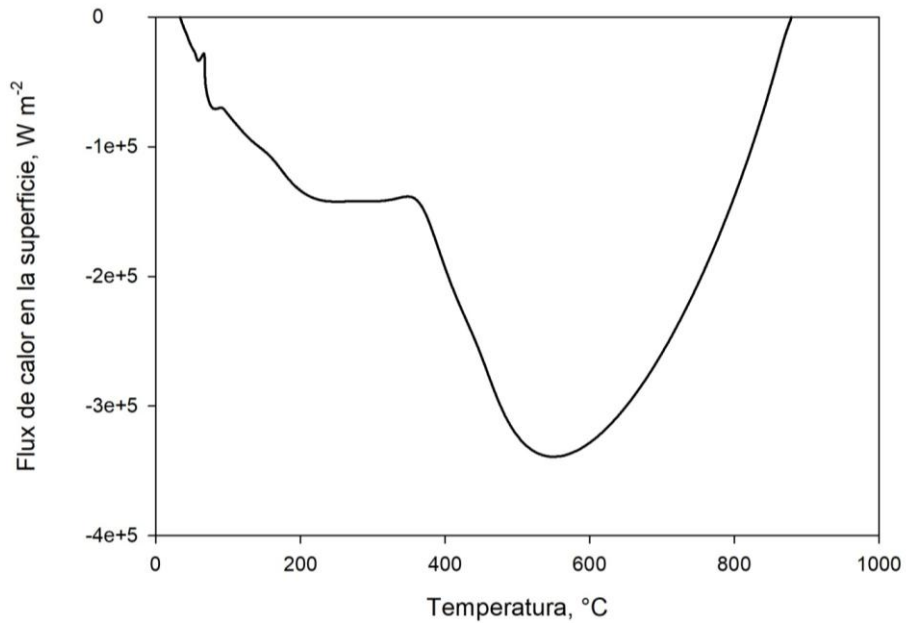


Figura 4.11 Flux de calor en la superficie como función de la temperatura de superficie, estimado con la solución numérica del IHCP para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

4.2 Problema Directo de Conducción de Calor (DHCP)

Las respuestas térmicas estimadas con la solución del *IHCP* para la probeta de 8 pulgadas de diámetro se grafican, junto con las respuestas térmicas calculadas con *Abaqus CAE*, en la Figura 4.12. Se utilizó un valor promedio del coeficiente de transferencia de calor de $544 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$. Como se observa, las parejas de curvas son semejantes durante todo el enfriamiento.

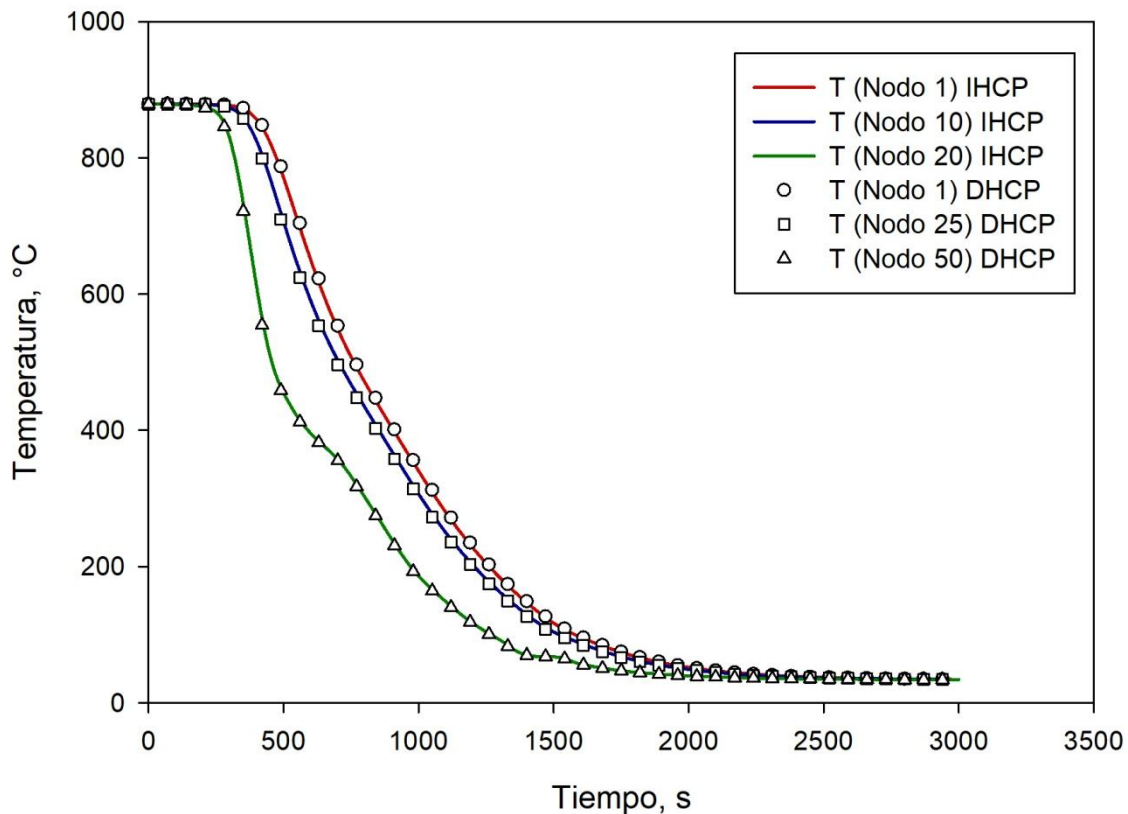


Figura 4.12 Curvas de enfriamiento en el centro, subsuperficie y superficie: solución del *IHCP* (líneas sólidas) y solución del *DHCP* usando *Abaqus CAE* (puntos) para la probeta de 8 " de diámetro templada en polímero.

La similitud entre las curvas de enfriamiento presentadas anteriormente proporciona la confiabilidad necesaria para utilizar el modelo matemático propuesto en casos posteriores, es decir, que los cálculos realizados para los demás sistemas de interés representaran el fenómeno de conducción de calor de manera certera.

Con esta confianza, se procedió a calcular la curva de rapidez de enfriamiento en el centro de la probeta (diferenciando numéricamente la curva de enfriamiento calculada). El resultado se muestra en la Figura 4.13.

Esta información se importó al *software SigmaPlot V12.5* para realizar el cálculo del área bajo la curva en el rango de temperaturas de 350 - 750 °C (que es el rango recomendado en [4]) y así obtener un valor de rapidez de enfriamiento promedio en la línea central de la probeta.

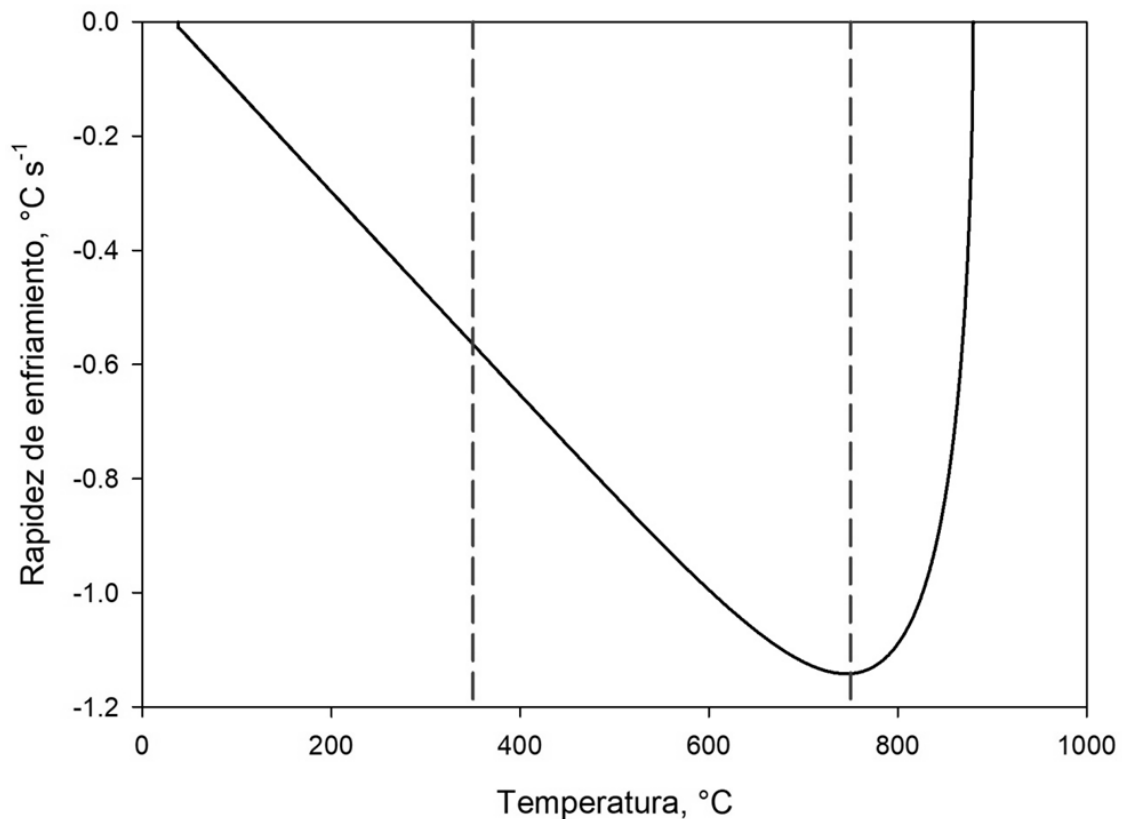


Figura 4.13 Rapidez de enfriamiento en el centro de la probeta de 8" de diámetro, calculada con la solución del *DHCP* con *Abaqus CAE*, utilizando como condición de frontera un valor constante del coeficiente convectivo ($\bar{h} = 544 \text{ W m}^{-2}\text{K}^{-1}$). Las líneas punteadas marcan el rango de temperatura considerado.

Una de las variables de interés en este proceso es el coeficiente de transferencia de calor existente entre la probeta y el medio de temple. En particular, se busca conocer que sucedería en el interior de las probetas si este coeficiente cambiara. Para ello se realizaron varios cálculos del *DHCP* con distintos valores de entrada de \bar{h}_{prom} , utilizando el valor base y variaciones de hasta 20 %.

Con esto se obtuvieron las historias térmicas en el centro de las probetas; los resultados obtenidos para la probeta de 8 pulgadas de diámetro se muestran en la Figura 4.14. Como es de esperarse, a menor valor del coeficiente de transferencia de calor, más suave es el enfriamiento.

A partir de estos resultados se determinó el valor de la rapidez promedio de enfriamiento para el valor base del coeficiente de transferencia de calor y sus variaciones; los valores obtenidos se resumen en la Tabla 4.1. En la tabla se observa que la rapidez de enfriamiento promedio en la línea central de la probeta varía hasta en un 15 % al variar el coeficiente de transferencia de calor desde 544 $W m^{-2} K^{-1}$ (el valor base) hasta 435 $W m^{-2} K^{-1}$ (20 % menor al valor base) y hasta un 11 % al variar el coeficiente hasta 652 $W m^{-2} K^{-1}$ (20% mayor al valor base).

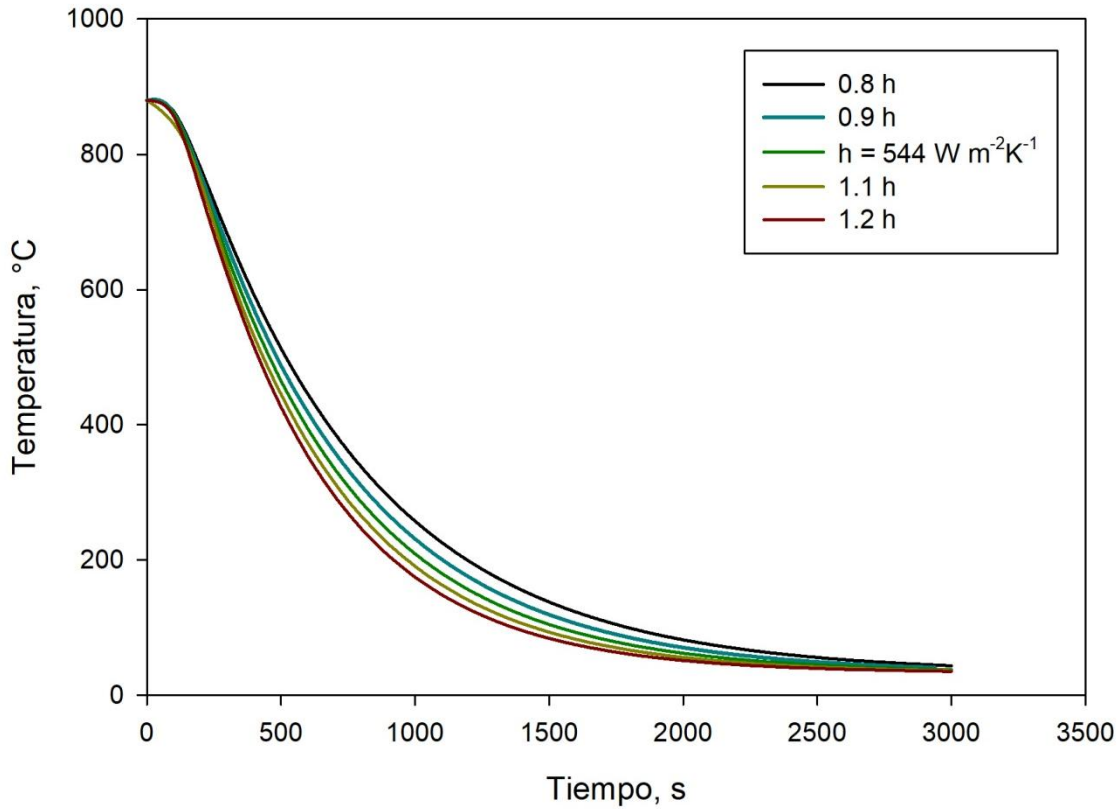


Figura 4.14 Curvas de enfriamiento para la probeta de 8 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera.

Tabla 4.1 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 8 " de diámetro.

h, W m⁻²K⁻¹	Rapidez de enfriamiento promedio, °C s⁻¹	% de variación
0.8 h	0.7680	- 14.56
0.9 h	0.8382	- 6.74
544 (valor base)	0.8988	---
1.1 h	0.9615	6.97
1.2 h	1.0055	11.87

Todos los cálculos previamente descritos fueron realizados con los datos correspondientes al resto de las probetas (diámetro de 12, 16, 18 y 24 pulgadas).

Las respuestas térmicas en el centro de la probeta de 12 pulgadas de diámetro con una variación de hasta un $\pm 20\%$ con respecto al valor promedio del coeficiente de transferencia de calor correspondiente se grafican en la Figura 4.15; el valor de la rapidez promedio de enfriamiento en la línea central, se presentan en la Tabla 4.2.

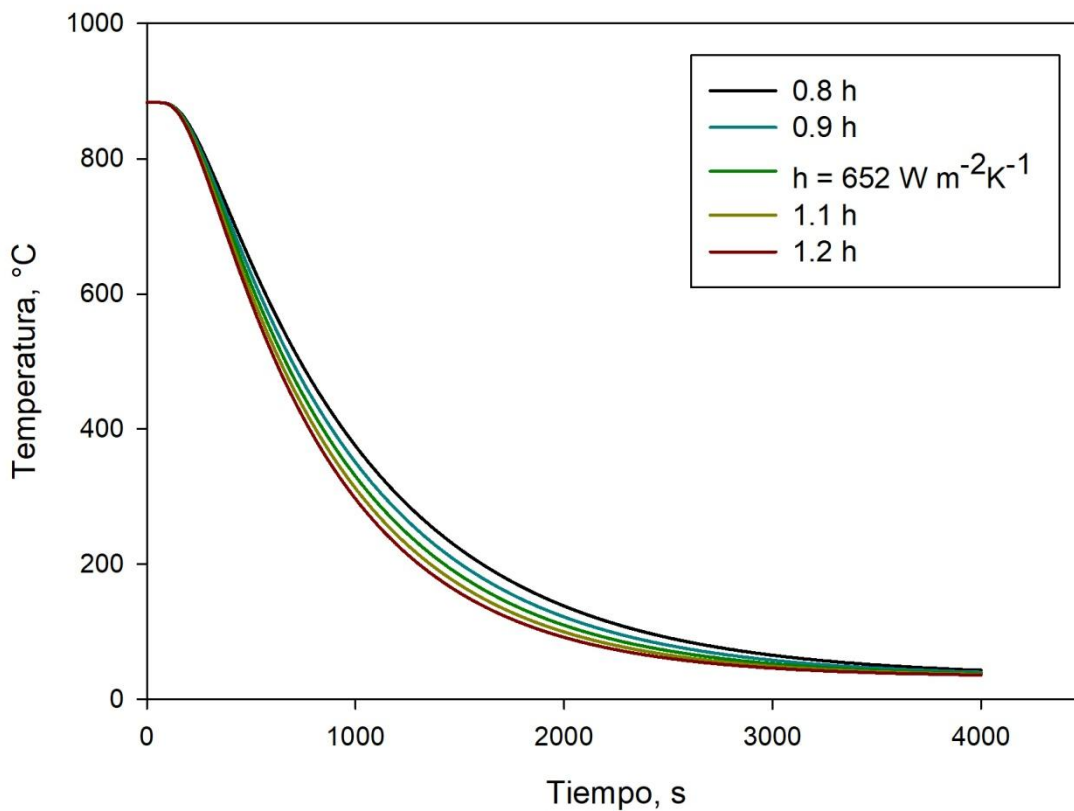


Figura 4.15 Curvas de enfriamiento para la probeta de 12 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera.

Tabla 4.2 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 12 " de diámetro.

$h, \text{W m}^{-2}\text{K}^{-1}$	Rapidez de enfriamiento promedio, $^{\circ}\text{C s}^{-1}$	% de variación
0.8 h	0.6639	- 10.10
0.9 h	0.7032	- 4.77
652(valor base)	0.7385	---
1.1 h	0.7665	3.79
1.2 h	0.7928	7.35

De manera análoga, los resultados obtenidos para las probetas de 16, 18 y 24 pulgadas de diámetro templadas en polímero se presentan en las Figuras 4.16, 4.17 y 4.18, y Tablas 4.3, 4.4 y 4.5, respectivamente.

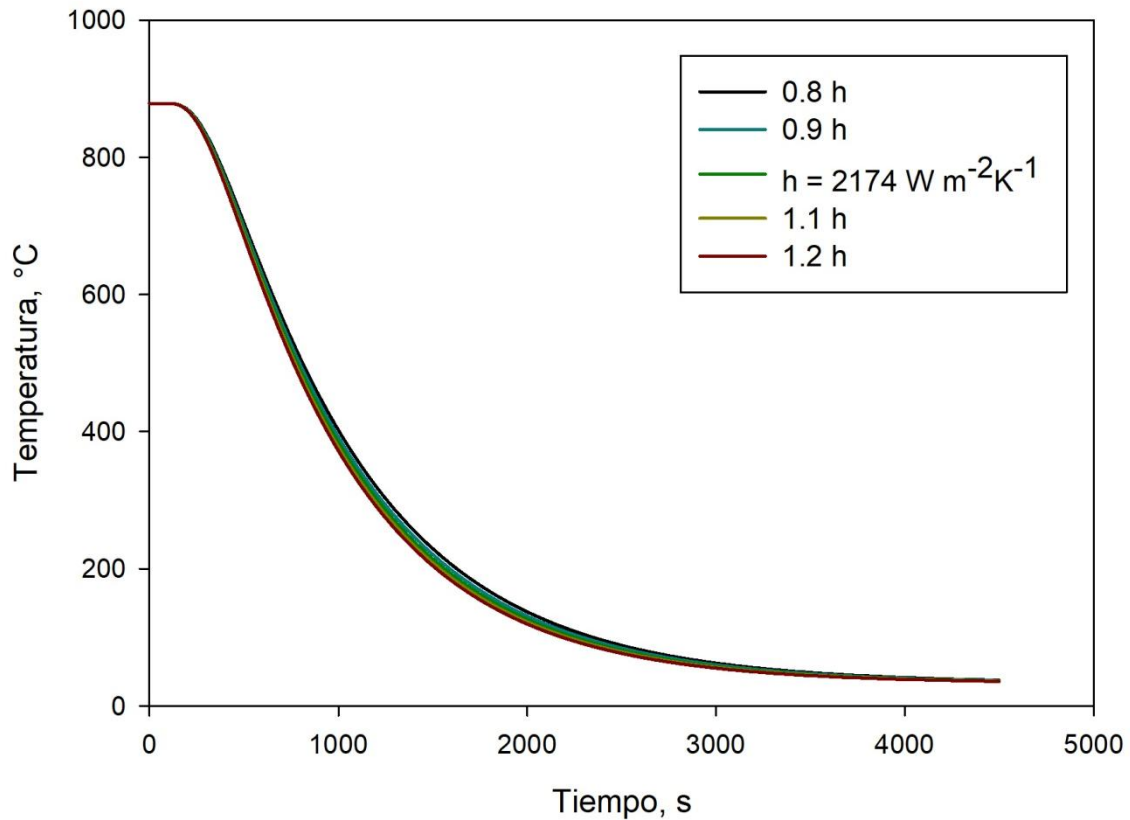


Figura 4.16 Curvas de enfriamiento para la probeta de 16 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera.

Tabla 4.3 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 16 " de diámetro.

$h, \text{ W m}^{-2}\text{K}^{-1}$	Rapidez de enfriamiento promedio, $^{\circ}\text{C s}^{-1}$	% de variación
0.8 h	0.6025	- 3.76
0.9 h	0.6131	- 2,07
2174 (valor base)	0.6261	---
1.1 h	0.6405	2.29
1.2 h	0.6479	3.48

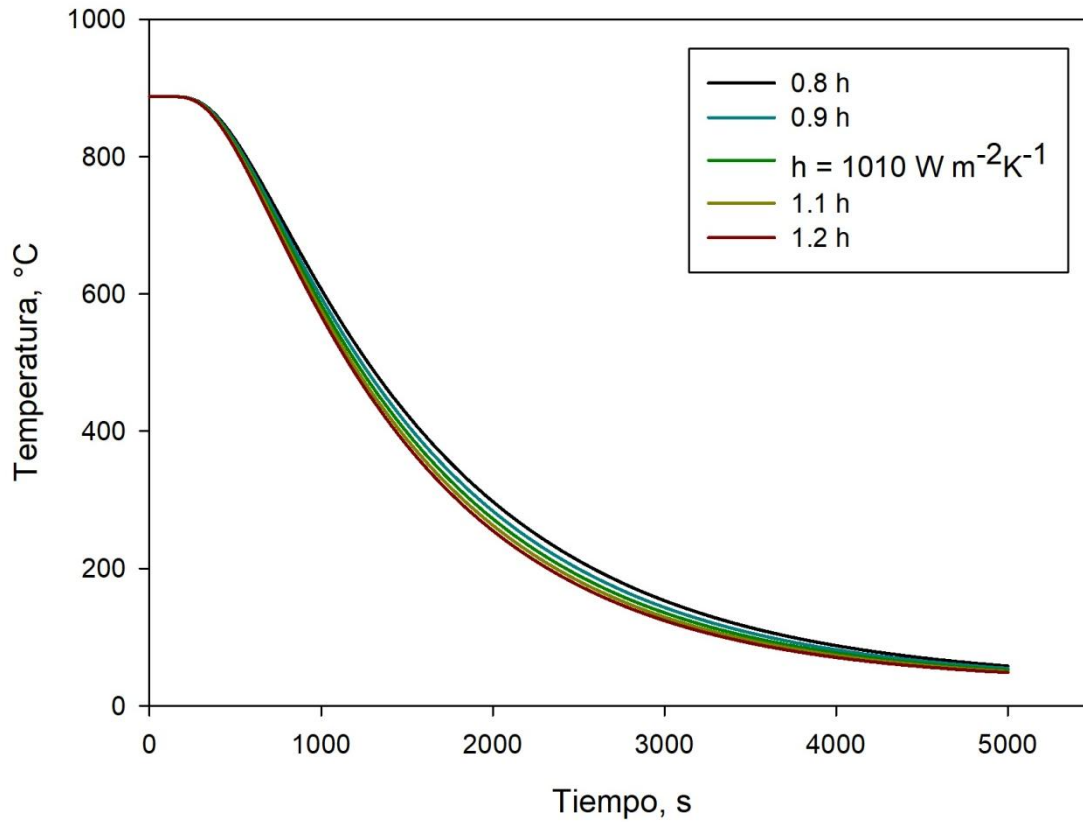


Figura 4.17 Curvas de enfriamiento para la probeta de 18 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera.

Tabla 4.4 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 18 " de diámetro.

h, W m⁻²K⁻¹	Rapidez de enfriamiento promedio, °C s⁻¹	% de variación
0.8 h	0.3779	- 6.52
0.9 h	0.3928	- 2.84
1010 (valor base)	0.4043	---
1.1 h	0.4149	2.62
1.2 h	0.4240	4,87

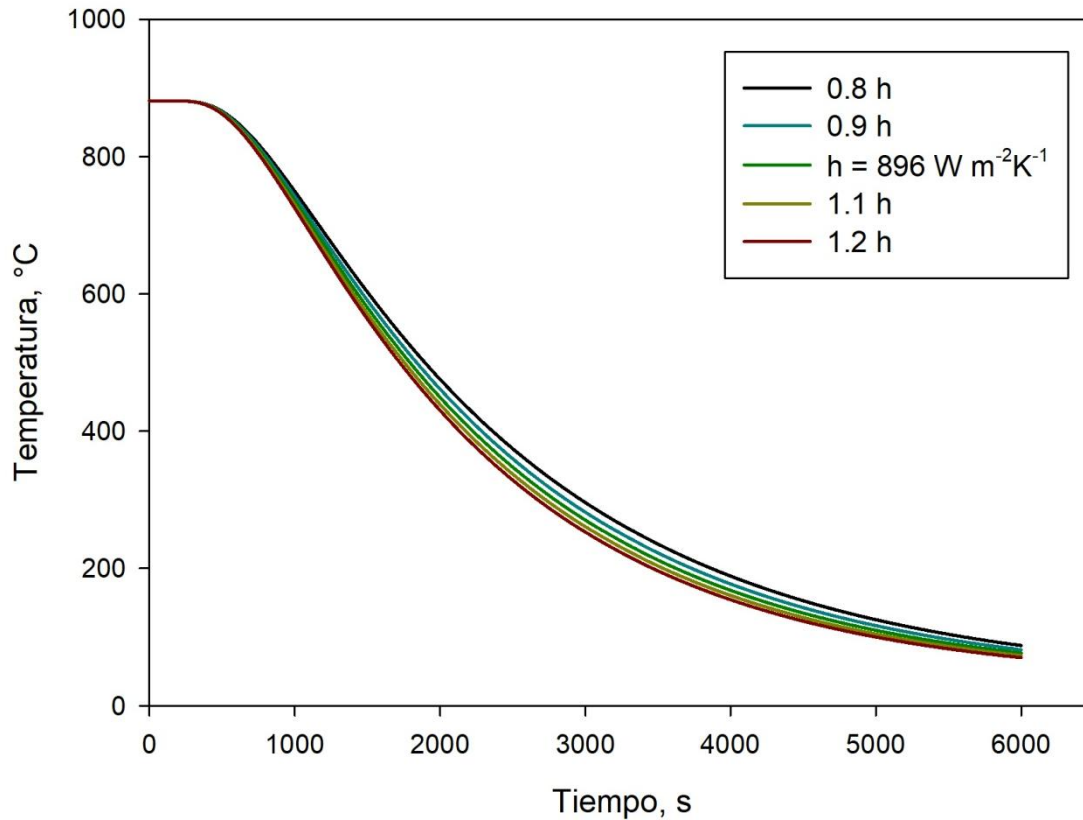


Figura 4.18 Curvas de enfriamiento para la probeta de 24 " de diámetro simuladas para distintos valores de coeficiente de transferencia de calor en la frontera.

Tabla 4.5 Rapideces promedio obtenidas para la probeta de 24 " de diámetro.

h, W m⁻²K⁻¹	Rapidez de enfriamiento promedio, °C s⁻¹	% de variación
0.8 h	0.2514	- 6.57
0.9 h	0.2608	- 3.08
896 (valor base)	0.2691	---
1.1 h	0.2766	2.78
1.2 h	0.2759	2.52

Una vez que se obtuvieron todas las rapideces promedio en el centro de la probeta para los valores de diámetro estudiados, se construyó un gráfico en el que se agruparon todos los resultados y se agregaron líneas de tendencia, construidas con los valores máximos y mínimos de cada conjunto de datos (ver Figura 4.19).

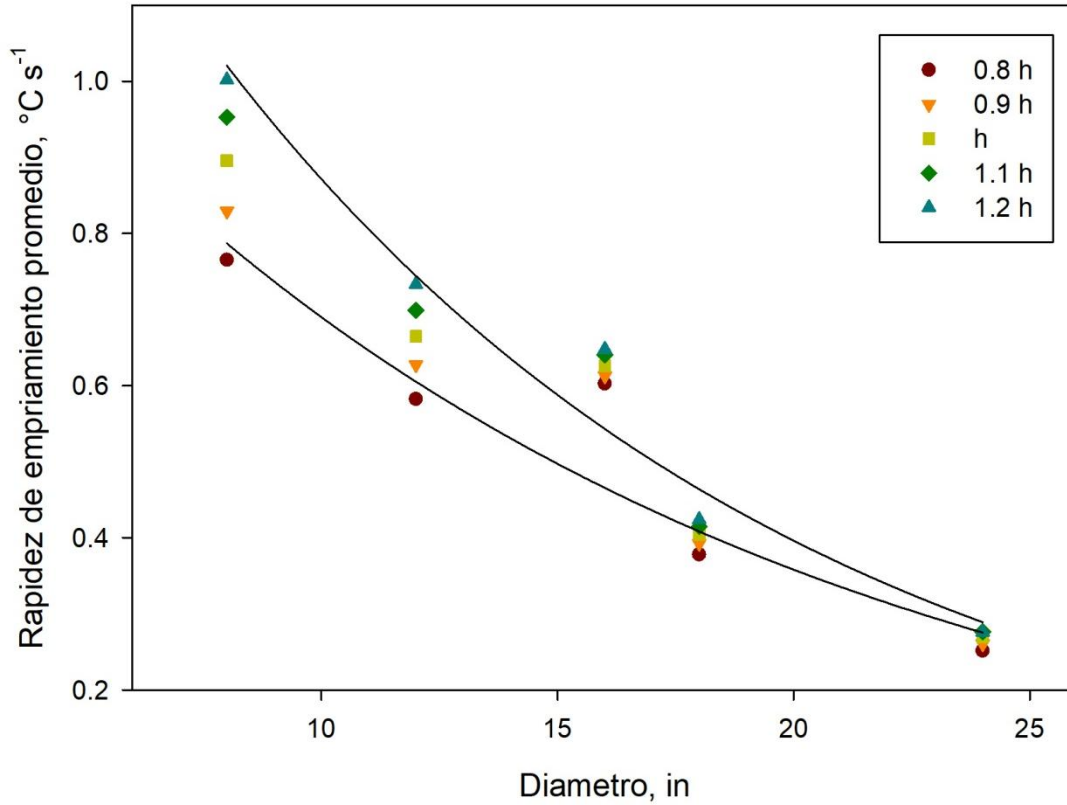


Figura 4.19 Efecto del diámetro de la probeta sobre la rapidez de enfriamiento promedio en el centro de la probeta, considerando variaciones del coeficiente promedio de transferencia de calor (\bar{h}).

En la Figura 4.19 se aprecia que la rapidez de enfriamiento promedio en el centro de la probeta disminuye a medida que el diámetro de la probeta aumenta. Además, el efecto de la variación del coeficiente de transferencia de calor es menor para el mayor valor del diámetro. Los valores calculados para la probeta de 16 in. no siguen la tendencia del resto de los resultados.

5 Conclusiones

- La metodología utilizada en este trabajo para la estimación de un valor promedio del coeficiente de transferencia de calor, que representa a las condiciones de transferencia de calor en la tina durante el temple, fue validada.
- La rapidez de enfriamiento promedio en el centro de las probetas disminuye con el aumento del diámetro.
- El efecto de variaciones en el valor promedio del coeficiente de transferencia de calor sobre la rapidez de enfriamiento promedio en el centro de las probetas es menor para el mayor valor del diámetro.
- Cuando el valor del diámetro de las probetas es mayor o igual a 24 in, el cambio en la rapidez de enfriamiento en el centro de la probeta al variar el coeficiente de transferencia de calor ya no es significativo.

6 Bibliografía

- [1] D. S. MacKenzie, “History of Quenching”, *Adv. Mater. Process.*, vol. 164, núm. 9, p. 39, 2006.
- [2] B. Hernández-Morales, “Cooling: Curve Analysis”, *Encycl. Iron, Steel, Their Alloy.*, núm. Junio, pp. 854–873, 2016.
- [3] C. Heming, H. Xieqing, y X. Jianbin, “Comparison of surface heat-transfer coefficients between various diameter cylinders during rapid cooling”, *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 138, núm. 1–3, pp. 399–402, 2003.
- [4] K. Ramesh, G., Narayan Prabhu, “Effect of Quench Probe Material and Section Size on Cooling Severity”, en *Quenching Control and Distortion*, 2012, pp. 383–394.
- [5] B. Liščić, S. Singer, H. Beitz, L. Canale, y S. W. Dean, “Dependence of the Heat Transfer Coefficient at Quenching on Diameter of Cylindrical Workpieces”, *J. ASTM Int.*, vol. 8, núm. 7, p. 103282, 2011.
- [6] A. V. Sverollin y A. R. Ness, “Fundamental Concepts in Steel Heat Treatment.”, en *Steel Heat Treatment Handbook. Metallurgy and Technologies.*, Second Edi., G. E. Totten, Ed. Portland, Oregon, USA: CRC Press, 2006, pp. 121–164.
- [7] ASM International, “Heat Treating Processes and Related Technology”, en *Heat Treater’s Guide. Practices and Procedures for Irons and Steels*, Second Edi., Materials Park, Ohio, 1995, pp. 1–3.
- [8] D. M. K de Grinberb, *Tratamientos térmicos de los aceros y sus prácticas de laboratorio*, Primera Ed. Ciudad de México: Editorial Limusa, 1986.
- [9] U. Rosario, “X - Temple”. [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2N6uY71>. Recuperado en agosto de 2018.
- [10] J. Apraiz Barreiro, *Tratamientos Térmicos de los Aceros*. Madrid, España:

Patronato de Publicaciones de la Escuela Especial de Ingenieros Industriales, 1949.

- [11] D. A. Porter y K. E. Easterling, *Phase Transformations in Metals and Alloys*, Second Edi. London, UK: Chapman & Hall, 1992.
- [12] G. Krauss, "Martensite in steel: strength and structure", *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 273–275, pp. 40–57, 1999.
- [13] G. Krauss, *Principles of Heat Treatment of Steel*, First Edit. Ohio, United States of America: ASM International, 1989.
- [14] H. Tensi, A. Sitch, y G. E. Totten, "Fundamentals about quenching by submerging", en *Proceedings of International Heat Treating Conference: Equipmente and Processes*, 1994, pp. 243–251.
- [15] C. A. Siebert, D. V. Doane, y D. H. Breen, *The Hardenability of Steels - Concepts, Metallurgical Influences and Industrial Applications*. Metals Park, OH: American Society of Metals, 1977.
- [16] J. Bodin y S. Segerberg, "Measurement and Evaluation of the Quenching Media for Hardening", en *Proceedings of the Fisrt International conference on quenching and Control Distortion*, 1992, pp. 22–25.
- [17] G. E. Totten, C. E. Bates, y N. A. Clinton, *Handbook of Quenchants and Quenching Technology*. Materials Park, Ohio: ASM International, 1993.
- [18] G. E. Totten, C. E. Webster, C. E. Bates, S. W. Han, y S. H. Kang, "Limitations of the Use of Grossman Quench Severity Factors", en *17th Heat Treating Society Conference Proceedings Including the !st International Induction Heat Treating Symposium*, 1997, pp. 411–422.
- [19] B. Liščić, "Hardenability", en *Steel Heat Treatment Handbook. Metallurgy and Technologies.*, Second Edi., G. E. Totten, Ed. Portland, Oregon, USA: CRC Press, 2006, pp. 213–221.

- [20] B. Hernández-Morales, "Characterization of Heat Transfer during Quenching", en *ASM Handbook, vol. 4A, Steel Heat Treating Fundamentals and Processes*, First Edit., J. L. Dossett y G. E. Totten, Eds. Materials Park, Ohio: ASM International, 2013, pp. 158–175.
- [21] G. Belinato, L. C. F. Canale, G. E. Totten, L. Canale, y S. W. Dean, "Effect of Antioxidants on Oxidative Stability and Quenching Performance of Soybean Oil and Palm Oil Quenchants", *J. ASTM Int.*, vol. 8, núm. 9, pp. 1–1, 2011.
- [22] G. E. Totten, "Polymer Quenchants For Induction Heat Treating Applications: The Basics", *9th Int. Induction Heat Treat. Semin. Clear. FL, May*, núm. January 2000, 2000.
- [23] G. E. Totten, M. E. Dakins, y R. W. Heins, "Cooling Curve Analysis of Synthetic Quenchants - A Historical Perspective", *J. Heat Treat.*, vol. 6, núm. 2, pp. 87–95, 1988.
- [24] J. Bell, "On the Fixation of Water in Diverse Fire", *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 9, pp. 1153–1166, 1966.
- [25] Thermopedia, "Leidenfrost Phenomena". [En línea]. Disponible en: <http://www.thermopedia.com/content/921/>. Recuperado en octubre de 2018.
- [26] R. Cruces Reséndez, "Análisis Inverso del Flujo de Calor en 2D para Ensayos de Temple de Probetas a Escala Laboratorio", Universidad Nacional Autónoma de México, 2015.
- [27] L. Canale, L. Xinmin, X. Yao, y G. E. Totten, "Quenchant Characterization by Cooling Curve Analysis", *J. ASTM Int.*, vol. 6, núm. 2, pp. 1–47, 2009.
- [28] M. N. Özisik, *Heat Conduction*, First Edit. Raleigh, North Carolina, USA: John Wiley & Sons, Inc., 1980.
- [29] A. J. Chapman, *Transmisión de Calor*, Tercera Ed. Madrid, España: McMillan Publishing Company, 1984.

- [30] D. R. Poirier y G. H. Geiger, *Transport Phenomena in Material Processing*, First Edit. Warrendale, PA: The Minerals, Metals & Materials Society, 1994.
- [31] M. N. Özisik y H. R. B. Orlande, *Inverse Heat Transfer. Fundamentals and Applications*, First Edit. New York, NY, USA: Taylor & Francis, 2000.
- [32] C. . R. J. Beck, J. V., Likouhi, B., St. Clair, "Efficient Sequential Solution of the Nonlinear Inverse Heat Conduction Problem", *Numer. Heat Transf.*, vol. 5, pp. 275–286, 1982.
- [33] 3DS Academy, "Abaqus Student Edition". [En línea]. Disponible en: <https://academy.3ds.com/en/software/abaqus-student-edition>. Recuperado en septiembre de 2017.
- [34] Matweb, "AISI 4140 Steel, oil quenched, 205°C (400°F) temper, 25 mm (1 in.) round". [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2OLIMFw>. Recuperado en agosto de 2018.
- [35] Matbase, "Material Properties of High Grade Steel 42CrMo4". [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2MzH7nK>. Recuperado en agosto de 2018.
- [36] Matweb, "AISI 4145 Steel". [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2vTuH0K>. Recuperado en agosto de 2018.
- [37] Lucefin, "Steel Alloy 18CrNiMo7-6". [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2BlosHZ>. Recuperado en agosto de 2018.
- [38] Matweb, "AISI 8630 Steel, normalized". [En línea]. Disponible en: <https://bit.ly/2OGGzKi>. Recuperado en agosto de 2018.