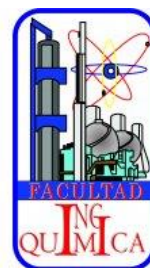




Benemérita Universidad Autónoma de Puebla



**FACULTAD DE INGENIERÍA QUÍMICA
COLEGIO DE INGENIERÍA EN MATERIALES**

**“DETERMINACIÓN DEL FLUJO DE CALOR DURANTE EL
TEMPLADO DE MUELLES DE ACERO SAE 5160”**

TESIS PROFESIONAL

**Tesis presentada para obtener el título de:
Licenciatura en Ingeniería en Materiales**

Presenta:

Antonio Mora Rosas

Asesor:

Dr. Marco Antonio Morales Sánchez

Co-asesor:

Dr. Francisco Andrés Acosta González

Puebla, Pue. Enero del 2016

Índice General

Capítulo 1	1
1.1 Introducción.....	1
1.2 Sistema de enfriamiento a estudiar	1
1.3 Modelado del sistema de enfriamiento	2
Capítulo 2	4
2. Marco Teórico	4
2.1 Procesos de tratamiento térmico	4
2.2 Metalurgia de los procesos de transformación	7
2.2.1 Diagrama de fase.....	7
2.2.2 Diagrama Temperatura-Tiempo-Transformación (TTT)	9
2.3 Transferencia de calor.....	11
2.4 Problema inverso de conducción de calor	13
2.4.1 Método de diferencias finitas	13
2.5 Propiedades termo-físicas	15
Capítulo 3	16
3. Metodología	16
Capítulo 4	24
4. Resultados y Discusión.....	24
4.1 Selección de mediciones confiables.....	24
4.2 Efecto del número de pasos futuros, r	32
4.3 Efecto del tamaño del volumen de control	33
4.4 Efecto del paso de tiempo.....	35
4.4.1 Agitación normal	35
4.4.2 Agitación alta.....	36
4.4.3 Termopar en el centro de la pieza.....	37
4.5 Perfiles de temperatura.....	53
4.5.1 Agitación normal	53
4.5.2 Agitación alta.....	53
4.5.3 Termopar en el centro de la pieza.....	54
4.6 Coeficiente de transferencia de calor y número de Biot.....	63
Resumen y Conclusiones	65
Bibliografía.....	67

Índice de figuras

Fig. 2.1- Secuencia fotográfica de una pieza metálica precalentada que se sumerge en aceite	7
Fig. 2.2- Región del diagrama Fe-C correspondiente a aceros	8
Fig. 2.3- Fase en equilibrio resultante durante el enfriamiento lento de un acero	9
Fig. 2.4- Diagrama TTT para un acero 5160.....	10
Fig. 2.5- Fotomicrografías de las fases formadas fuera de equilibrio por enfriamiento de austenita.....	11
Fig. 2.6- Representación esquemática de una curva de ebullición.	12
Fig. 3.1- Geometría y dimensiones de la pieza sometida a templado, así como las posiciones de los termopares.	16
Fig. 3.2- Superposición de la curva TTT del acero 5160 y las curvas de enfriamiento medidas para dos condiciones de agitación distinta.	17
Fig. 3.3- a) Entalpía en función de la temperatura para las fases del acero 5160	20
Fig. 3.4- Capacidad calorífica contra temperatura para la transformación de austenita a martensita.	21
Fig. 4.1- Curva de enfriamiento medida en una probeta con tres termopares colocados en distintas posiciones.....	27
Fig. 4.2- Curva de enfriamiento medida en la superficie de una probeta bajo tres condiciones de agitación del baño de aceite	27
Fig. 4.3- Curva de rapidez de enfriamiento para termopares colocados en distintas posiciones.....	28
Fig. 4.4- Curva de rapidez de enfriamiento para un termopar colocado en la superficie bajo tres condiciones de agitación distinta.....	29
Fig. 4.5- a) Curva de enfriamiento medida en la superficie de la probeta bajo dos condiciones de agitación del baño de aceite. b) Curva de rapidez de enfriamiento para el mismo caso.	30
Fig. 4.7- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos valores de pasos futuros. Probeta bajo dos condiciones de agitación.	32

Fig. 4.8- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos valores de pasos futuros. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza	33
Fig. 4.9- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos tamaños de malla espacial. Probeta bajo dos condiciones de agitación.	34
Fig. 4.10- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos tamaños de malla. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.	34
Fig. 4.11- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt . Condición de agitación normal del baño de aceite.....	39
Fig. 4.12- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Condición de agitación normal del baño de aceite.	39
Fig. 4.13- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Condición de agitación normal del baño de aceite	40
Fig. 4.14- Comparación entre la evolución de temperatura calculada con los métodos directo e inverso con distintos Δt y las respectivas mediciones. Condición de agitación normal del baño.....	41
Fig. 4.15- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt . Condición de agitación alta del baño de aceite.	43
Fig. 4.16- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Condición de agitación alta del baño de aceite.	43
Fig. 4.17- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Condición de agitación alta del baño de aceite .	44
Fig. 4.18- Comparación entre la evolución de temperatura calculada con los métodos directo e inverso y las respectivas mediciones. Condición de agitación alta del baño de aceite.	45
Fig. 4.19- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt . Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.	48

Fig. 4.20- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.	48
Fig. 4.21- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza	49
Fig. 4.23- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo con condición de agitación normal del baño de aceite	55
Fig. 4.24- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo. Condición de agitación alta del baño de aceite	57
Fig. 4.25- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza	60
Fig. 4.26- Coeficiente de transferencia de calor obtenido a través del método inverso. Probeta con agitación normal y alta; y probeta con un termopar en el centro.	63
Fig. 4.27- Número de Biot estimado para una probeta con agitación normal y alta; y una probeta con un termopar en el centro.	64

Índice de tablas

Tabla 3.1- Propiedades termo físicas de la fase austenita en función de la temperatura para el acero 5160	18
Tabla 3.2- Propiedades termo físicas de una mezcla de fases bainita y perlita en función de la temperatura para el acero 5160	18
Tabla 3.3- Propiedades termofísicas de la fase martensita en función de la temperatura para el acero 5160.	19
Tabla 3.4- Propiedades termofísicas estimadas para el acero 5160 en transformación.	22
Tabla 3.5- Condiciones bajo las que se realizaron los experimentos de templado.	23
Tabla 3.6- Propiedades termofísicas del aceite, a 20°C, usado en el proceso de templado. ..	23

Lista de Símbolos

q_w	flujo de calor en la superficie (kW/m ²)
T_w	Temperatura en la superficie (°C)
T_m	Temperatura medida (°C)
T_c	Temperatura calculada en el termopar (°C)
C_p	Capacidad calorífica a presión constante (J/kg °C)
t	Tiempo (s)
k	Conductividad térmica (W/m °C)
x	Posición en el eje x
X	Coefficiente de sensibilidad
S	Funcional de la diferencia entre la temperatura experimental y la calculada al cuadrado
H	Entalpía (J/kg)

Lista de Símbolos Griegos

∂	Derivada parcial
ρ	Densidad
Δ	Incremento
α	Coefficiente de difusividad térmica (m ² /s)

Agradecimientos

Quiero agradecer a mi madre por todo el apoyo que me ha dado a lo largo de estos años de esfuerzo y de lucha.

Gracias por darme las fuerzas necesarias para seguir adelante con un sueño que no solamente era mío sino de ambos, y por lo tanto hacer ese sueño realidad.

Al Dr. Francisco Andrés Acosta González profesor investigador de CINVESTAV Saltillo ya que gracias a su apoyo y dirección pude realizar este trabajo de tesis satisfactoriamente, además de reconocer la calidad de trato que tiene para con las personas.

Al Dr. Marco Antonio Morales Sánchez por su colaboración para la correcta elaboración de este trabajo así como también agradecerle sus enseñanzas dentro y fuera de la universidad.

También quiero agradecer a todas esas personas que, aunque no nombre, estuvieron conmigo en todo momento, amigos y familiares, por ende este trabajo incluye parte de su esfuerzo, ya que nunca me dejaron a la deriva.

A todos y cada uno de ustedes GRACIAS.

ATTE. Antonio Mora Rosas

Resumen

En esta tesis se determinó la evolución del flujo de calor y de la temperatura en la superficie de un muelle de acero grado 5160 a partir del análisis de curvas de enfriamiento medidas en la muestra durante su templado desde la temperatura de austenizado. Con esta información se resolvió el problema inverso de conducción de calor implementado en el software CONTA, el cual determina el flujo de calor que permite minimizar el error entre las temperaturas predichas y medidas. El efecto que tienen las transformaciones de fase durante el enfriamiento se contabilizó mediante el cambio que sufren las propiedades termo-físicas, tales como conductividad térmica, capacidad calorífica y densidad, durante el enfriamiento. La cinética de transformación se obtiene de la curva TTT del acero en cuestión, asignando porcentajes promedio de cada fase en rangos de temperatura de acuerdo con las velocidades de enfriamiento que se midieron en probetas de planta. El calor latente de transformación de austenita a martensita se incluyó en el pseudo-calor específico, lo cual permitió simplificar la solución de la ecuación de conducción de calor. Por otro lado, se llevó a cabo un estudio de sensibilidad de los resultados con variaciones en los parámetros de la solución numérica. Además se validó la solución del problema inverso de conducción de calor, comparándola con la respectiva solución del problema directo. Finalmente se obtuvo el número de Biot para validar que la temperatura fuera uniforme durante el templado de las piezas.

Capítulo 1

1.1 Introducción

El templado es un proceso cuyo objetivo es producir fases fuera de equilibrio, que son: la bainita que se forma por la difusión de carbono y la martensita que es una transformación adifusional. La dureza y la resistencia a la tracción de esta última son superiores a las que presentan las fases de equilibrio, perlita y ferrita. El templado consiste en calentar la pieza de acero por encima de la temperatura de austenizado y posteriormente someterla a un enfriamiento acelerado al sumergir ésta en un fluido, los cuales pueden ser: salmuera, varios tipos de aceite mineral, soluciones acuosas de polímeros o agua.

Durante el enfriamiento, el flujo de calor removido de una superficie sólida $q_w(\text{kW/m}^2)$ por un fluido es función de la temperatura de la propia superficie T_w , y la representación gráfica respectiva se le llama curva de ebullición. En dicha curva se distinguen cuatro regímenes: convección, ebullición nucleada, ebullición en transición y película estable de vapor, las cuales se presentan en ese orden al ascender la temperatura de la superficie.

La determinación del flujo de calor o los coeficientes de transferencia de calor a partir de una curva de enfriamiento (temperatura contra tiempo) experimental, se llevan a cabo mediante la solución del problema inverso de conducción de calor. En este problema, se busca determinar la condición a la frontera que permite obtener una temperatura calculada muy próxima a la medida y a lo largo de toda la curva de enfriamiento. La técnica se basa en la minimización de dicha diferencia de temperaturas y la solución numérica de la ecuación de conducción de calor, se lleva a cabo mediante la técnica de diferencias finitas. En este trabajo, se emplean curvas de enfriamiento determinadas en planta en probetas de acero instrumentadas con termopares, para determinar el flujo de calor removido en un tanque con aceite.

1.2 Sistema de enfriamiento a estudiar

El proceso de templado industrial de los muelles de acero SAE 5160, consta de un tratamiento térmico de austenizado de la pieza al calentarla en un horno por encima

de los 900°C, posteriormente las piezas se colocan de forma manual en los sujetadores de un carrusel es decir; se le da un formado mecánico en caliente, para posteriormente enfriarla al sumergirla en un tanque con aceite (cuyas dimensiones son 2.5 x 3.5 x 1.5 m), donde el medio de temple actúa en un ambiente de turbulencia y el cual es suministrado por 14 orificios de una flauta con un flujo de 200 gal/min.

La distorsión durante el temple es un fenómeno inherente que se da en el proceso de fabricación de hojas para muelles de suspensión automotriz Este fenómeno de distorsión aparece con mayor recurrencia en las piezas de sección transversal delgada y puede presentarse como distorsión geométrica al final del proceso.

En la figura 1.1, a) se muestra el sistema de carrusel en el que se sujeta la pieza en los formadores y en b) se muestra el diseño del tanque del aceite.

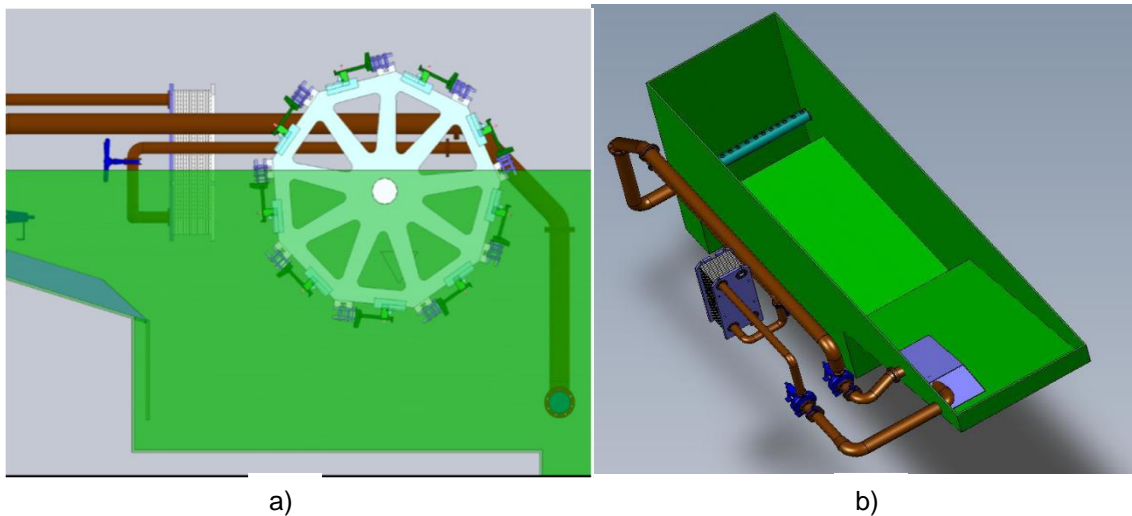


Fig. 1.1- Esquema del proceso de templado industrial de muelles de acero SAE 5160. a) carrusel con sujetadores donde se da el formado mecánico de las piezas. b) tanque donde se sumergen las piezas para su temple.

1.3 Modelado del sistema de enfriamiento

Cualquier mejora o modificación al proceso de templado requiere un entendimiento de los fenómenos de transformaciones de fase que sufre el acero. Un modelo matemático que tenga como objetivo predecir la rapidez de transformación del acero requiere como dato primordial la condición de frontera para predecir la evolución

térmica. Este trabajo representa un esfuerzo para determinar dicha condición a la frontera y validar la metodología para caracterizar la historia térmica de los muelles de acero.

Se tomó una probeta con geometría rectangular por simplicidad en el estudio del problema, por otra parte, la hipótesis indica que es posible conocer la evolución del flujo calor durante el temple de probetas de acero en aceite a partir de su historia térmica medida con termopares.

Las mediciones se hicieron externas a este trabajo por lo que se realizó el análisis del fenómeno de transferencia de calor únicamente con los resultados de las curvas de enfriamiento proporcionadas.

Capítulo 2

2. Marco Teórico

2.1 Procesos de tratamiento térmico

Existe una extensa variedad de piezas de acero con contenido de carbono entre 0.008 y 2.11% que se someten a algún tratamiento térmico. Este se hace para mejorar propiedades particulares de la pieza tales como: dureza, tenacidad, resistencia a la corrosión, etc. Existe una amplia gama de tratamientos térmicos y la selección de uno depende en gran medida del tipo de aleación, así como las condiciones de trabajo a las que estará sometida la pieza (*ASM International 1993, 14*). En general, el tratamiento térmico es una operación que involucra el calentamiento de las piezas de acero a temperaturas superiores a las de formación de la fase austenita, seguido inmediatamente de un enfriamiento controlado para obtener una transformación de fase, y así obtener una microestructura en estado sólido que resulta en un incremento en las propiedades mecánicas (*eFunda 2015*). A continuación, se describen los tratamientos térmicos más comunes que se aplican a los aceros.

Dentro de la amplia gama de tratamientos térmicos, se tienen, por mencionar algunos. La *liberación de esfuerzos*, es aquel en el cual se calienta el acero en un rango de 425 a 650°C, para liberar esfuerzos internos en la pieza sin alterar la microestructura o las propiedades de la misma. El *tratamiento por solución* o austenizado tiene como objetivo disolver fases secundarias (por ejemplo carburos), calentando a altas temperaturas para producir una distribución homogénea de carbono. La *homogenización* es un proceso que involucra calentamientos que pueden variar en el rango de 1095 a 1260°C o más, en donde el objetivo es obtener distribuciones uniformes de níquel, cromo, molibdeno, y carbón en la matriz. El *templado* es un tratamiento térmico, cuyo objetivo es formar la fase martensita que le confiere elevadas propiedades mecánicas al acero (*Totten y cols. 1993,1*). Consiste en calentar la pieza por arriba de 900°C para austenizarla y posteriormente enfriarla lo suficientemente rápido para poder minimizar la formación de bainita y perlita, y maximizar la formación de martensita. Los fluidos utilizados para el temple

son normalmente: agua, soluciones de salmuera, aceites, soluciones poliméricas y en algunos casos gases inertes. El *recocido* tiene como objetivo reducir la dureza y esfuerzos internos en el metal, incrementando su ductilidad y su maquinabilidad. El *normalizado* es un proceso cuyo objetivo es producir la fase de equilibrio, perlita. Consiste en calentar el acero hasta su temperatura de austenizado, seguido por un enfriamiento a velocidad moderada, el cual se logra en aire estático. La estructura resultante es perlita fina que proporciona una alta ductilidad en las piezas tratadas. El *revenido* es el proceso cuyo objetivo es lograr alta ductilidad en las piezas templadas. En éste, se calienta un acero templado por debajo de la temperatura mínima para reducir su dureza y entonces el enfriamiento se lleva a cabo a velocidad moderada a temperatura ambiente.

En un trabajo previo (Haji y cols., 2009), se reportó el estudio del comportamiento de una barra de acero 4140 durante su templado con diversos agentes de temple. Los autores encontraron que la dureza final depende en gran medida de la velocidad de enfriamiento que pueda lograr el agente de temple. En otro trabajo (de Souza y cols., 2013), se realizó la comparación entre diversos aceites vegetales para el templado de una pieza de Inconel 600, y los autores concluyeron que algunos de estos aceites pueden ser utilizados como alternativa a los aceites minerales, además de ser más amigables con el medio ambiente. En otro estudio (Tarabba y cols., 2011), se determinó el efecto que tiene la agitación en la rapidez de transferencia de calor durante el enfriamiento de una probeta en aceite ISORAPID 277HM. Los autores concluyeron que la agitación del aceite tiene una influencia sobre los regímenes de transferencia de calor. En un trabajo reciente (Lynn y cols., 2012), se llevó a cabo un templado intensivo de una barra de acero desde 870°C, empleando agua como agente de temple bajo diferentes condiciones de agitación. Su estudio demostró que se alcanzan coeficientes de transferencia de calor altos. Por último en otra publicación (da Silva y cols., 2012), se estudió el efecto térmico sobre la contracción que sufre un anillo metálico durante el enfriamiento. Dicha contracción, es la suma de las contracciones térmicas en la transformación de fase y su simulación numéricamente empleando el software DEFORM™.

Esta tesis se centró en el estudio del flujo de calor durante el templado de un muelle de acero SAE 5160 con aceite. Este acero es caracterizado por su gran tenacidad, templabilidad, resistencia a la fatiga y a la tracción, es altamente utilizado en la industria automotriz en este caso suspensiones. Según la norma SAE “Society of Automotive Engineers” se puede designar por medio de cuatro dígitos el primero indica la aleación principal (cromo), el segundo indica la modificación del primero (manganeso) y los dos últimos la cantidad de carbono en centésimas.

Como ya se describió con anterioridad, lo más importante en este proceso es controlar la velocidad del enfriamiento a la cual se somete la pieza. Se ha reportado que al sumergir una pieza precalentada de acero en aceite se identifican tres regiones. La Figura 2.1, muestra fotografías de una secuencia de la inmersión en aceite de una pieza cilíndrica precalentada, por encima de su temperatura de austenizado. En la secuencia, se aprecia la formación y evolución de tres regiones. La región de *película estable de vapor* se forma después de la inmersión inicial, debido al contacto entre la superficie caliente de la pieza y el aceite. La duración de esta capa depende de la temperatura en la superficie del cilindro. Cabe mencionar que el flujo de calor en esta zona es relativamente bajo, debido a que la capa de vapor actúa como aislante (*Hernández y cols. 2011, 49*). La región donde aparecen burbujas corresponde a la zona de *ebullición nucleada* que se produce, cuando la temperatura de la superficie ha descendido lo suficiente para permitir el contacto del aceite con la superficie. Las burbujas se forman en la superficie y se desprenden rápido generando convección en el líquido. En esta región, el flujo de calor es mucho mayor que en las otras regiones como resultado de la elevada tasa de ebullición del líquido. Por último, en la región más fría de la pieza, se presenta enfriamiento por convección sin ebullición del aceite. En este caso la rapidez de extracción de calor es relativamente menor que por ebullición (*HIS Engineering360, 2015*).

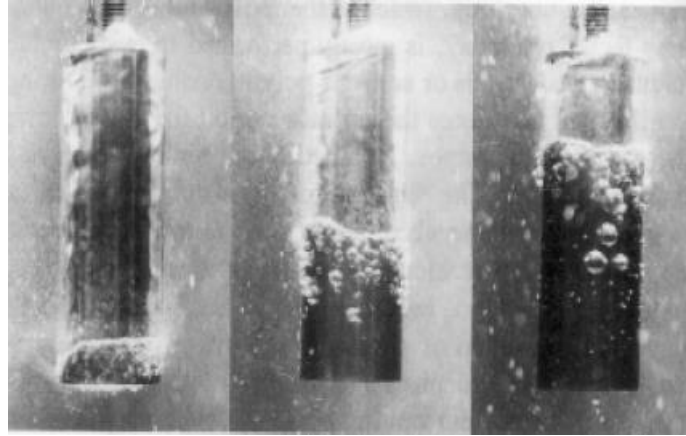


Fig. 2.1- Secuencia fotográfica de una pieza metálica precalentada que se sumerge en aceite. Se aprecia el desplazamiento de la zona de burbujas desde abajo hacia arriba. (B. Hernández y cols., 2011)

2.2 Metalurgia de los procesos de transformación

2.2.1 Diagrama de fase

Los aceros son aleaciones hierro-carbono con concentraciones apreciables de otros elementos aleantes. Existen miles de aceros de diferentes composiciones y/o tratamientos térmicos. Los cambios que ocurren en las aleaciones a distintas temperaturas, dependen de la cantidad presente de cada elemento aleante (*Sydney H, Avner 1995, 229*). Las condiciones para obtener las distintas fases estables se pueden graficar en los llamados diagramas de fases, que proporcionan un mapa de la existencia de las fases posibles en función de la composición química de la aleación y de la temperatura. Estos diagramas, son una referencia importante para seleccionar los tratamientos térmicos y optimizar la composición de la aleación en función a la microestructura que se desea obtener. En la Figura 2.2, se presenta la región del diagrama de fases binario Fe-C que representa las condiciones de estabilidad de las fases en equilibrio que se forman en los aceros. El hierro sufre cambios estructurales con la temperatura antes de fundir. A temperatura ambiente la forma estable es la ferrita o Fe- α . A 912 °C la ferrita sufre una transformación polimórfica a austenita o Fe- γ . La austenita persiste hasta 1394°C en la cual se convierte en ferrita- δ , la cual funde a 1538 °C. Todos estos cambios se pueden observar en el eje vertical izquierdo del diagrama de fases.

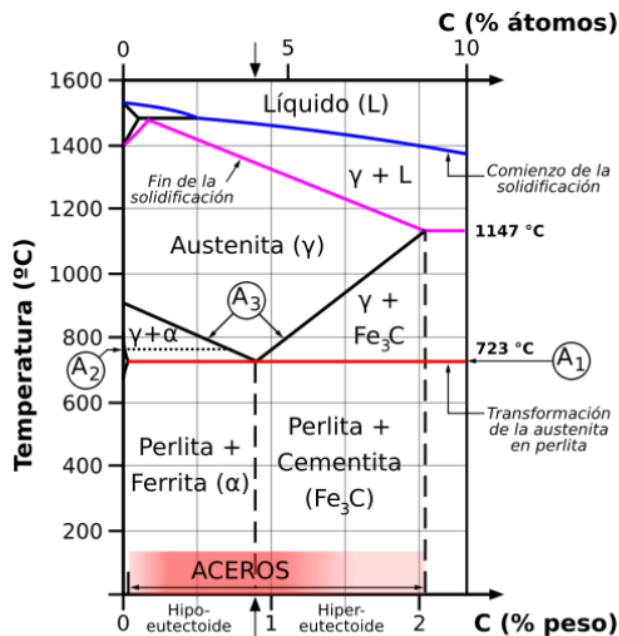


Fig. 2.2- Región del diagrama Fe-C correspondiente a aceros. (Callister Jr. 1995, 281)

El carbono es un soluto intersticial en el hierro y forma disoluciones sólidas con la ferrita (α y δ) y con la austenita (γ). La ferrita tiene una estructura atómica cúbica centrada en el cuerpo la cual puede alojar muy poco carbono en los intersticios. Por esta razón, la máxima solubilidad es de 0.022% a 723°C. En cambio, la austenita (Fe- γ) de estructura cúbica centrada en las caras tiene huecos de mayor tamaño y con ello puede alcanzar una solubilidad máxima de carbono de 2.11% a 1148°C. En el diagrama también se muestra la cementita, Fe₃C, un carburo de hierro con composición química definida e igual a 6.7% en peso de C. La formación de la cementita ocurre cuando, se excede el límite de solubilidad del carbono en Fe- α a temperaturas por debajo de la eutectoide (723°C). La Figura 2.2, indica que la cementita también coexiste con la fase γ por arriba de la temperatura eutectoide, A₁. Para un acero de composición por debajo de la composición eutectoide de 0.8%C, (acero hipoeutectoide) a 875°C, la microestructura de la fase γ es homogénea con granos orientados al azar. Al enfriar se desarrolla la fase α , situándonos en la región bifásica α - γ del diagrama. Si el enfriamiento es lento se dan condiciones de equilibrio, pero si los enfriamientos son muy rápidos se producen procesos que

cambian la microestructura, y por lo tanto las propiedades mecánicas. La *perlita* es un *microconstituyente* formado por láminas de ferrita y cementita intercaladas tal como se muestra esquemáticamente en la Figura 2.3. La perlita es el producto de la transformación eutectoide de la austenita cuando esta se enfría a una temperatura por debajo de los 720°C. La perlita se le denomina gruesa o fina dependiendo del grosor o separación de dichas laminillas.

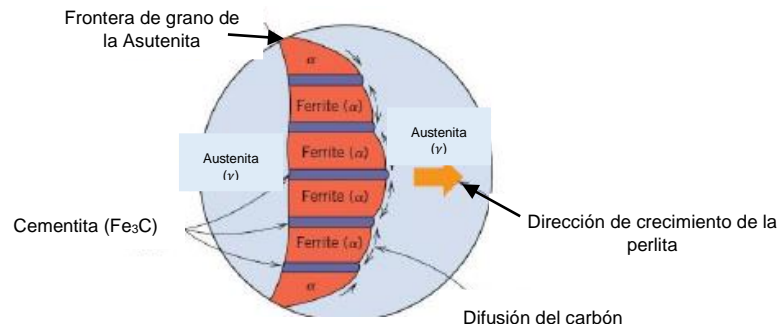


Fig. 2.3- Fase en equilibrio resultante durante el enfriamiento lento de un acero (Sydney 1998,252)

Aunque el acero 5160 contiene otros elementos aleantes además del carbono, su microestructura de equilibrio puede ser analizada con la ayuda del diagrama de fases binario Fe-C previamente mostrado.

2.2.2 Diagrama Temperatura-Tiempo-Transformación (TTT)

Se denomina curva TTT (Transformación-Temperatura-Tiempo) al diagrama que relaciona el tiempo y la temperatura requeridos para una transformación de fase. Los diagramas TTT son curvas en un sistema coordenado de temperatura contra tiempo, que representan un porcentaje de transformación dada, típicamente 1 ó 5%, para denotar el inicio de una transformación, 50%, y 95 ó 99% para representar el final de una transformación. La Figura 2.4, presenta el diagrama TTT para un acero 5160 (*ASM International 1991, 1*). Este diagrama muestra 3 curvas: la primera de izquierda a derecha corresponde al inicio de la transformación de la austenita, seguida por una segunda curva que representa un 50% de transformación y finalmente la tercera curva corresponde a la transformación completa. En la parte superior de este diagrama la austenita se transforma en las fases de equilibrio ferrita

(F) y cementita (C), mientras que por debajo de $\sim 500^{\circ}\text{C}$ se forma la fase de no-equilibrio llamada *Bainita*, que es un microconstituyente que forma agujas o placas, dependiendo de la temperatura de transformación. Por lo general, las agujas están compuestas de una matriz ferrítica y partículas alargadas de cementita. Finalmente, por debajo de la temperatura M_s se obtiene la *martensita* que no requiere de la difusión de carbono para producirse. En el diagrama, se muestra la temperatura de inicio de formación de martensita, M_s , y la temperatura para alcanzar un 50% de esta fase, M_{50} . Se estima por extrapolación que el final de la transformación ocurre a $M_f \sim 100^{\circ}\text{C}$. La martensita, es una solución sólida sobresaturada de C en hierro α que presenta una estructura atómica tetragonal centrada en el cuerpo. En la Figura 2.5 se puede observar una fotomicrografía de las fases anteriormente descritas.

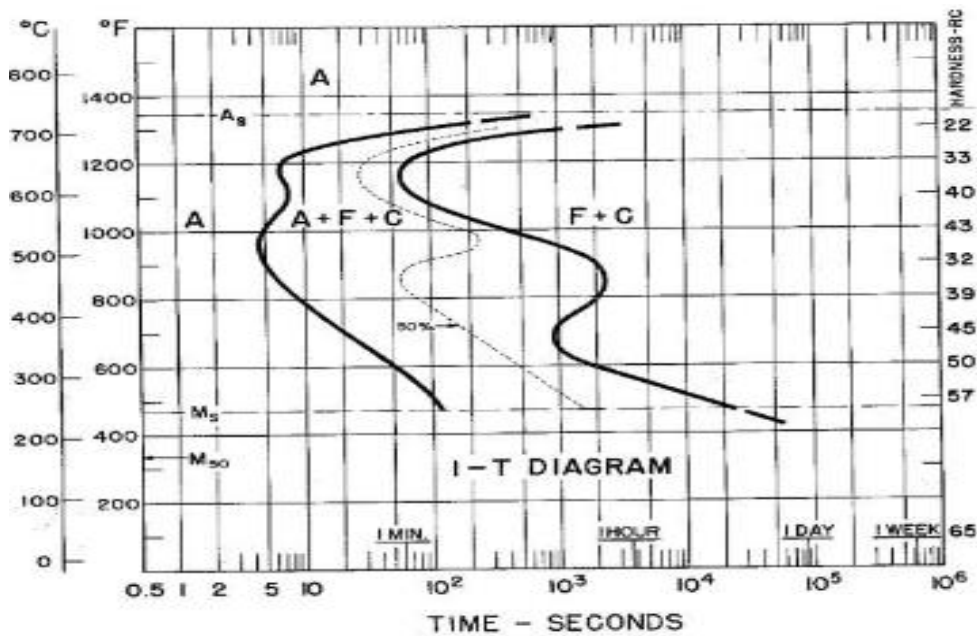


Fig. 2.4- Diagrama TTT para un acero 5160. (ASM 1997,100)

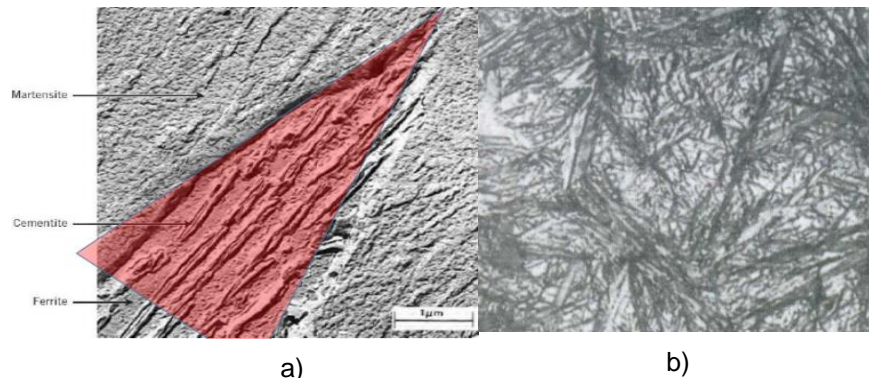


Fig. 2.5- Fotomicrografías de las fases formadas fuera de equilibrio por enfriamiento de austenita. a) Bainita y b) martensita. (Sydney 1998,252)

2.3 Transferencia de calor

En los procesos de templado se aprovecha el calor latente necesario para la transformación de fase del fluido de temple de líquido a vapor. La representación gráfica del flujo de calor removido del sólido contra la temperatura superficial del mismo, se conoce como curva de ebullición. La Figura 2.6, es una representación esquemática de dicha curva en la que se pueden observar los distintos regímenes de ebullición (Nadine 2012, 7). Estos regímenes son:

- 1) Convección natural: Antes y hasta el punto A, la temperatura del líquido es menor que la temperatura de ebullición y el régimen presente es convección natural o forzada, sin cambio de fase.
- 2) Ebullición nucleada: En el rango de temperatura A-B, el líquido en contacto con la superficie caliente comienza a formar burbujas individuales de vapor en sitios preferenciales sobre la superficie, tales como microgrietas, rugosidad o poros que actúan como sitios para la nucleación de burbujas. En el rango B-C, la frecuencia de formación de burbujas excede a la frecuencia de desprendimiento de las mismas por lo que se tiende a formar una columna de burbujas casi continua que promueve la convección. Por lo anterior, el régimen de ebullición nucleada es muy eficiente en cuanto a transferencia de calor hacia el líquido que está en contacto directo con la superficie. El valor máximo del flujo de calor en el punto C, es llamado punto crítico de flujo de calor (q_{CHF}).

- 3) Ebullición en transición: Después del punto C, la ebullición se vuelve inestable y la superficie sólida se cubre parcialmente por vapor. Esta película actúa como un aislante que reduce el flujo de calor que puede removerse del sólido.
- 4) Película estable de vapor: La temperatura a la que el flujo de calor alcanza un valor mínimo se le conoce como “punto de Leidenfrost”. A partir de esta temperatura se tiene una película estable de vapor cubriendo al sólido. La evaporación ocurre solamente desde la superficie libre de líquido. En el rango D-E el flujo de calor se mantiene en valores relativamente bajos y muy poco sensibles a la temperatura gracias al efecto aislante de la película de vapor.

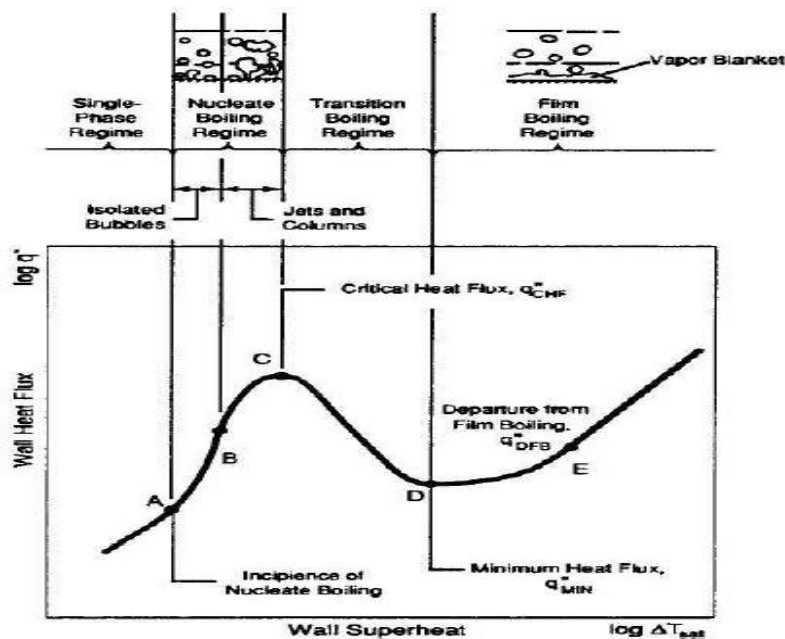


Fig. 2.6- Representación esquemática de una curva de ebullición. (Nadine 2012, 7)

2.4 Problema inverso de conducción de calor

La determinación de la evolución del flujo de calor removido de una superficie sólida, a partir de temperaturas medidas en varios puntos dentro de dicho sólido, se conoce como la solución del problema inverso de conducción de calor. Este problema es distinto al problema directo de conducción de calor, el cual consiste en determinar la evolución de la distribución de temperatura resolviendo la ecuación de conducción representada por la expresión siguiente:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (2.1)$$

la cual está sujeta a las condiciones iniciales y a las fronteras siguientes:

Condición inicial: $t=0$, $T(x,0) = T_0$.

Condiciones a la frontera: $t>0$,

$x=0$ (plano de simetría), $\partial T / \partial x = 0$,

$x=L$ (superficie expuesta), $q = q_0(t)$.

En el problema directo, debemos conocer las condiciones a la frontera para calcular la temperatura $T(x,t)$. En el problema inverso se determina a la condición a la frontera $q_0(t)$ a partir de minimizar el error entre la temperatura medida y la calculada durante el enfriamiento de la pieza, desde luego utilizando la Ec. (2.1). Existen diversas formas de resolver este problema entre los que se encuentran: método exacto, método integral o el método de diferencias finitas. Este último se aborda en el trabajo de Beck (1970, 1983).

2.4.1 Método de diferencias finitas

El método numérico empleado para discretizar la Ec. (2.1), es un método implícito de diferencias finitas llamado método de Crank-Nicholson donde se reemplazan las derivadas continuas de la Ec. (2.1) con sus aproximaciones de diferencia finita. La derivada de la temperatura contra el tiempo $\frac{\partial \rho C_p T}{\partial t}$, se puede aproximar con una aproximación de diferencias finitas hacia adelante de acuerdo a la expresión siguiente:

$$\frac{\partial \rho C_p T}{\partial t} \cong \frac{(\rho C_p T)_j^{i+1} - (\rho C_p T)_j^i}{\Delta t}. \quad (2.2)$$

Aquí i representa la temperatura en el nodo de tiempo presente mientras que $i+1$ representa la temperatura en el nodo futuro. El subíndice j hace referencia a la posición nodal. Ambos i y j son números enteros, i varía desde 1 hasta el número total de pasos de tiempo y j varía desde 1 hasta el número de nodos en la malla espacial. La derivada espacial $\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)$ en la Ec. (2.1) se aproxima utilizando diferencias finitas con los nodos espaciales $j-1$, j y $j+1$. A su vez, esta derivada se promedia en los tiempos presente (i) y futuro ($i+1$) y está dada en la ecuación siguiente:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \cong \frac{1}{2} \left[\frac{T_{j-1}^i - T_j^i + T_{j+1}^i}{\Delta x^2} + \frac{T_{j-1}^{i+1} - T_j^{i+1} + T_{j+1}^{i+1}}{\Delta x^2} \right]. \quad (2.3)$$

El método define una función de error S que representa la suma de los cuadrados de las diferencias entre las temperaturas medidas y las calculadas en cada nodo temporal. Este error está dado por la expresión siguiente:

$$S = \sum_{i=1}^r (Y_j^{M+i-1} - T_j^{M+i-1})^2, \quad (2.4)$$

donde Y_j^{M+i-1} es la temperatura medida experimentalmente mientras que T_j^{M+i-1} corresponde a la temperatura calculada. El superíndice $M+i-1$ indica que para el nodo temporal M -ésimo se consideran r nodos futuros en que el flujo de calor es constante. El valor de r es especificado arbitrariamente por el usuario y generalmente varía entre 2 y 5.

El error S depende del flujo de calor, por lo que se minimiza con respecto a dicha variable empleando el método de mínimos cuadrados que consiste en derivar la Ec. (2.4) con respecto a q e igualar a cero el resultado.

$$2 \sum_{i=1}^r (Y_j^{M+i-1} - T_j^{M+i-1}) \left(-\frac{\partial T_j^{M+i-1}}{\partial q^M} \right) = 0, \quad (2.5)$$

donde q^M hace referencia al flujo de calor tal que la diferencia $Y_j^{M+i-1} - T_j^{M+i-1}$ es mínima. La temperatura es una función de q , por lo que puede escribirse como una serie de Taylor con los primeros dos términos, tal como se expresa con:

$$T_j^{M+i-1} = T_j^{*M+i-1} + (q^M - q^{M-1})X^{*M+i-1} \quad (2.6)$$

El índice * significa que las funciones T y X son evaluadas usando las propiedades termo-físicas y el flujo de calor en el tiempo t_{M-1} . La cantidad X^{M+i-1} , es llamada coeficiente de sensibilidad y está definido por la ecuación:

$$X^{M+i-1} = \frac{\partial T_j^{M+i-1}}{\partial q^M} . \quad (2.7)$$

La diferencia $q^M - q^{M-1}$ representa la corrección en el flujo de calor calculado. Al sustituir la Ec.(2.6) en la Ec. (2.5) y resolviendo para q^M , se obtiene la siguiente expresión:

$$q^M = q^{M-1} + \frac{1}{\Delta_M} \sum_{i=1}^r (Y_j^{M+i-1} - T_j^{M+i-1}) X^{*M+i-1} \quad (2.8)$$

donde el denominador representa $\Delta_M = \sum_{i=1}^r (X^{*M+i-1})^2$. La Ec. (2.8) es la ecuación inversa de conducción de calor implementada en el código CONTA (Beck 1983,30-1).

2.5 Propiedades termo-físicas

Las propiedades termo-físicas se utilizan en la resolución de la ecuación de conducción de calor, Ec. (2.1), y son: la conductividad térmica ($k[W/m K]$) es la propiedad de los materiales que mide la capacidad de conducción de calor, la densidad ($\rho[kg/m^3]$) es una magnitud escalar referida a la cantidad de masa de sustancia en un determinado volumen y la capacidad calorífica ($C_p[J/kg K]$) es una magnitud física que se denomina como la cantidad de calor que hay que suministrar a la unidad de masa de una sustancia o sistema termodinámico para elevar su temperatura en una unidad. Las propiedades anteriormente mencionadas generalmente son función de la temperatura.

Capítulo 3

3. Metodología

La probeta utilizada en las pruebas fue de acero SAE 5160 de 18 mm de ancho, 64 mm de largo y 10.3 mm de grosor. Se soldaron termopares tipo K en el centro de las caras mayores y en la superficie y/o se insertaron en el centro geométrico de la probeta como se puede ver en la Figura 3.1. Es importante mencionar que el flujo de calor a lo largo y ancho de la probeta se desprecia debido al menor espesor de la probeta en relación con sus otras dos dimensiones. Es decir, se tiene flujo unidimensional de calor.

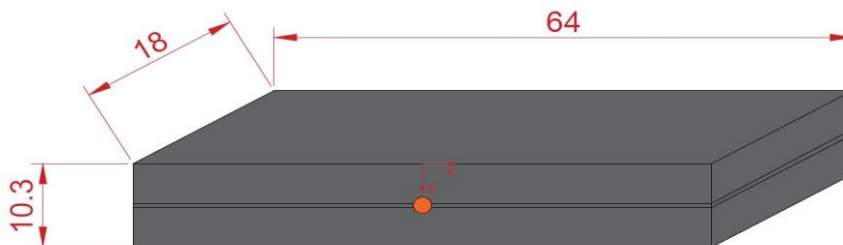


Fig. 3.1- Geometría y dimensiones de la pieza sometida a templado, así como las posiciones de los termopares.

Las propiedades termo-físicas del acero dependen de las propiedades de las fases que estén presentes a lo largo del enfriamiento. Para estimar el grado de transformación como una función de la temperatura que sufre una probeta de acero templada en un tanque industrial, se superpusieron dos curvas medidas de enfriamiento con el diagrama TTT del acero 5160, como se muestra en la Figura 3.2. La figura permite leer que en el rango de 800 a 675 °C, se presenta únicamente fase austenita. Esta fase se descompone en perlita y bainita en el rango de 675 a 370°C, resultando una mezcla con proporciones promedio temporal de 5% bainita-perlita y 95% de austenita. En el rango de 370 a 245°C, la austenita detiene su transformación y la proporción de fases alcanzada en ese punto es aproximadamente 10% bainita-perlita y 90% de austenita. Finalmente, en el rango de 245°C a 100°C, la austenita se transforma completamente en martensita. Las

proporciones promedio temporal de la mezcla de fases son de aproximadamente 10% bainita-perlita, 45% de austenita y 45% de martensita.

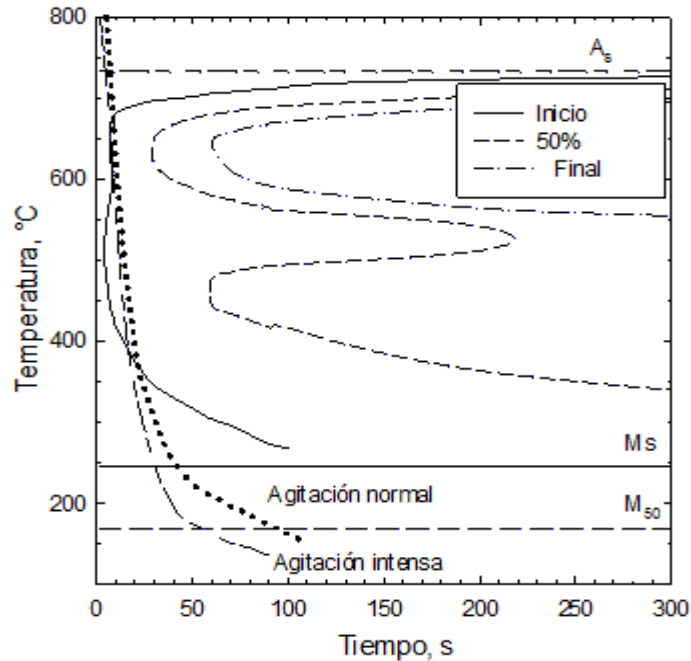


Fig. 3.2- Superposición de la curva TTT del acero 5160 y las curvas de enfriamiento medidas para dos condiciones de agitación distinta.

La estimación de las proporciones de las fases presentes en los distintos rangos de temperatura, permite promediar las propiedades termo-físicas de todas las fases para obtener las propiedades finales que se emplearán en cada rango de temperatura en el modelo de conducción de calor. Las Tablas 3.1, 3.2 y 3.3 muestran la capacidad calorífica (C_p), conductividad térmica (k), densidad (ρ) y difusividad térmica [$\alpha = k/(\rho C_p)$] para la austenita, la perlita y bainita, y la martensita, respectivamente, a diversas temperaturas.

Tabla 3.1- Propiedades termo físicas de la fase austenita en función de la temperatura para el acero 5160 (Base de datos Software JMatPro™).

T(°C)	C _p (J/kg°C)	k(W/m°C)	ΔH(kJ/kg)	ρ(kg/m ³)	α(m ² /s)x10 ⁶
	453.5	17.1	151.8	8030	4.70
100	476.3	18.1	186.7	7990	4.76
200	499.3	19.2	235.5	7940	4.84
300	518.5	20.5	286.5	7880	5.02
400	535.9	21.7	339.2	7820	5.18
500	552.5	22.9	393.6	7770	5.33
600	568.6	24.1	449.7	7710	5.50
700	584.4	25.3	507.3	7660	5.65
800	600.1	26.5	566.5	7600	5.81
900	615.6	27.7	627.4	7550	5.96

Tabla 3.2- Propiedades termo físicas de una mezcla de fases bainita y perlita en función de la temperatura para el acero 5160. (Base de datos Software JMatPro™).

T(°C)	C _p (J/kg°C)	k(W/m°C)	ΔH(kJ/kg)	ρ(kg/m ³)	α(m ² /s)x10 ⁶
25	462.8	42.7	0	7820	11.80
100	491.5	42.2	33.9	7800	11.01
200	528.2	40.9	84.8	7770	9.97
300	569.4	39.1	139.7	7730	8.88
400	619.5	36.9	224.3	7700	7.74
500	683.6	34.7	264.1	7670	6.62
600	793.1	32.5	337.3	7640	5.50

Tabla 3.3- Propiedades termofísicas de la fase martensita en función de la temperatura para el acero 5160. (Base de datos Software JMatPro™).

T(°C)	C _p (J/Kg°)	K (W/m°C)	H(J/g)	ρ(kg/m)	α(m ² /s)	α(m ² /s)x10 ⁶
25	488.1	35.5	51.2	7770	9.36E-6	9.360
50	459.3	36.2	62.5	7760	1.01E-5	10.15
100	480.3	37.3	86.1	7740	1.00E-5	10.03
150	500.7	38.1	110.6	7730	9.84E-6	9.850
200	521.8	38.6	136.1	7710	9.60E-6	9.600
250	544.1	38.8	162.8	7690	9.27E-6	9.280

Cada propiedad promedio temporal, \bar{x} , se estima por ejemplo para las fases presentes de 675 a 370°C, con 95% de austenita y 5% de bainita-perlita, de acuerdo con la ecuación siguiente:

$$\bar{x} = (x_{\gamma} * 0.95) + (x_{bp} * 0.05), \quad (3.1)$$

siendo x_{γ} y x_{bp} la respectiva propiedad de la fase austenita y bainita-perlita, respectivamente. La expresión anterior aplica para los rangos de temperatura de 370 a 255°C y de 255 a 100°C sustituyendo los valores correspondientes de las proporciones de las fases. La Ec.(3.1) es aplicable para la conductividad térmica y para la densidad. Sin embargo para la capacidad calorífica dicha ecuación es válida solo fuera del rango de la transformación martensítica de 255 a 100°C. En este rango la transformación libera calor latente que se contabilizará dentro de la pseudo-capacidad calorífica.

El cambio de entalpía expresa una cantidad de energía absorbida o cedida por un sistema a presión constante de la muestra de acero 5160. En la Figura 3.3(a), se grafica la entalpía en función de la temperatura de acuerdo con los datos de las Tablas 3.1 a 3.3. La figura, muestra una línea roja que indica la dependencia de la entalpía con la temperatura durante la transformación martensítica. A temperaturas mayores que M_s se tiene austenita y a temperaturas menores que M_f se presenta

martensita. Durante el enfriamiento de M_s a M_f , la entalpía “salta” de la curva de austenita a la de martensita.

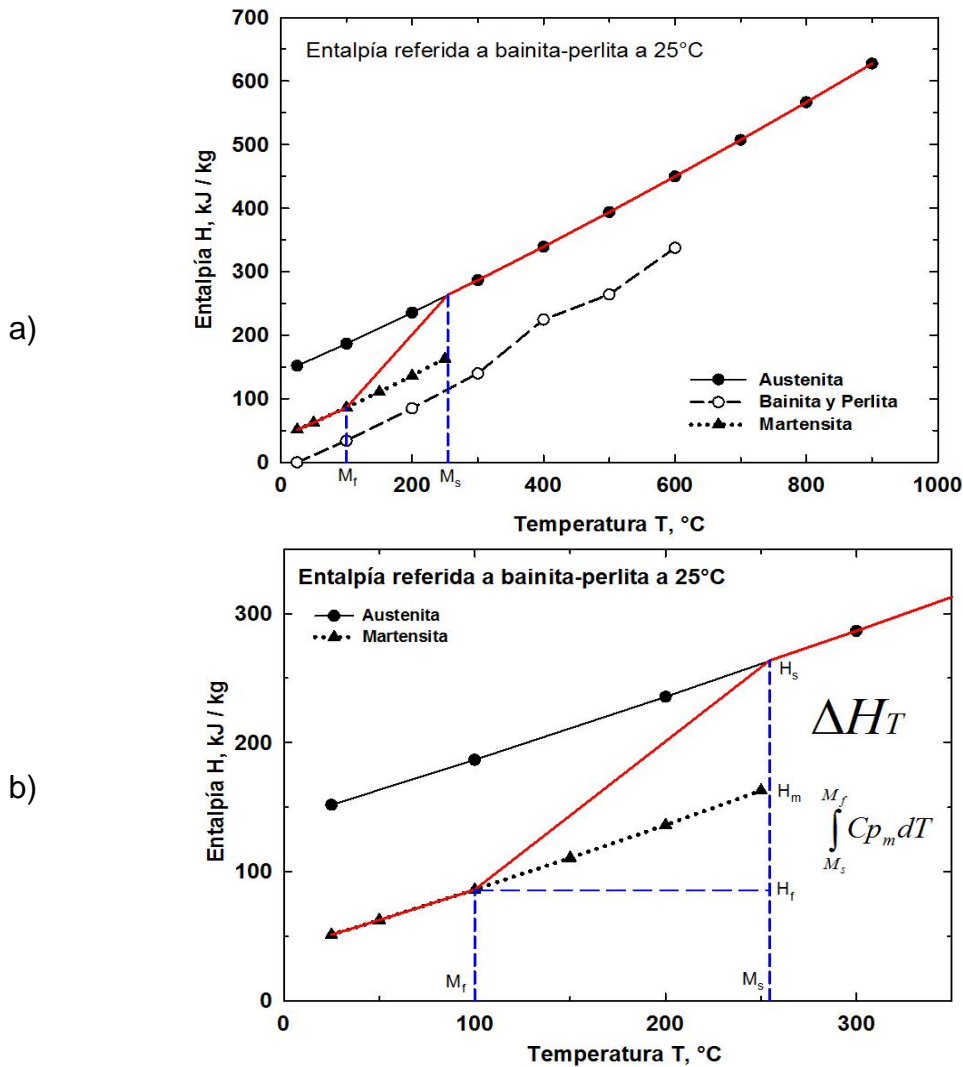


Fig. 3.3- a) Entalpía en función de la temperatura para las fases del acero 5160, la línea roja indica la entalpía durante la transformación. B) Amplificación del gráfico (a) en la región de transformación martensítica.

La capacidad calorífica es la pendiente de la curva entalpía contra temperatura y está definida por la expresión siguiente:

$$C_p = \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_p, \quad (3.2)$$

La Figura 3.3(b), representa una ampliación del gráfico anterior que incluye solamente las entalpías de la austenita y martensita. La entalpía de la austenita a la temperatura M_s cambia de un valor H_s a un valor H_f cuando se ha formado totalmente la martensita a la temperatura M_f . Este cambio de entalpía es igual a la suma de dos contribuciones, el cambio de H_s a H_m más el cambio de H_m a H_f y puede expresarse de la forma siguiente:

$$H_f - H_s = \int_{M_s}^{M_f} C_p dT + \Delta H_T = C_{p,pseudo}(M_f - M_s). \quad (3.3)$$

La diferencia de entalpías del lado izquierdo de la ecuación es igual a la suma de los calores sensible y latente para llevar al material desde M_s a M_f . ΔH_T es el cambio de entalpía debido a la transformación martensítica y $C_{p,pseudo}$ es la pseudo-capacidad calorífica, la cual se obtiene despejando de esta ecuación para obtener la expresión siguiente:

$$C_{p,pseudo} = \bar{C}_p + \frac{\Delta H_T}{M_f - M_s} \quad (3.4)$$

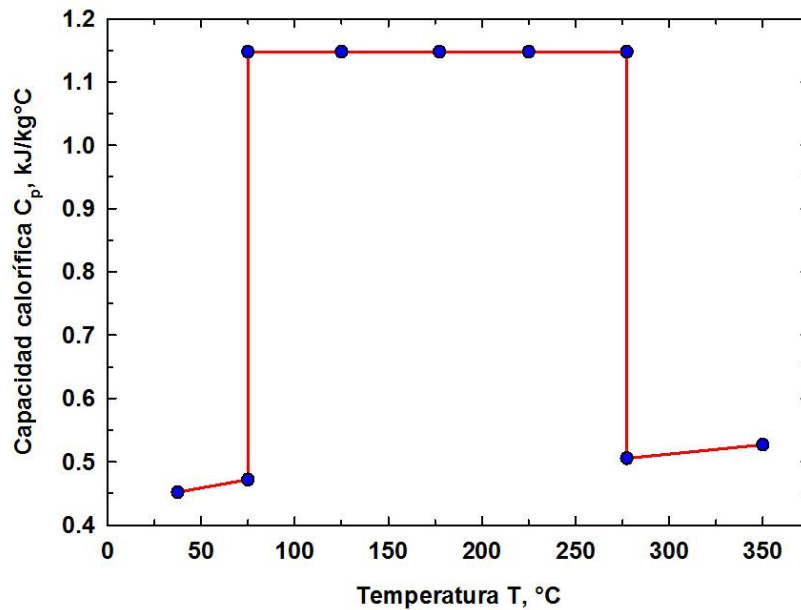


Fig. 3.4- Capacidad calorífica contra temperatura para la transformación de austenita a martensita.

La capacidad calorífica \bar{C}_p corresponde al promedio las capacidades de las fases austenita y martensita, y dado que son muy similares entre sí, puede tomarse al

valor correspondiente a la martensita. El calor latente de transformación ΔH_T se determina de la Figura 3.3 aproximadamente igual a 1 kJ/kg como la diferencia entre las entalpías de las fases austenita y martensita, y las temperaturas de inicio y final de transformación a fase martensita son 255 y 100°C, respectivamente.

Los resultados anteriores permiten determinar la dependencia de las propiedades termo-físicas con la temperatura para el acero 5160 y durante su enfriamiento. La Tabla 3.4 muestra los valores finales de las propiedades termofísicas como una función de la temperatura.

Tabla 3.4- Propiedades termofísicas estimadas para el acero 5160 en transformación.

\bar{C}_p (J/Kg°C)	K (W/m°C)	$\rho * \bar{C}_p$	$\alpha(m^2/s) \times 10^6$
1142.95	28.20	9028282.47	3.17
1165.95	29.15	9162658.72	3.23
1188.95	30.10	9297034.97	3.28
518.50	22.36	4078002.5	5.47
535.90	22.46	4187522.6	5.35
552.50	23.49	4290162.5	5.47
568.60	24.52	4381915.9	5.60
584.40	25.30	4476504.0	5.73
600.10	26.50	4560760.0	5.81
615.80	27.70	4645016.0	5.88
631.50	28.90	4729272.0	5.96
647.20	30.10	4813528.0	6.03
662.90	31.30	4897784.0	6.11
678.60	32.50	4982040.0	6.19
694.30	33.70	5066296.0	6.26

Nótese que en la tabla anterior C_p , representa a la capacidad calorífica neta calculada con la Ec. (3.1). En el rango de transformación martensítica dicha capacidad es igual a $C_{p,pseudo}$. La tabla reporta al producto ρC_p , ya que éste se emplea directamente como dato en el código *CONTA* que resuelve el problema inverso de conducción de calor.

La tabla 3.5 muestra las condiciones bajo las que se realizaron los experimentos que incluyen el número y la posición de los termopares, así como las características de cada uno.

Tabla 3.5- Condiciones bajo las que se realizaron los experimentos de templeado.

Experimento	Número de termopares	Posición de los termopares	Variación en el flujo de aceite de temple	Característica
1	1	Superficie	Agitación Normal y Alta	Dos niveles de agitación
2	3	Comprensión, tensión y centro de la pieza	Sin agitación	3 termopares
3	2	Superficie y centro de la pieza	Sin agitación	2 termopares
4	1	Superficie	Sin agitación, agitación media y agitación intensa	Tres niveles de agitación

Finalmente, la Tabla 3.6 muestra las propiedades del aceite usado para el temple de los muelles de acero.

Tabla 3.6- Propiedades termofísicas del aceite, a 20°C, usado en el proceso de templeado.

$T_{sat}(^{\circ}\text{C})$	$\rho(\text{kg}/\text{m}^3)$	$\mu(\text{Pa s})$	$k(\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C})$	$C_p(\text{J}/\text{kg}^{\circ}\text{C})$
280	860	0.9	0.15	480

Capítulo 4

4. Resultados y Discusión

Se presentan las curvas de enfriamiento medidas en planta. Algunos de estos resultados presentan ruido excesivo que los hace inútiles para un análisis posterior. Sin embargo, se identifica a los resultados apropiados para su análisis. Se estudian las soluciones del problema inverso de conducción de calor (IHCP) con distintos tamaños de paso de tiempo, Δt , de tamaño del volumen de control, Δx , y de número de pasos de tiempo futuro, r , estimando los flujos de calor en la superficie a partir de los datos de análisis térmico. Para verificar las soluciones del problema inverso, se incluyen resultados de la solución del problema directo de conducción de calor. En este caso se calcula la evolución de la temperatura empleando como condición a la frontera al flujo de calor estimado. Finalmente, se muestran los valores de los coeficientes de transferencia de calor y del número de Biot para este proceso. Los resultados demuestran que el enfriamiento de la probeta es Newtoniano, es decir esencialmente no depende de la posición, solamente del tiempo.

4.1 Selección de mediciones confiables

La Figura 4.1, muestra las curvas de enfriamiento obtenidas con una probeta de acero instrumentada con 3 termopares. Uno en cada cara de enfriamiento, de compresión y de tensión, y uno más en el centro. Las caras se enfrían de manera mutuamente similar mientras que lógicamente el centro se enfría más lentamente. La rapidez de enfriamiento calculada para estas curvas está representada en las Figuras 4.3(a)-(c). Puede notarse que a diferencia de las curvas de la Figura 4.6(b) en este caso, se tiene un ruido importante que deja dudas con respecto a la utilidad de estas mediciones para un análisis posterior. El ruido se puede deber a un falso contacto del termopar con la muestra y/o un corto circuito entre los alambres de los termopares. En este trabajo no se emplearon estos datos para estimar el flujo de calor.

En la Figura 4.2, se muestran las curvas de enfriamiento obtenidas en la superficie de la probeta y con tres condiciones de agitación del baño de aceite. Claramente, la condición sin agitación es la que resulta en un enfriamiento más lento. En cambio,

las condiciones de agitación media y alta no muestran una diferencia significativa entre sí. Las Figuras 4.4(a)-(c), representan a la rapidez de enfriamiento correspondiente a estos casos. Al igual que en el caso de las Figuras 4.3(a)-(c), se tiene un alto nivel de ruido que resta utilidad a estas mediciones. No se determinó el flujo de calor a partir de estas mediciones.

La Figura 4.5(a), muestra las curvas de enfriamiento medidas sobre la superficie de una solera de prueba para dos condiciones de agitación en el tanque de templado. Los datos obtenidos bajo agitación media fueron grabados en disco duro con un período, $1/f = 0.10$ s, y los registrados bajo agitación alta con $1/f = 1.40$. Puede verse que las curvas son esencialmente paralelas pero parten de distintas temperaturas iniciales. La curva correspondiente a agitación media inicia a $\sim 910^{\circ}\text{C}$, mientras que aquella a agitación alta parte de $\sim 825^{\circ}\text{C}$. La figura indica con una línea horizontal punteada el punto de ebullición del aceite a 280°C . Por debajo de esta temperatura no ocurre enfriamiento por ebullición y solo opera la convección forzada. Debe señalarse que la temperatura de inicio de la transformación martensítica del acero bajo estudio es de 255°C . Por lo que dicha transformación ocurre bajo el régimen de enfriamiento por convección.

La Figura 4.5(b), muestra las respectivas curvas de rapidez de enfriamiento estimadas a partir de los datos experimentales y usando diferencias finitas. Puede notarse que dichas curvas esencialmente coinciden entre sí, e incluso la máxima magnitud de la rapidez de enfriamiento alcanza valores con una diferencia marginal de 37 y 35°C/s para las agitaciones media y alta, respectivamente. Estos valores son mutuamente similares, por lo que no puede identificarse un efecto del nivel de agitación sobre la rapidez de enfriamiento. El rango de temperatura en el que ocurren estos máximos se lee de la Figura 4.5(a) como $600\text{-}650^{\circ}\text{C}$. Posteriormente, la magnitud de la rapidez de enfriamiento decrece con la disminución de la temperatura hasta llegar a valores cercanos a cero después de 45 s, cuando la pieza alcanza temperaturas entre 200 y 250°C . Este rango corresponde a la transformación martensítica en proceso. Si se considera que dicha transformación termina a 100°C , entonces se requiere un tiempo de enfriamiento mayor que 100 s para transformar completamente al acero. Estas curvas de rapidez de enfriamiento

están libres de ruido y presentan una tendencia clara por lo que se emplearon para determinar flujos de calor en la superficie de la probeta.

La Figura 4.6(a), representa a la curva de enfriamiento medida en una probeta con dos termopares, uno soldado a la superficie y el otro insertado en el centro. La curva correspondiente a la superficie claramente muestra un retraso erróneo con respecto a la curva de la temperatura en el centro. En la Figura 4.6(b), puede notarse que la rapidez de enfriamiento de la superficie presenta un ruido que hace cuestionable el buen funcionamiento del termopar. En cambio, la curva de rapidez de enfriamiento para el centro presenta una tendencia clara y libre de ruido. La magnitud máxima de la rapidez de enfriamiento en este caso es 28°C/s que es razonablemente consistente con los resultados de la Figura 4.5(b). Este resultado fue analizado posteriormente para conocer el respectivo flujo de calor en la superficie.

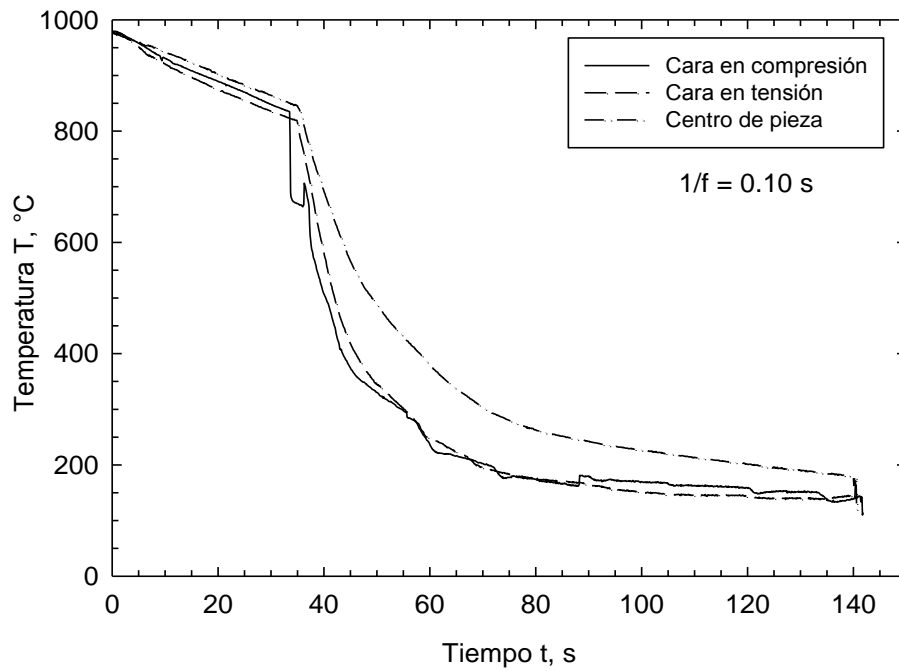


Fig. 4.1- Curva de enfriamiento medida en una probeta con tres termopares colocados en distintas posiciones: cara en compresión, cara en tensión y centro de la pieza.

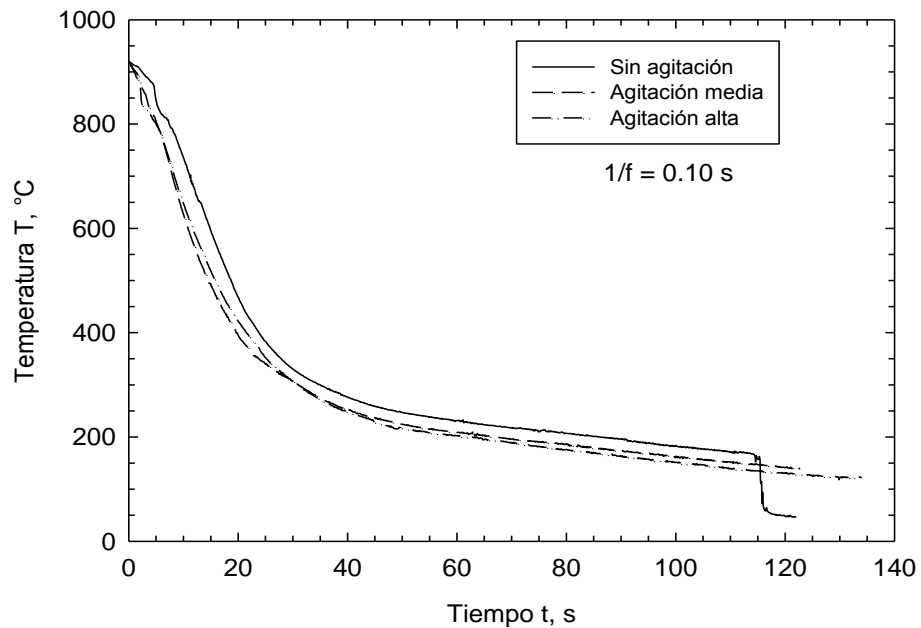


Fig. 4.2- Curva de enfriamiento medida en la superficie de una probeta bajo tres condiciones de agitación del baño de aceite. b) Curva de rapidez de enfriamiento para el mismo caso.

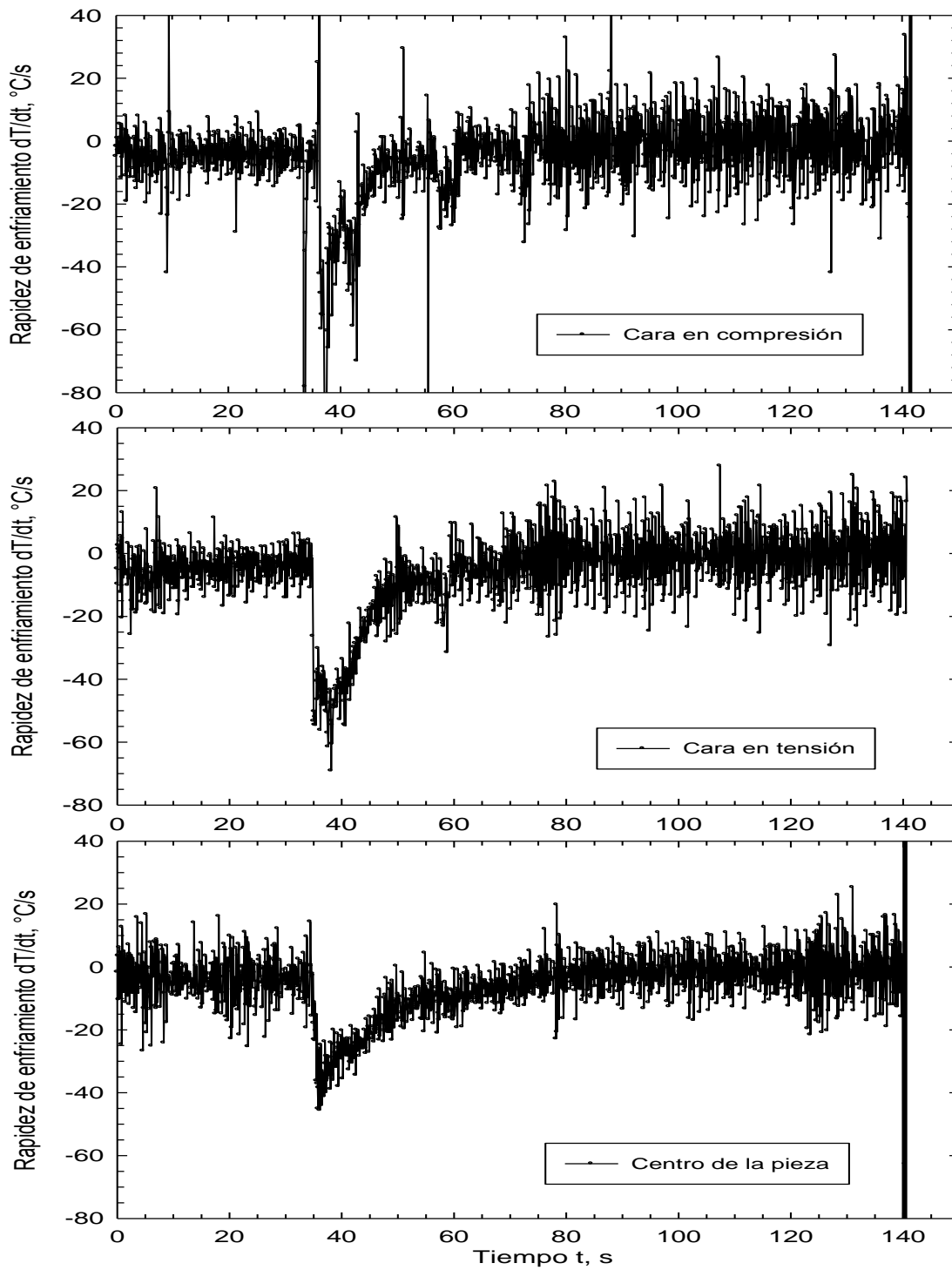


Fig. 4.3- Curva de rapidez de enfriamiento para termopares colocados en distintas posiciones: a) Cara en compresión, b) Cara en tensión y c) Centro de la pieza.

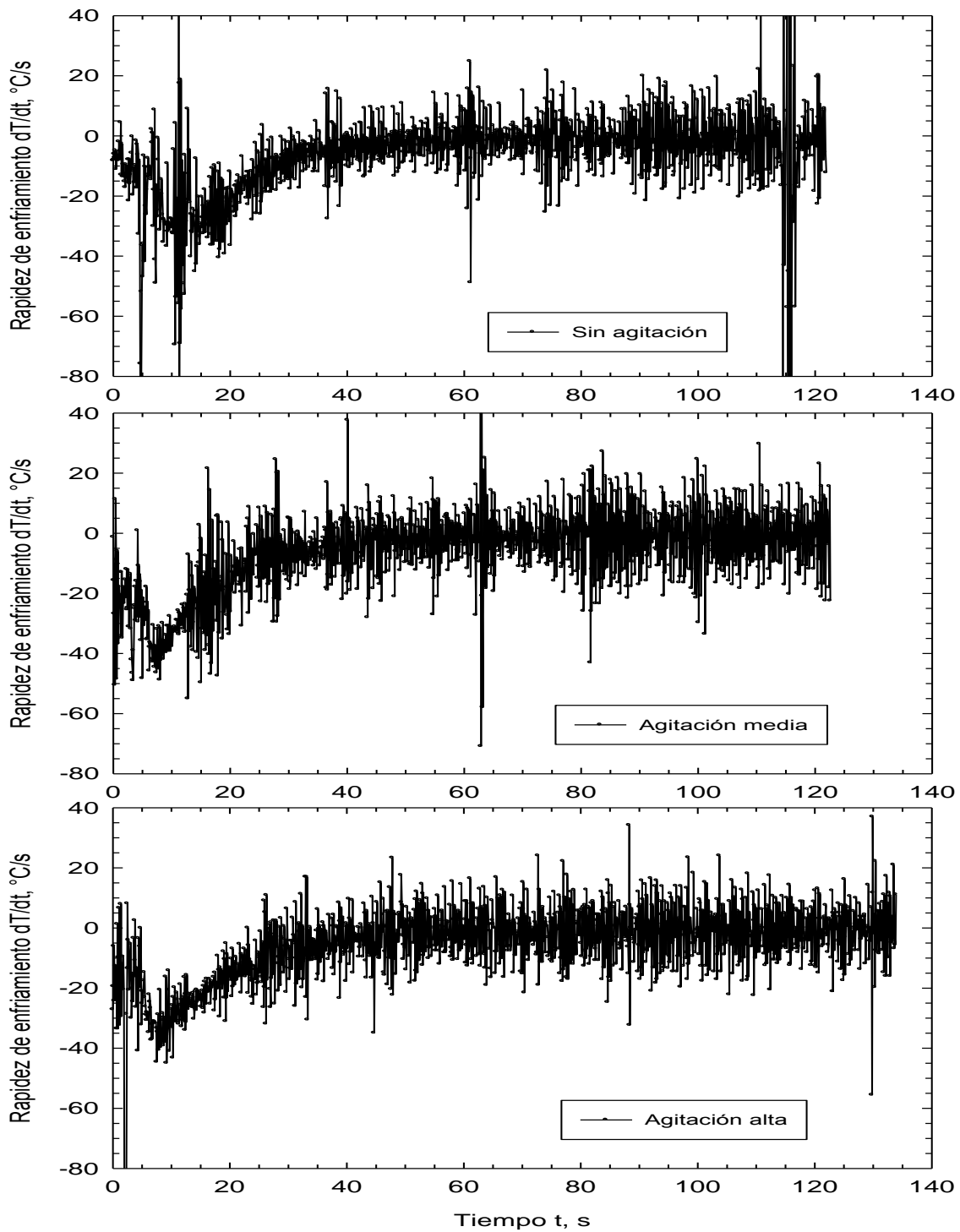


Fig. 4.4- Curva de rapidez de enfriamiento para un termopar colocado en la superficie bajo tres condiciones de agitación distinta: a) Sin agitación, b) Agitación media y c) Agitación alta.

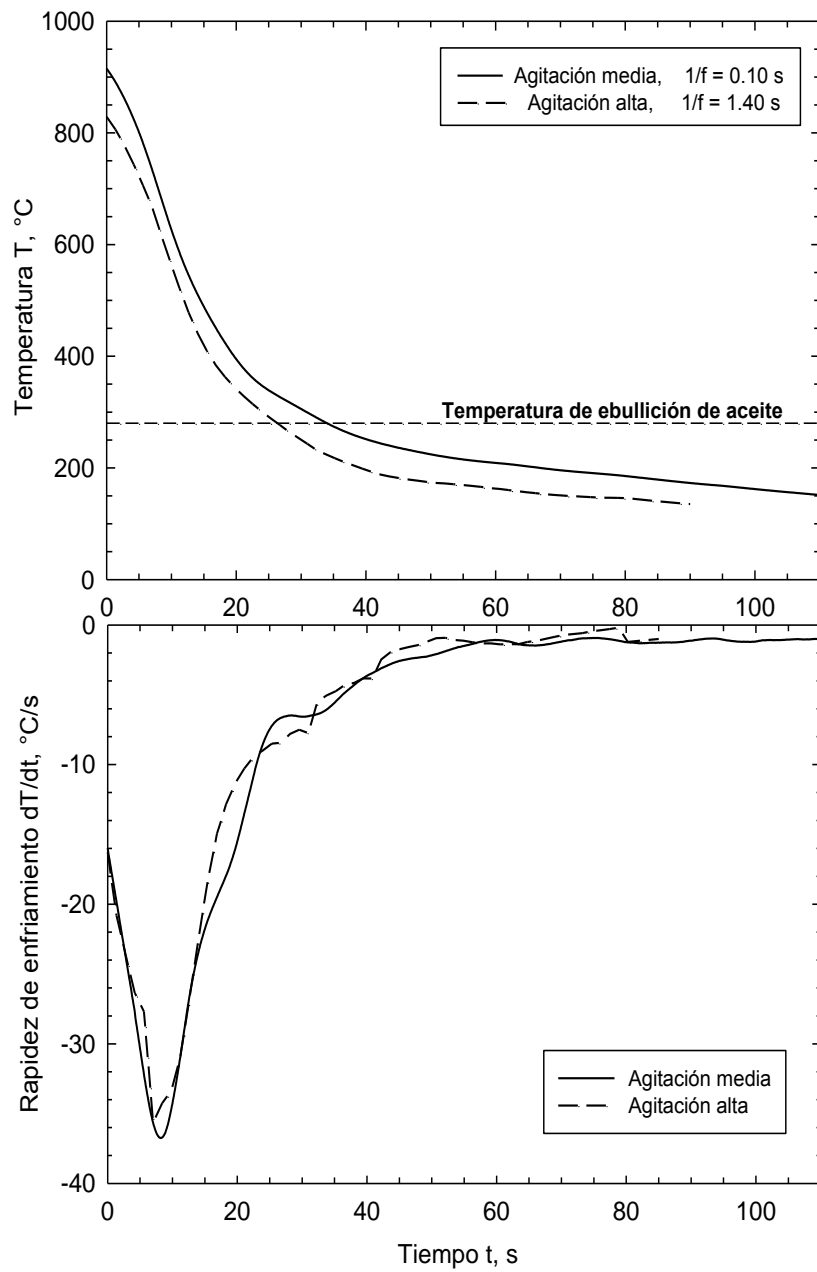


Fig. 4.5- a) Curva de enfriamiento medida en la superficie de la probeta bajo dos condiciones de agitación del baño de aceite. b) Curva de rapidez de enfriamiento para el mismo caso.

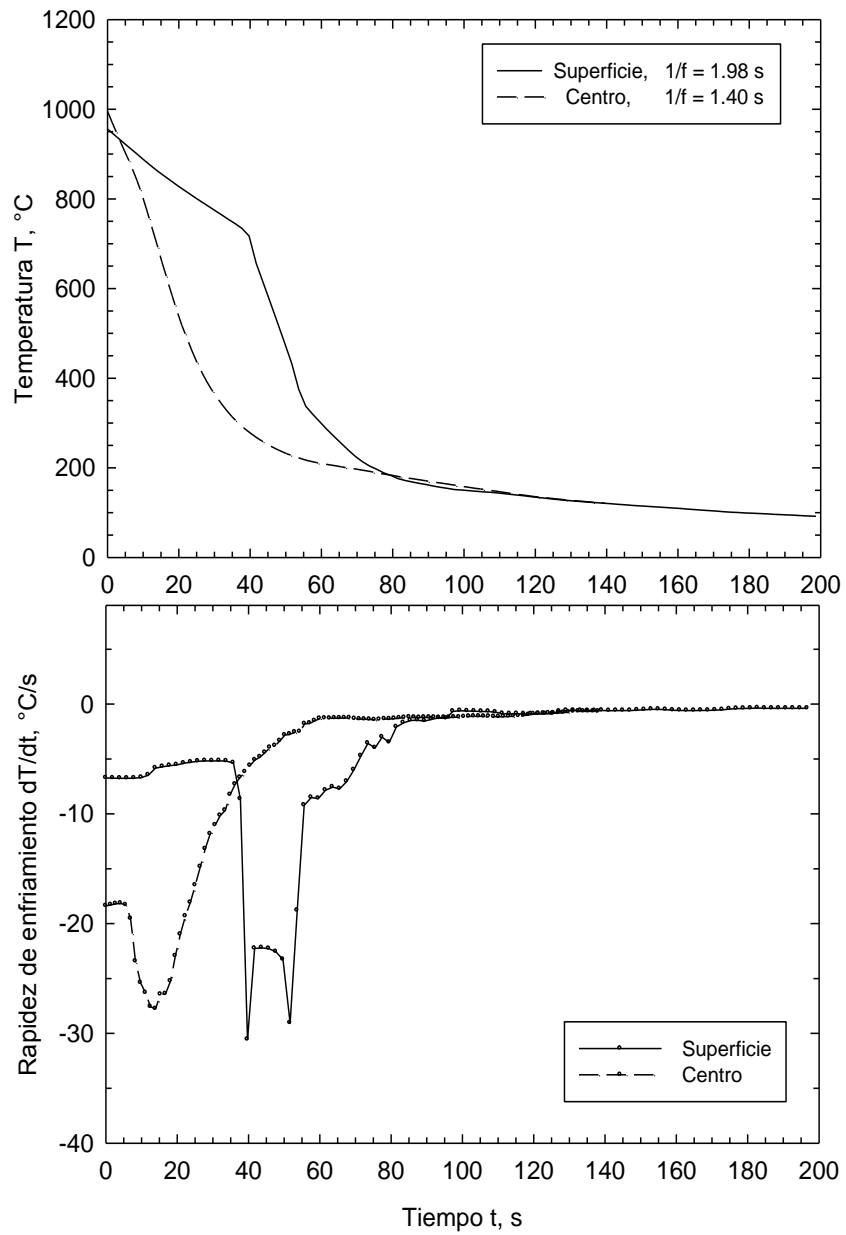


Fig. 4.6- a) Curva de enfriamiento medida en una probeta con dos termopares colocados en la superficie y centro de la pieza. b) Curva de rapidez de enfriamiento para el mismo caso.

4.2 Efecto del número de pasos futuros, r

La Figura 4.7, presenta la evolución del flujo de calor en la superficie de una probeta estimada a partir de las curvas de enfriamiento de la Figura 4.1 y empleando el método IHCP. Las curvas correspondientes a los distintos valores de r y bajo agitación normal se traslapan entre sí, mientras que eso no ocurre para el caso de agitación alta. En este caso, las curvas difieren entre sí en el rango de temperatura donde se obtiene los mayores flujos de calor. Lo anterior puede atribuirse al período de adquisición de los datos; en el primer caso fue de solo 0.10 s mientras que en el segundo fue de 1.40 s. Los pasos futuros representan los nodos temporales en los que el flujo de calor se mantiene constante. Cuando el tiempo de adquisición de temperatura es relativamente largo esa suposición pierde validez, especialmente cuando r se incrementa.

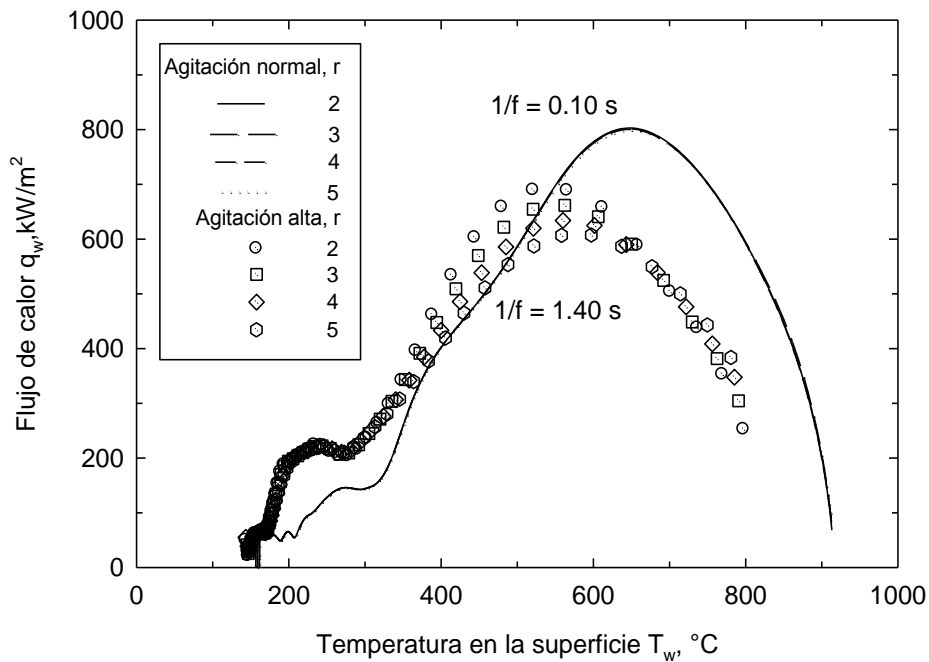


Fig. 4.7- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos valores de pasos futuros. Probeta bajo dos condiciones de agitación.

Los flujos de calor estimados para la curva de enfriamiento de la Figura 4.4(a) para el termopar del centro, se muestran en la Figura 4.8. De manera similar con el caso anterior de agitación alta, los resultados son sensibles al número de pasos futuros. Al igual que en dicho caso, el período de adquisición de datos es de 1.40 s. En los cálculos siguientes se empleó un número de pasos futuros de tiempo $r = 2$.

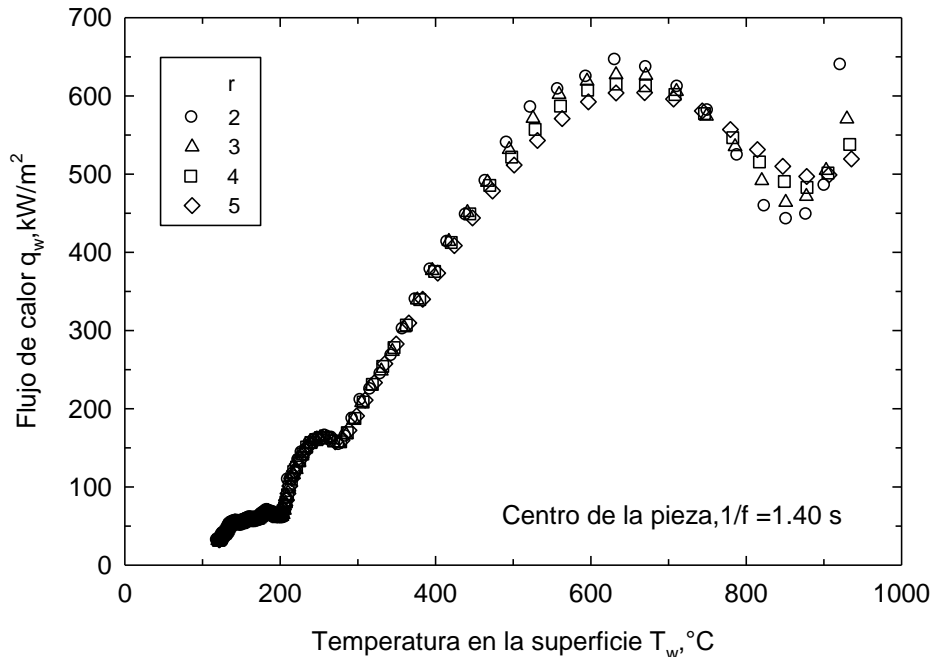


Fig. 4.8- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos valores de pasos futuros. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.

4.3 Efecto del tamaño del volumen de control

La Figura 4.9, muestra las curvas de flujo de calor estimadas con distinto número de nodos, 30, 40 y 80, que corresponden a tamaños de volumen de control de 0.178, 0.132 y 0.065 mm, respectivamente para los casos de agitación normal y alta. Puede notarse que para cada caso las curvas de flujo de calor se traslapan entre sí. Esto indica que los resultados no dependen de la malla espacial, es decir del tamaño del volumen de control. La Figura 4.10, muestra que los flujos de calor estimados con la temperatura medida en el centro de la probeta también son independientes de la malla utilizada. En los cálculos siguientes se empleó una malla de 30 nodos.

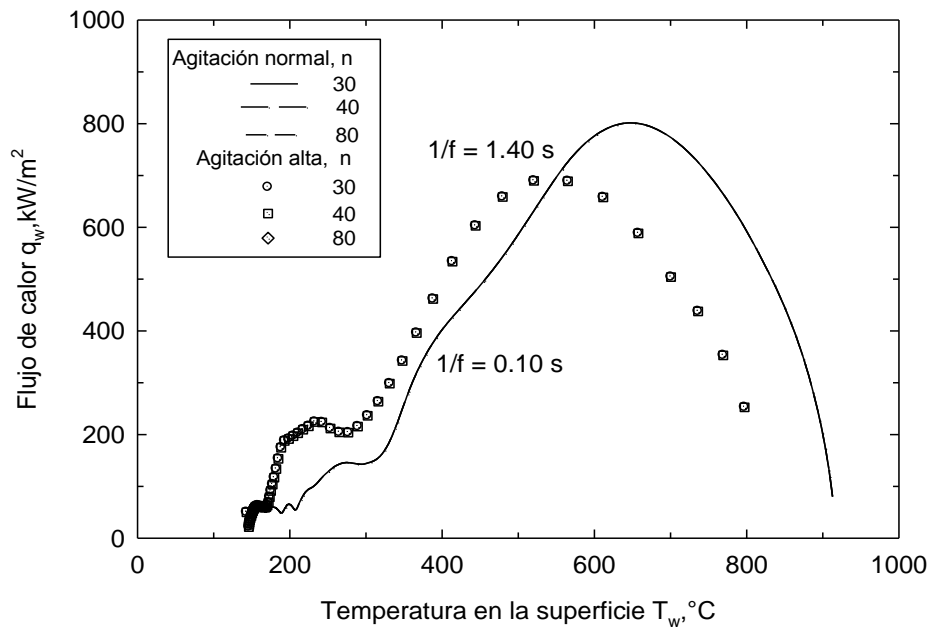


Fig. 4.9- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos tamaños de malla espacial. Probeta bajo dos condiciones de agitación.

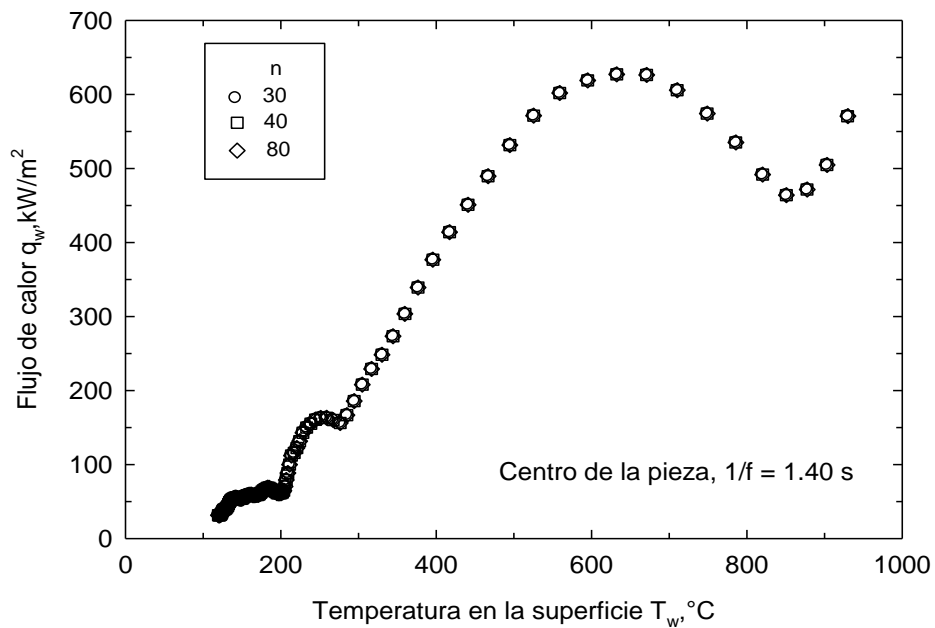


Fig. 4.10- Flujos de calor calculados con el método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos tamaños de malla. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.

4.4 Efecto del paso de tiempo

4.4.1 Agitación normal

La Figura 4.11, muestra el flujo de calor para el caso con agitación normal calculado para distintos pasos de tiempo, algunos menores y otros mayores que el período de adquisición de 0.10 s. Las curvas correspondientes a pasos de tiempo menores o iguales que 0.10 s coinciden perfectamente entre sí, mientras que a mayores valores de dicho paso los flujos de calor son menores. Para conocer si las temperaturas predichas coinciden con las mediciones para todos estos flujos de calor, se graficaron dichos valores en la Figura 4.12. Se puede apreciar un excelente acuerdo mutuo de todas las curvas mostradas en la figura. El error o diferencia entre las temperaturas predicha, T_c , y medida, T_m , se muestra como una función de la temperatura calculada en la superficie, T_w , en la Figura 4.13(a). Y como función del tiempo transcurrido desde el inicio del enfriamiento en la Figura 4.13(b). Puede notarse que el error siempre es menor que 1°C , lo que es indicador de un acuerdo excelente. En resumen, aunque los flujos de calor pueden ser muy diferentes, todas las temperaturas calculadas en la posición del termopar coinciden con las mediciones respectivas. Esto es resultado de que el problema inverso presenta una multiplicidad de soluciones, por lo que se requiere imponer alguna restricción adicional para obtener la solución correcta. Para ello, considere ahora la solución al problema directo de conducción de calor.

La solución al problema directo de conducción de calor, requiere condiciones a la frontera para resolver la ecuación de conducción calculando la temperatura como una función de la posición y el tiempo, $T(x,t)$. Por lo tanto, si se emplean distintos flujos de calor como condición a la frontera, se encontrarán distintas soluciones. Las Figuras 4.14(a)-(f), muestran la comparación de la evolución de temperatura medida con los respectivos valores calculados con los métodos inverso y directo usando pasos de tiempo de 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 y 0.80 s, respectivamente. Las Figuras 4.14(a)-(c), correspondientes a los primeros 3 pasos de tiempo presentan un acuerdo mutuo excelente, mientras que para los tiempos de 0.20, 0.40 y 0.80 s, el método directo predice temperaturas notablemente mayores. Por lo anterior, solo cuando se utiliza un paso de tiempo igual o menor que el período de adquisición de

las temperaturas, 0.10 s, la solución de la ecuación de conducción con ambos métodos coincide entre sí y con las mediciones respectivas. Los análisis posteriores para determinar y estudiar al flujo de calor en este caso de agitación normal, se llevaron a cabo empleando un paso de tiempo de 0.10 s.

4.4.2 Agitación alta

El flujo de calor calculado con distintos pasos de tiempo se grafica como una función de la temperatura superficial en la Figura 4.15. En este caso el período de adquisición de la temperatura es de 1.40 segundos. Puede notarse que las curvas calculadas con pasos de 0.05 a 0.80 se sitúan por debajo de la curva obtenida con un paso de 0.01 segundos. Sin embargo, la curva calculada con un paso de tiempo igual al período de adquisición, de 1.40 s, coincide con la obtenida con $Dt = 0.01$ s. La curva calculada con un paso de 2.81 s resulta en un flujo de calor mucho menor. Es decir, solamente el flujo de calor calculado con un paso de tiempo igual al período de adquisición coincide con el obtenido con el menor paso de tiempo. En la Figura 4.16 se compara la evolución térmica calculada con los distintos pasos de tiempo y la evolución medida. Puede notarse un acuerdo razonable entre todas las curvas el cuál se examina con mayor detalle en las Figuras 4.17(a)-(b). En éstas se representa a la diferencia de temperaturas medida y calculada en función de la temperatura superficial y del tiempo, respectivamente. Esta diferencia nunca excede 15°C y en general se mantiene menor que 5°C . Este resultado no es tan satisfactorio como el mostrado para el caso de agitación normal, Figuras 4.13(a)-(b). Esto se atribuye al período de adquisición de las temperaturas. Con un período de 1.40 segundos, los resultados del problema inverso no fueron tan precisos con respecto a los resultados del análisis de los datos adquiridos a un período de 0.10 s. Sin embargo, con un período de 1.40 s se presenta también una multiplicidad de soluciones. Para identificar y validar la solución correcta se resuelve el problema directo de conducción de calor.

Considere la solución del problema directo empleando como condición a la frontera a los flujos de calor mostrados en la Figura 4.15. Las Figuras 4.18(a)-(h) muestran la comparación entre la curva de enfriamiento medida y las obtenidas de las

soluciones de los problemas inverso y directo de conducción de calor empleando $\Delta t = 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40, 0.80, 1.40, 2.81$ s, respectivamente. Puede notarse que el acuerdo entre mediciones y cálculos disminuye al incrementarse el paso de tiempo. Sin embargo, cuando $\Delta t = 1.40$ s se vuelve a recuperar el acuerdo razonable con las mediciones. Al aumentar el paso de tiempo a 2.81 s, la solución del problema directo se aleja considerablemente de las mediciones respectivas. Por lo tanto se consideró nuevamente que la solución correcta del problema inverso fue la obtenida con un paso de tiempo igual al período de adquisición de temperaturas, en este caso de 1.40 segundos.

4.4.3 Termopar en el centro de la pieza

Los flujos de calor calculados con distintos pasos de tiempo para el caso de la probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza se muestran en la Figura 4.19. En este caso, el período de adquisición de las temperaturas fue de 1.40 segundos. Puede notarse que las curvas correspondientes a pasos de 0.01, 0.05, 0.10 y 1.40 s coinciden entre sí, mientras que al emplear los demás pasos de tiempo resultan menores flujos de calor.

Este comportamiento es similar al caso anterior, con agitación alta, donde también coincidieron los flujos de calor obtenidos con un paso de tiempo igual al período de adquisición. Las temperaturas calculadas con estos tamaños de paso y la temperatura medida se presentan en la Figura 4.20, notándose un acuerdo razonable entre ellos.

Las Figuras 4.21(a)-(b), muestran con mayor detalle la diferencia entre las temperaturas medida y calculada, la cual prácticamente es menor que 5°C . Este resultado indica que existe una multiplicidad de soluciones para el problema inverso, y mediante la solución del problema directo de conducción de calor se identificó a la solución correcta.

Las Figuras 4.22(a)-(h), muestran la evolución térmica medida comparada con la predicha por la solución de los problemas inverso y directo de conducción de calor empleando los flujos de calor mostrados en la Figura 4.19, como condiciones a la

frontera. Las curvas de enfriamiento calculadas corresponden a los pasos de tiempo de 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40, 0.80, 1.40 y 2.80 segundos.

Al igual que en el caso de agitación alta, al incrementarse el paso de tiempo se obtiene un menor acuerdo de las predicciones del método directo con las mediciones. Sin embargo, cuando el paso de tiempo coincide con el período de adquisición, el acuerdo con las mediciones es similar al obtenido con $\Delta t = 0.05$ segundos. Es decir, la solución correcta también se obtuvo cuando el paso de tiempo igualó al período de adquisición de las temperaturas.

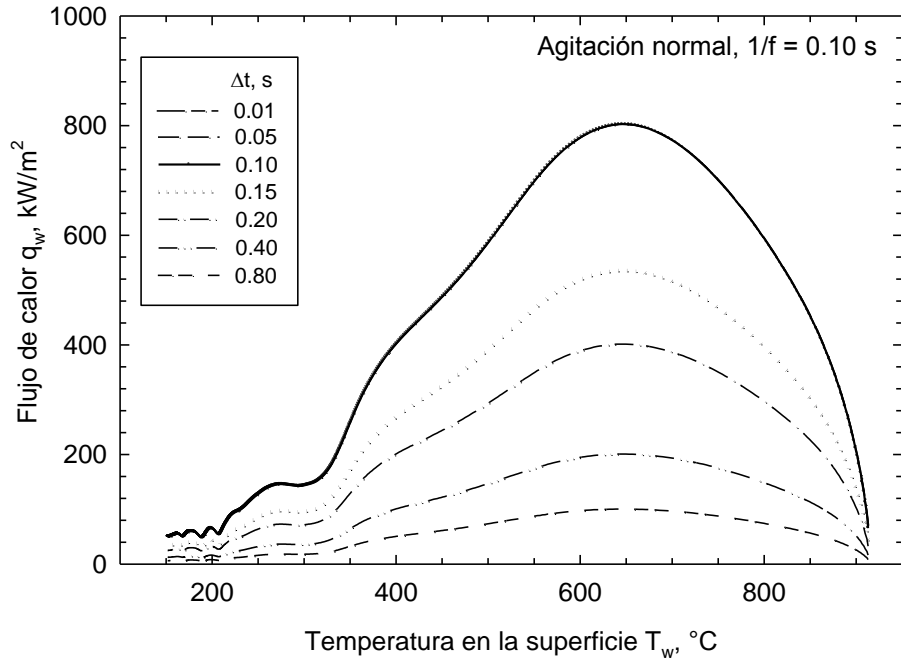


Fig. 4.11- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt . Condición de agitación normal del baño de aceite.

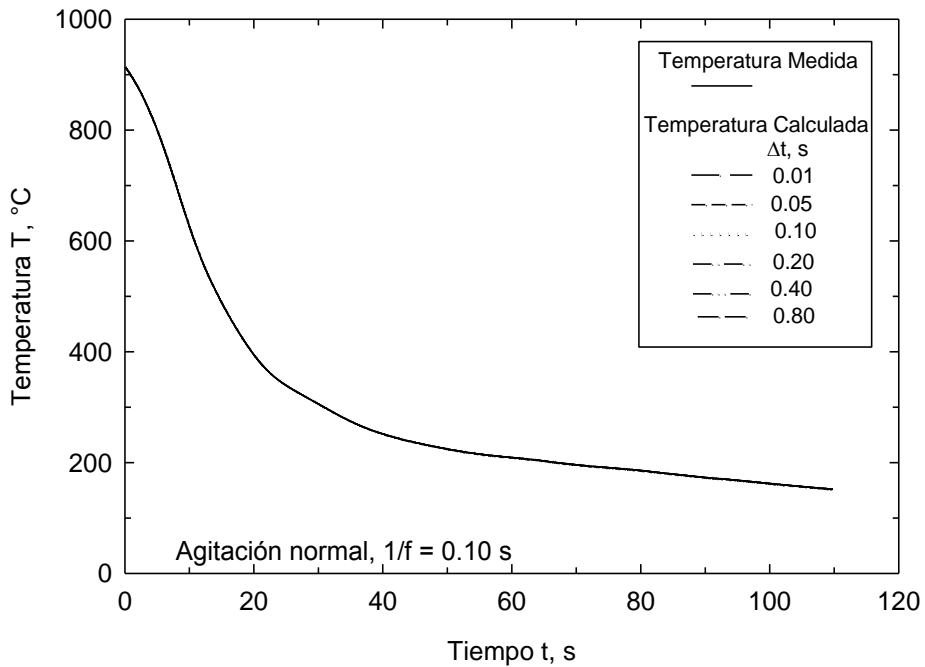


Fig. 4.12- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Condición de agitación normal del baño de aceite.

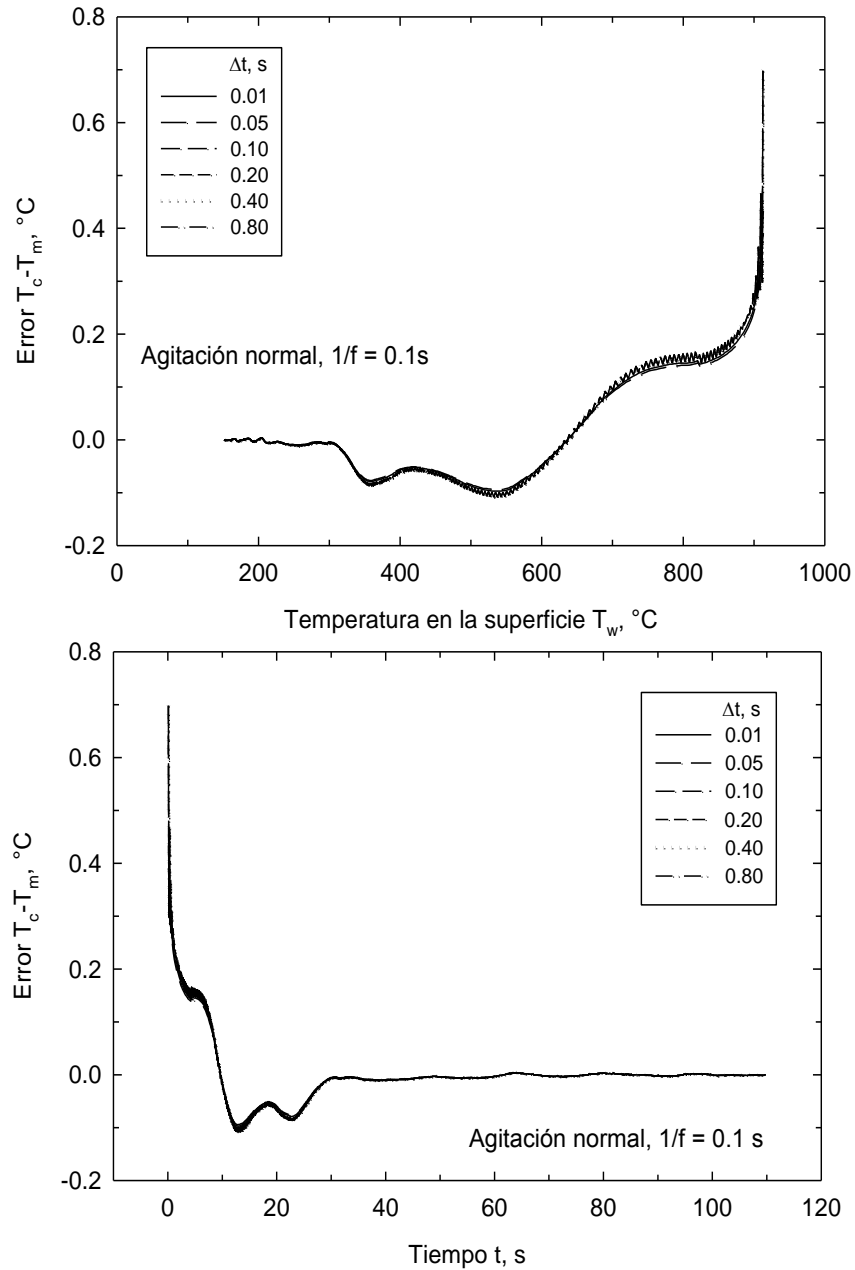


Fig. 4.13- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Condición de agitación normal del baño de aceite. a) Error contra temperatura calculada en la superficie y b) Error contra tiempo.

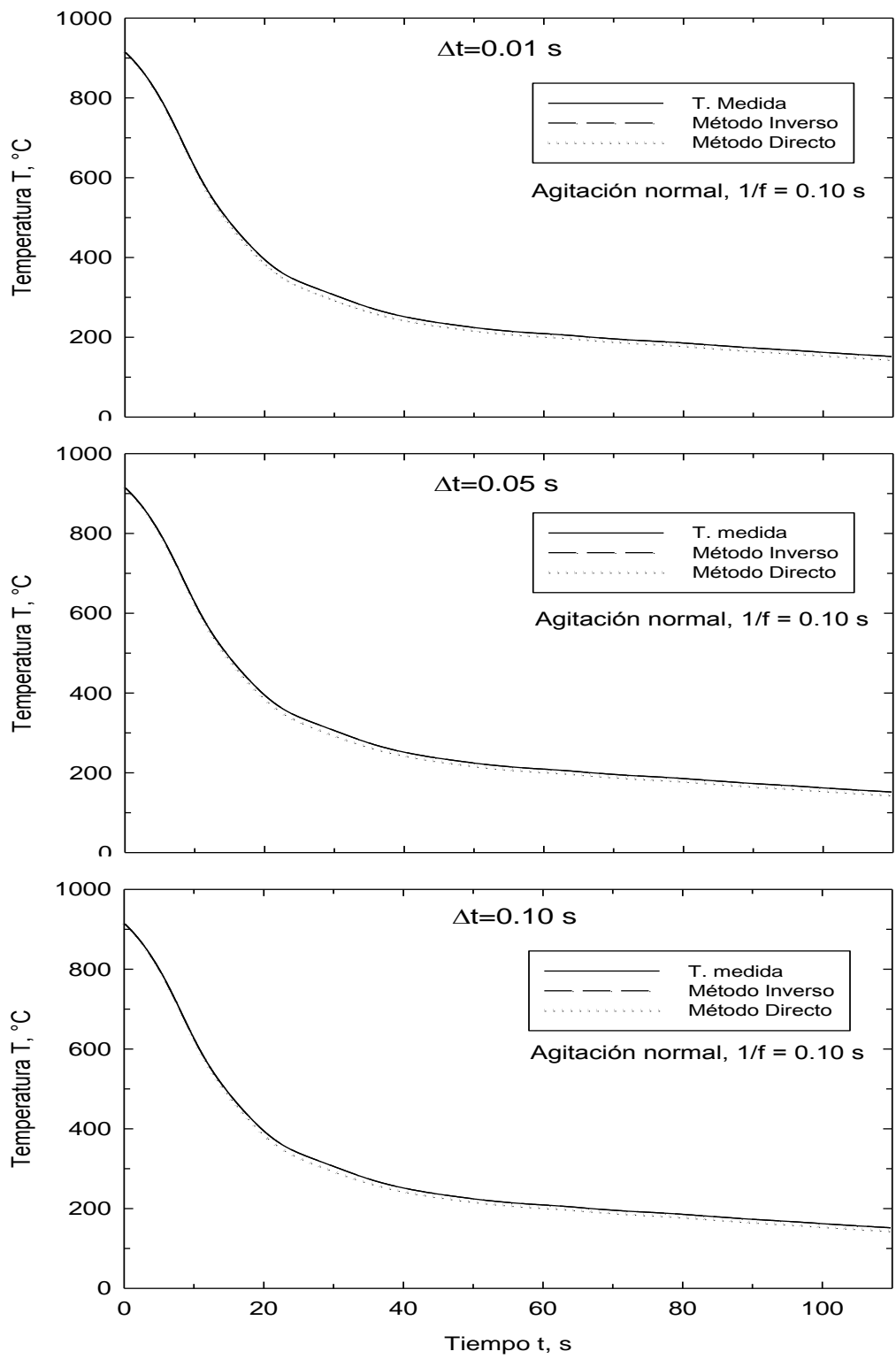


Fig. 4.14- Comparación entre la evolución de temperatura calculada con los métodos directo e inverso con distintos Δt y las respectivas mediciones. Condición de agitación normal del baño. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s.

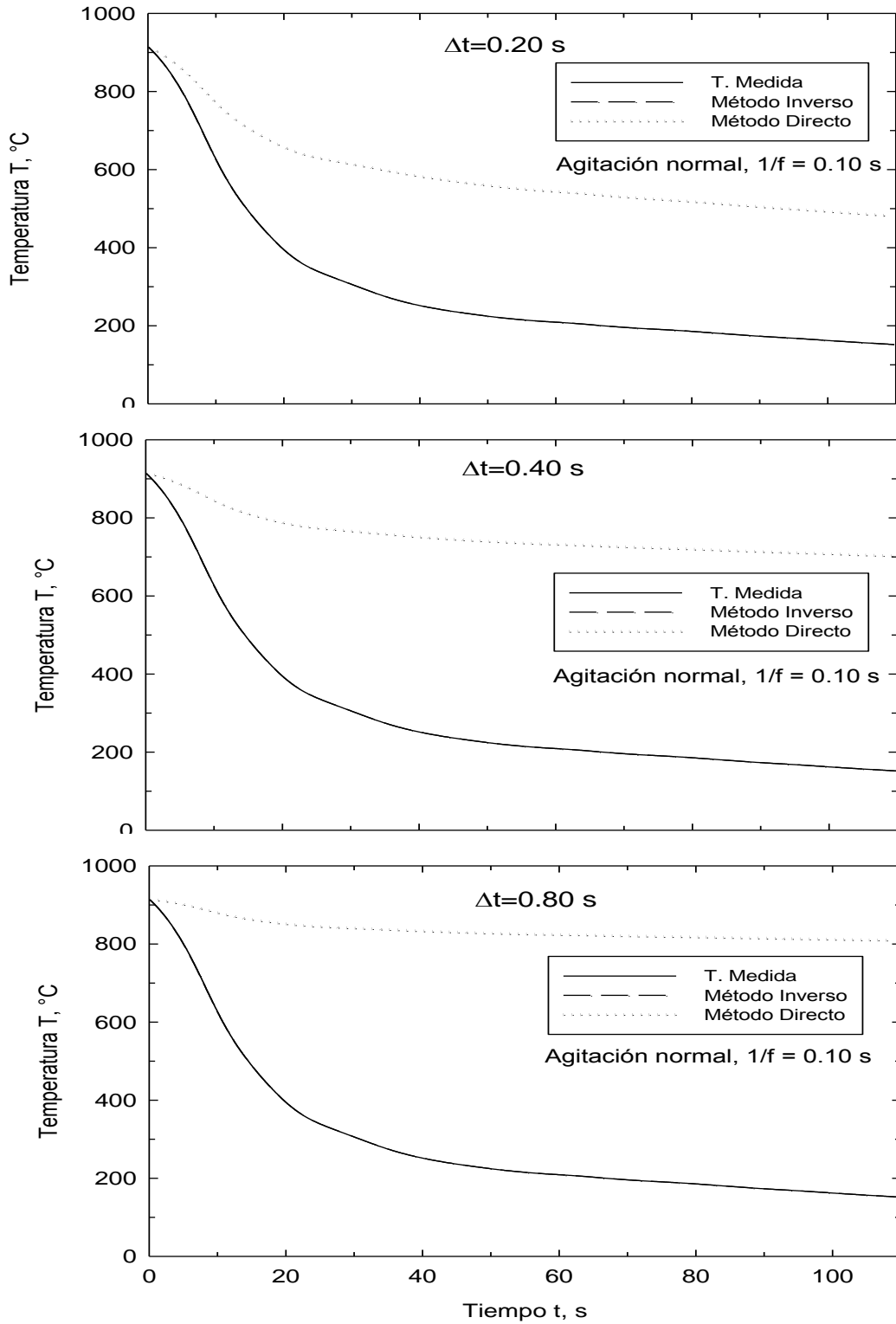


Fig. 4.14. Continuación

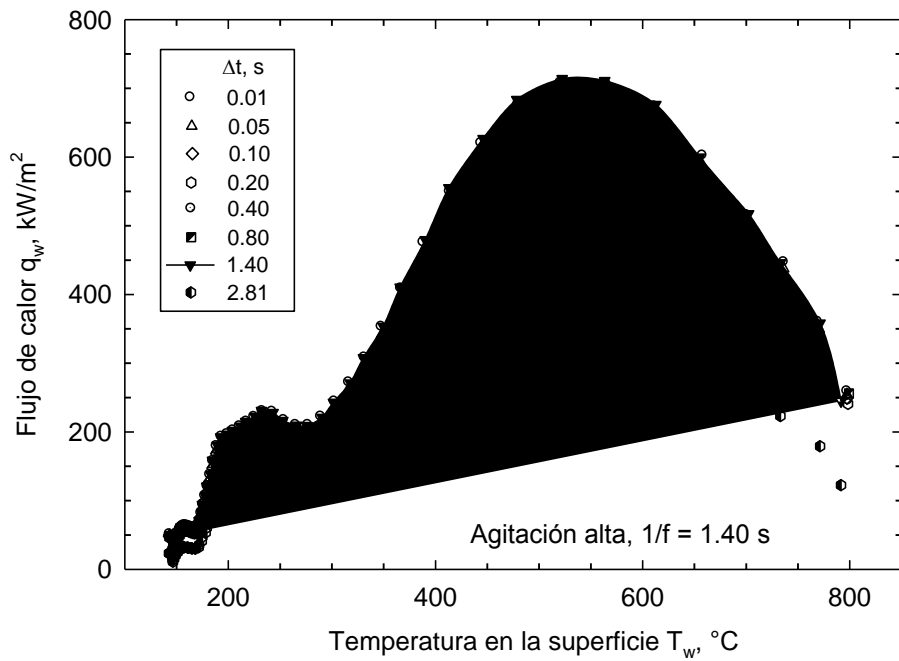


Fig. 4.15- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt .

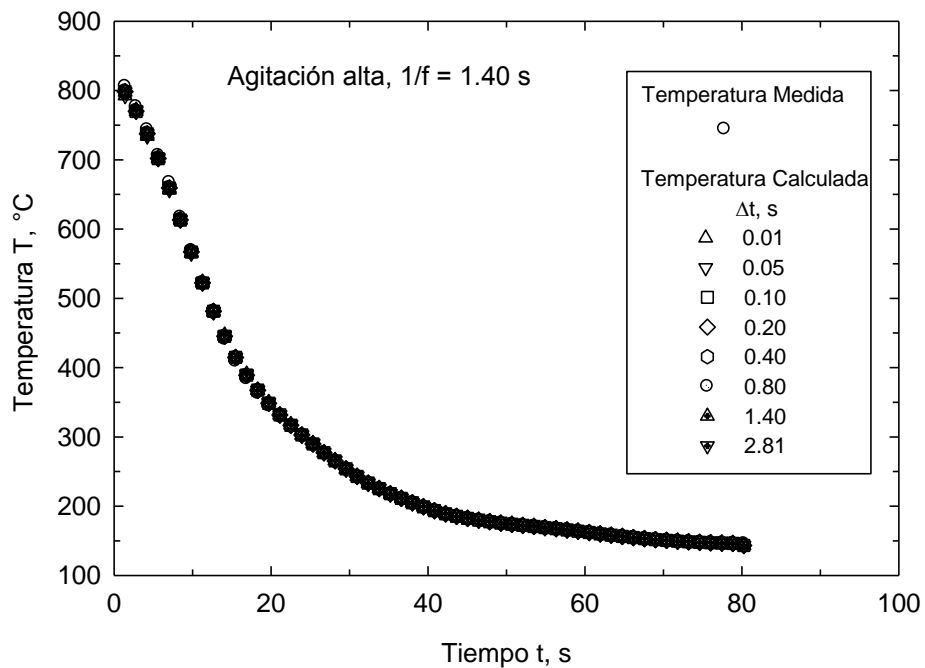


Fig. 4.16- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Condición de agitación alta del baño de aceite.

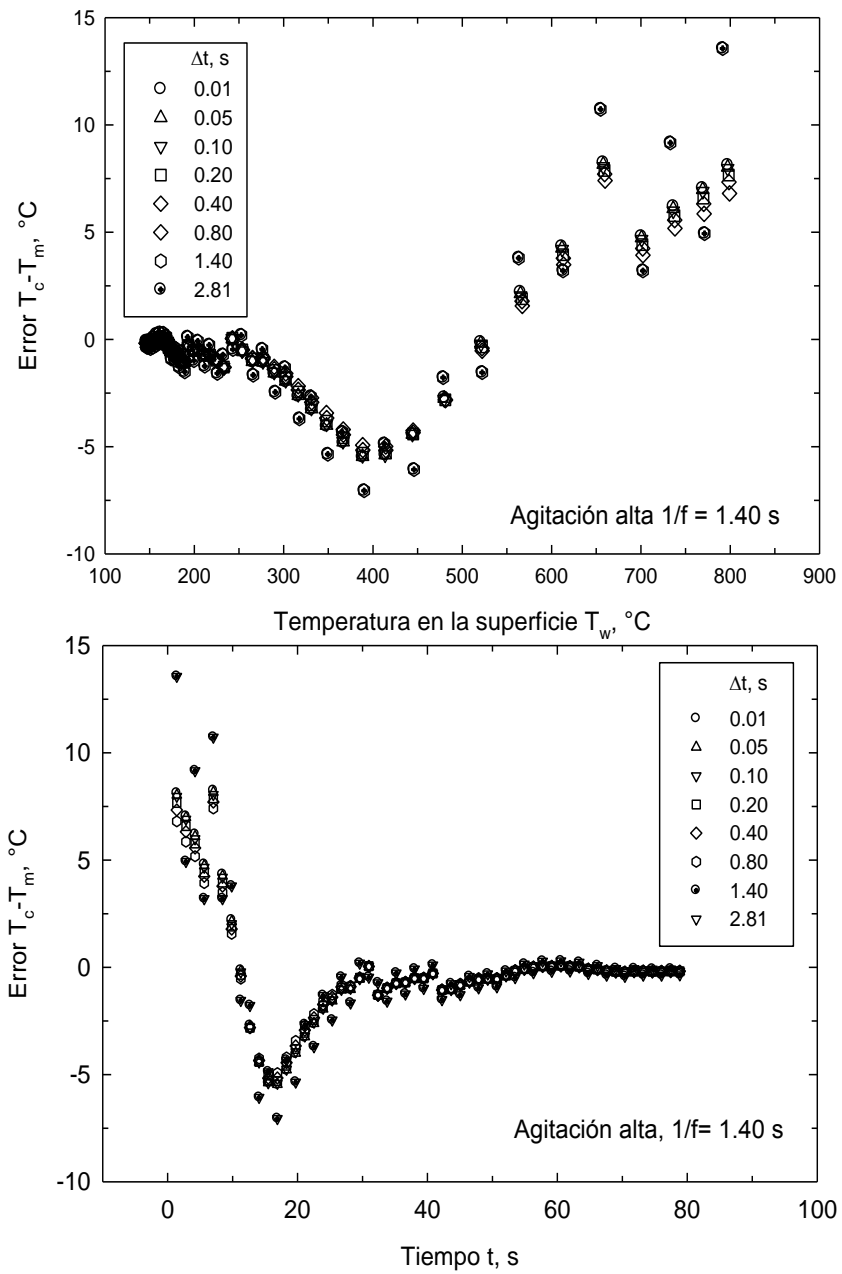


Fig. 4.17- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Condición de agitación alta del baño de aceite. a) Error contra temperatura calculada en la superficie y b) Error contra tiempo.

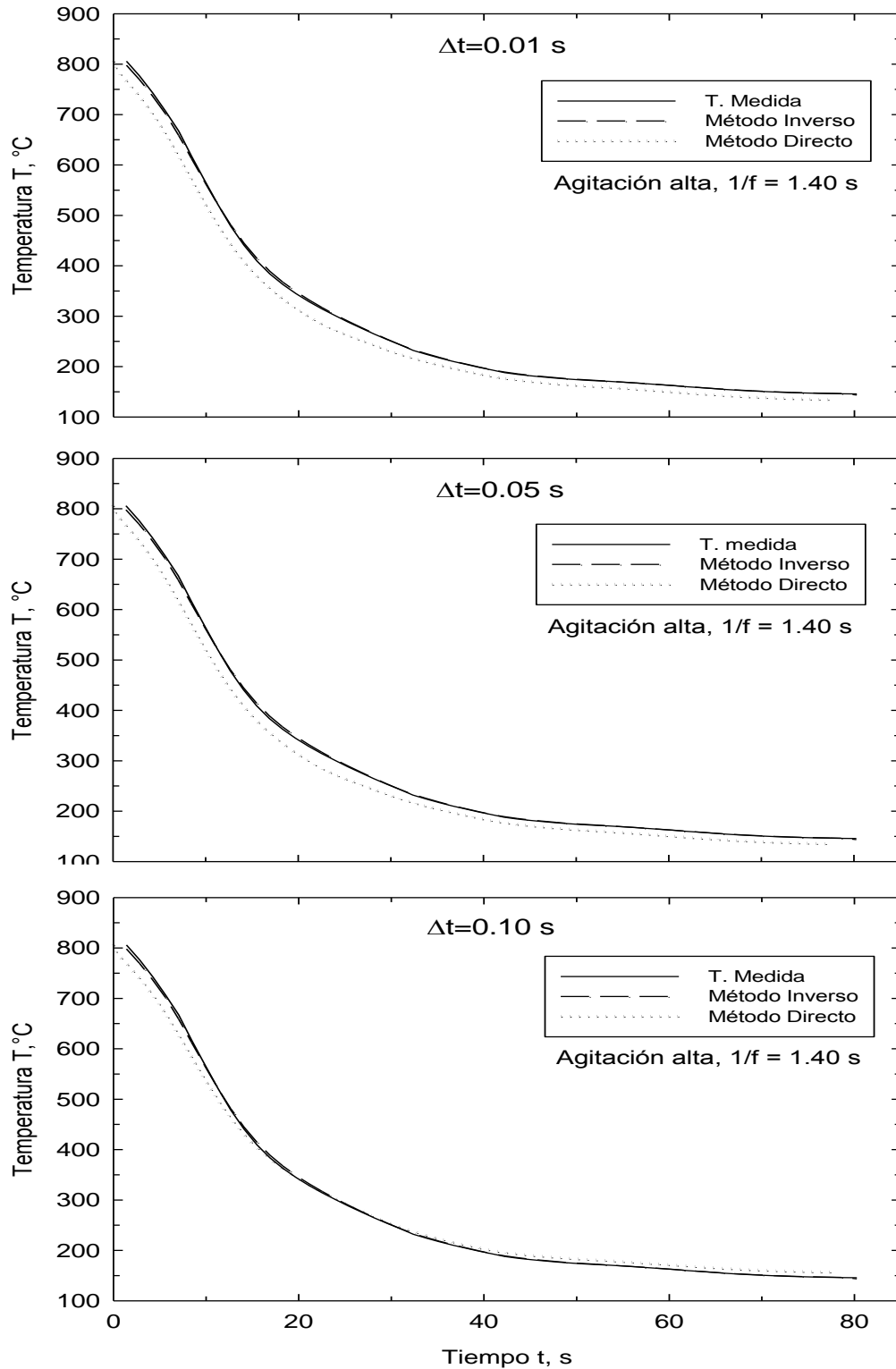


Fig. 4.18- Comparación entre la evolución de temperatura calculada con los métodos directo e inverso y las respectivas mediciones. Condición de agitación alta del baño de aceite. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s, g) $\Delta t = 1.40$ s, h) $\Delta t = 2.80$ s.

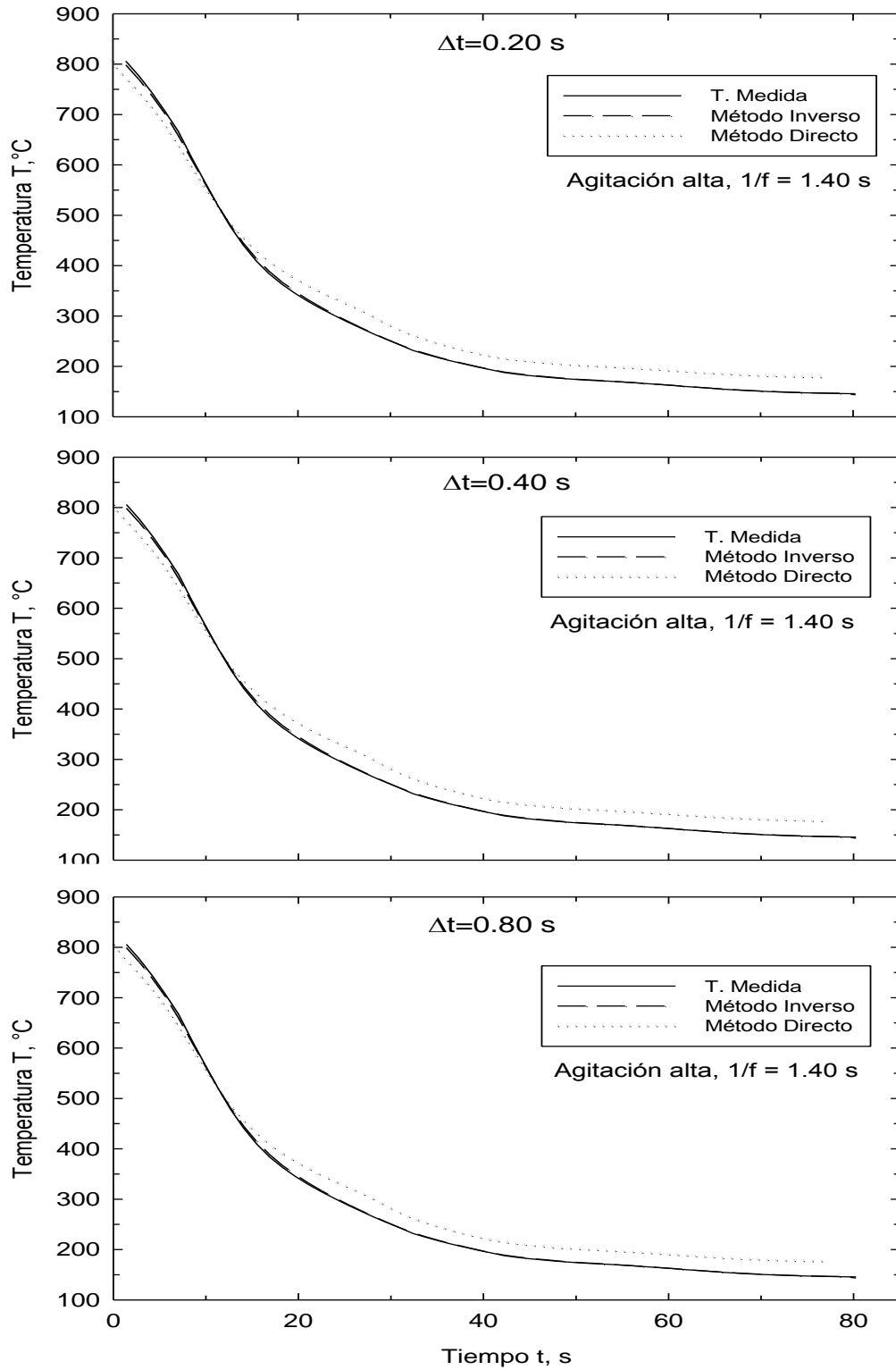


Fig. 18. Continuación

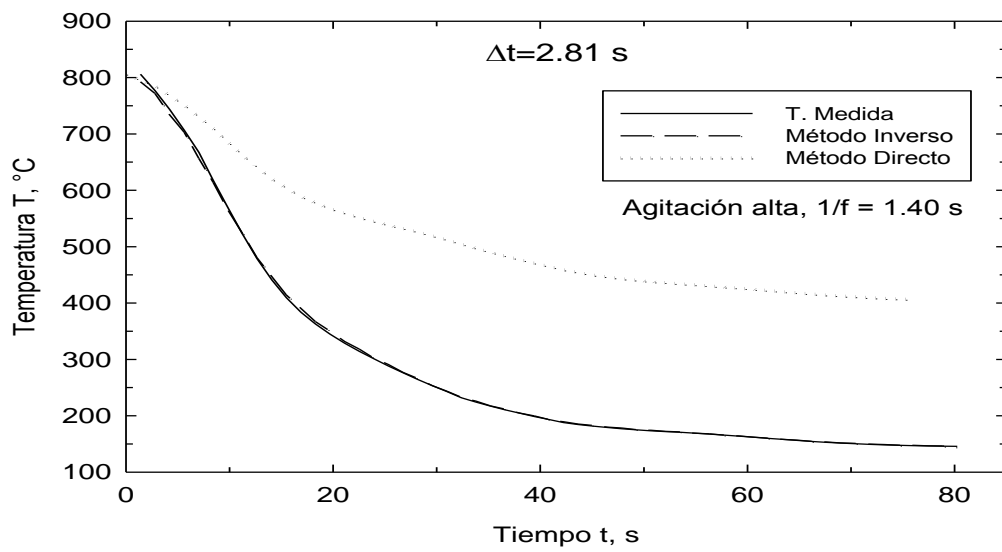
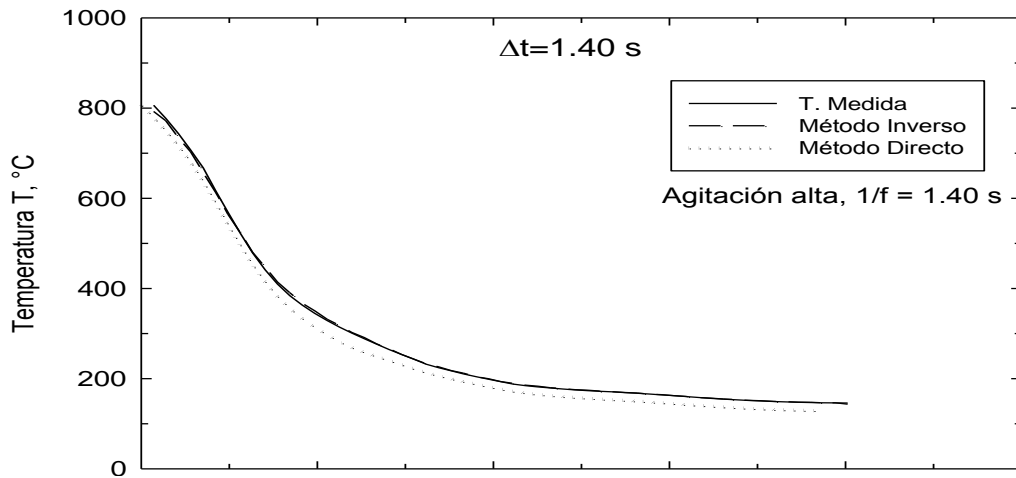


Fig. 18. Continuación

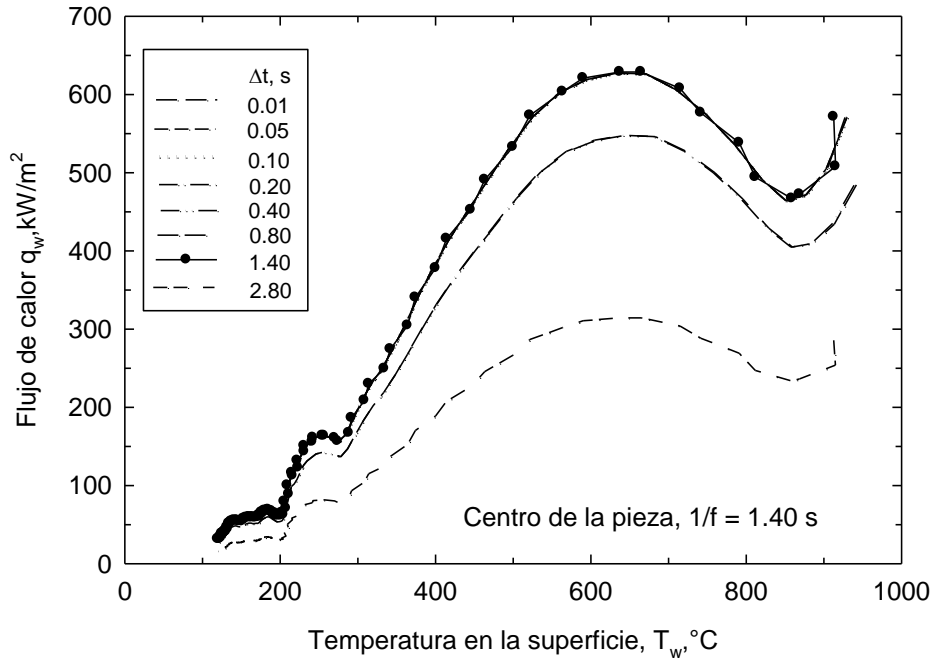


Fig. 4.19- Flujos de calor obtenidos por medio del método inverso en función de la temperatura superficial calculados a distintos Δt . Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.

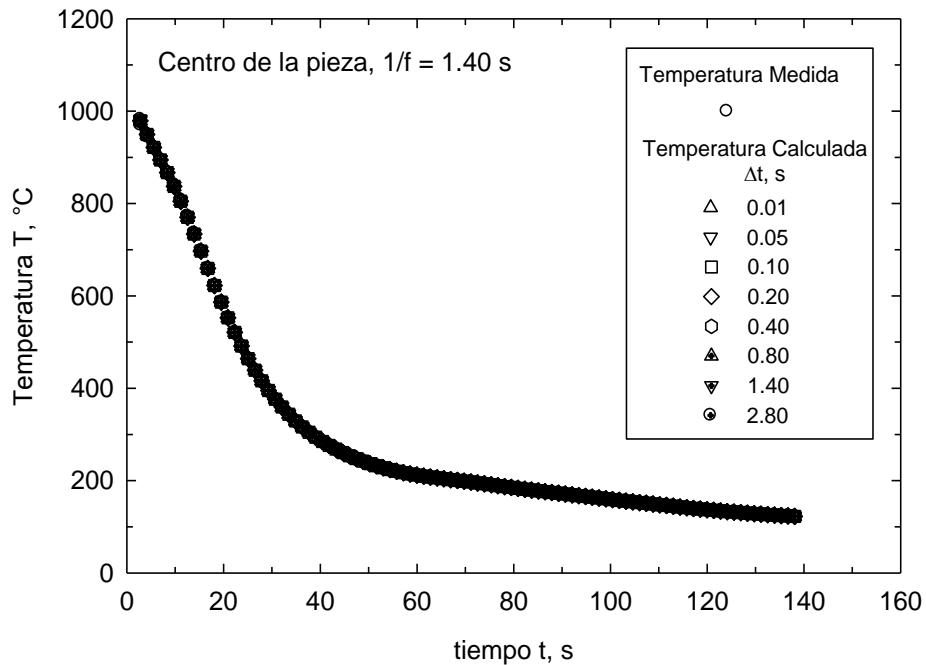


Fig. 4.20- Comparación de la evolución de temperatura medida con la calculada por medio del método inverso utilizando distintos Δt . Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza.

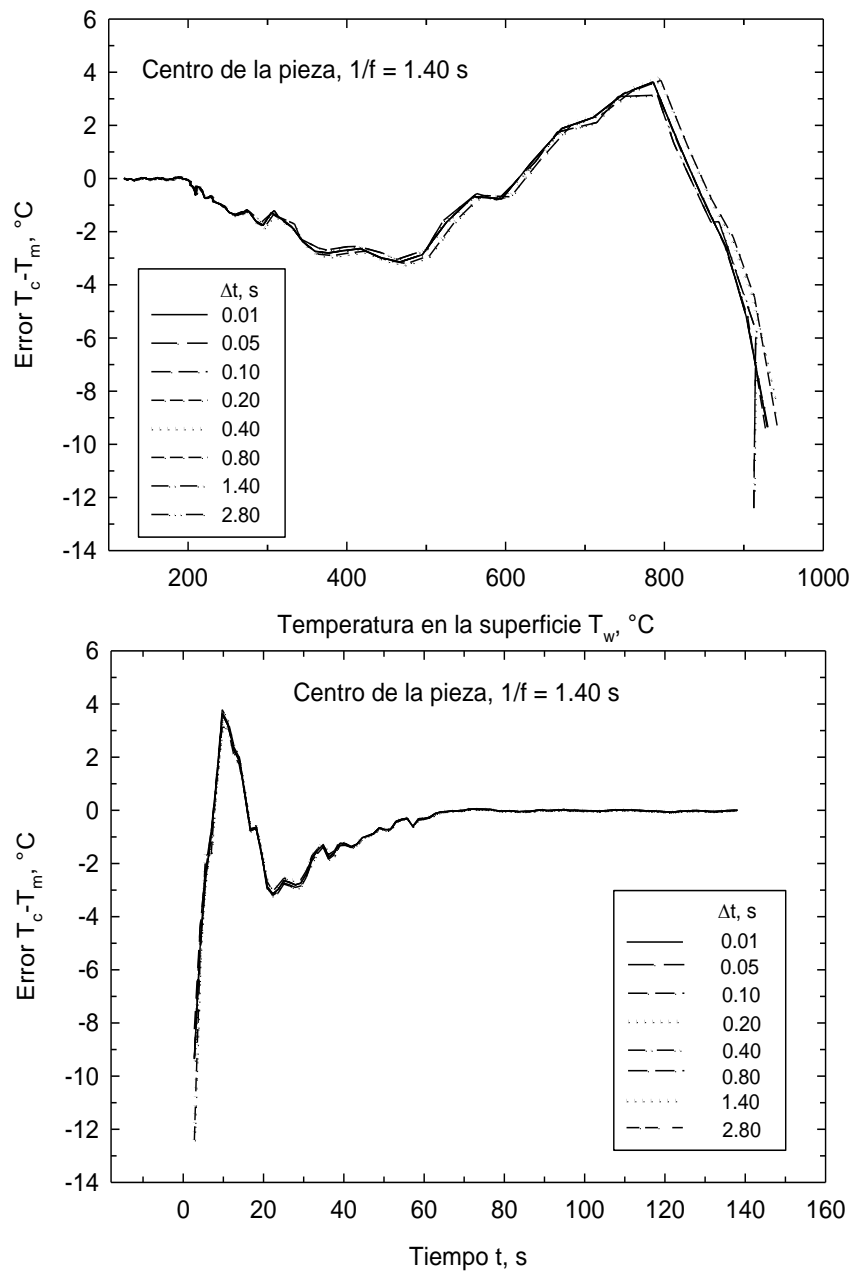


Fig. 4.21- Diferencia o error entre la temperatura calculada por el método inverso usando distintos Δt y la medición respectiva. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza. a) Error contra temperatura calculada en la superficie y b) Error contra tiempo.

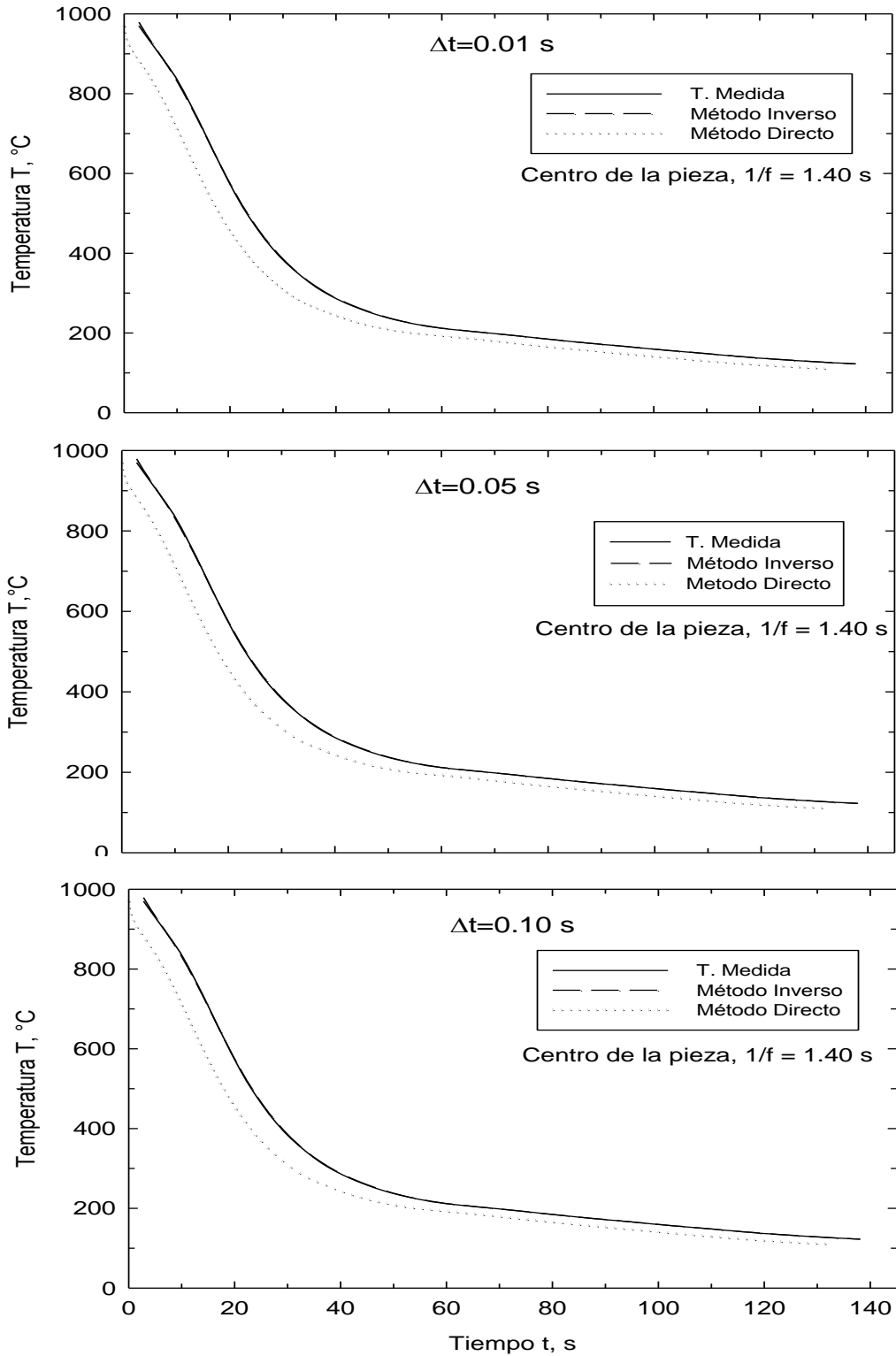


Fig. 4.22- Comparación entre la evolución de temperatura calculada con los métodos directo e inverso y las respectivas mediciones. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s, g) $\Delta t = 1.40$ s, h) $\Delta t = 2.80$ s.

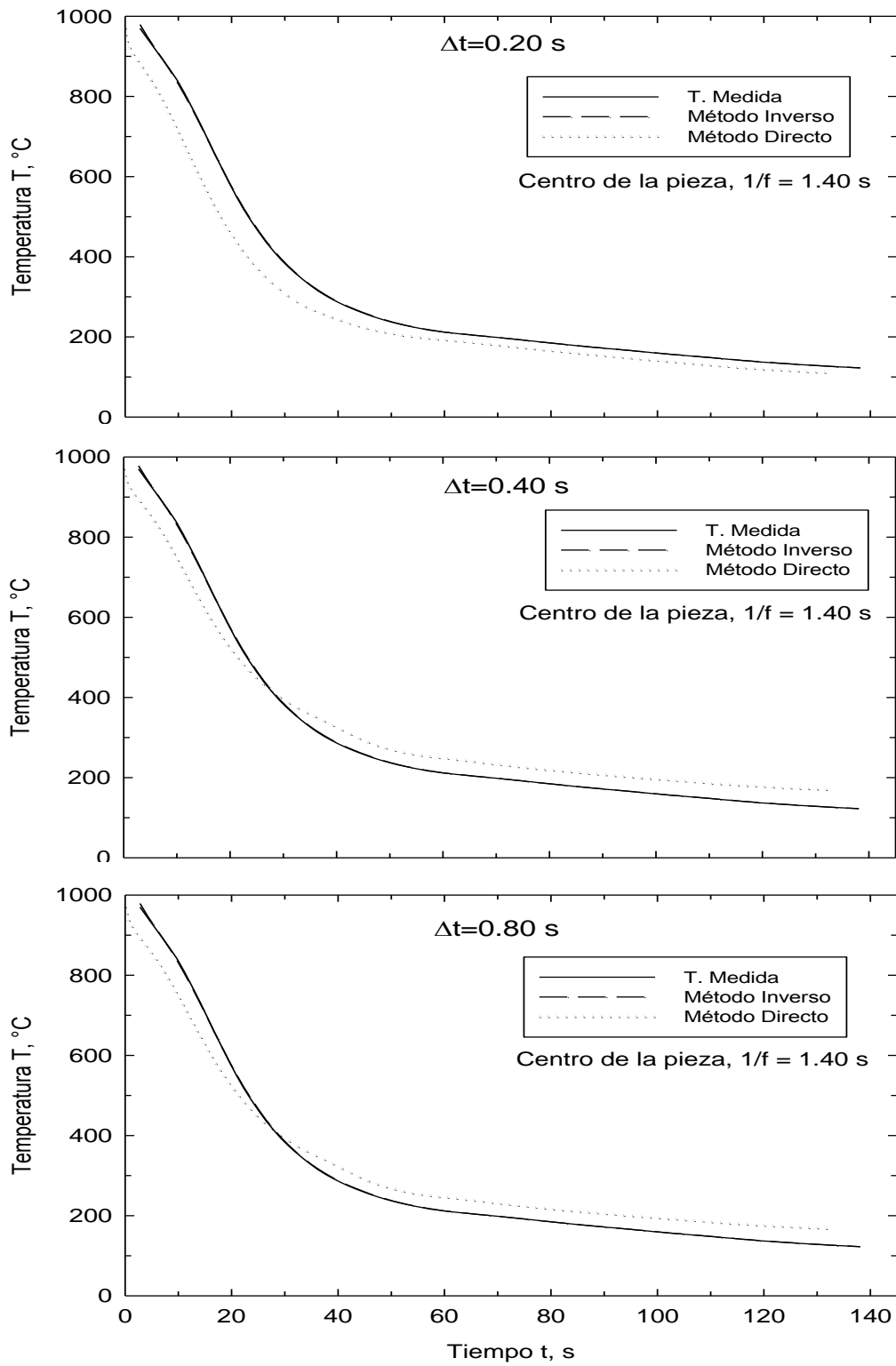


Fig. 4.22. Continuación

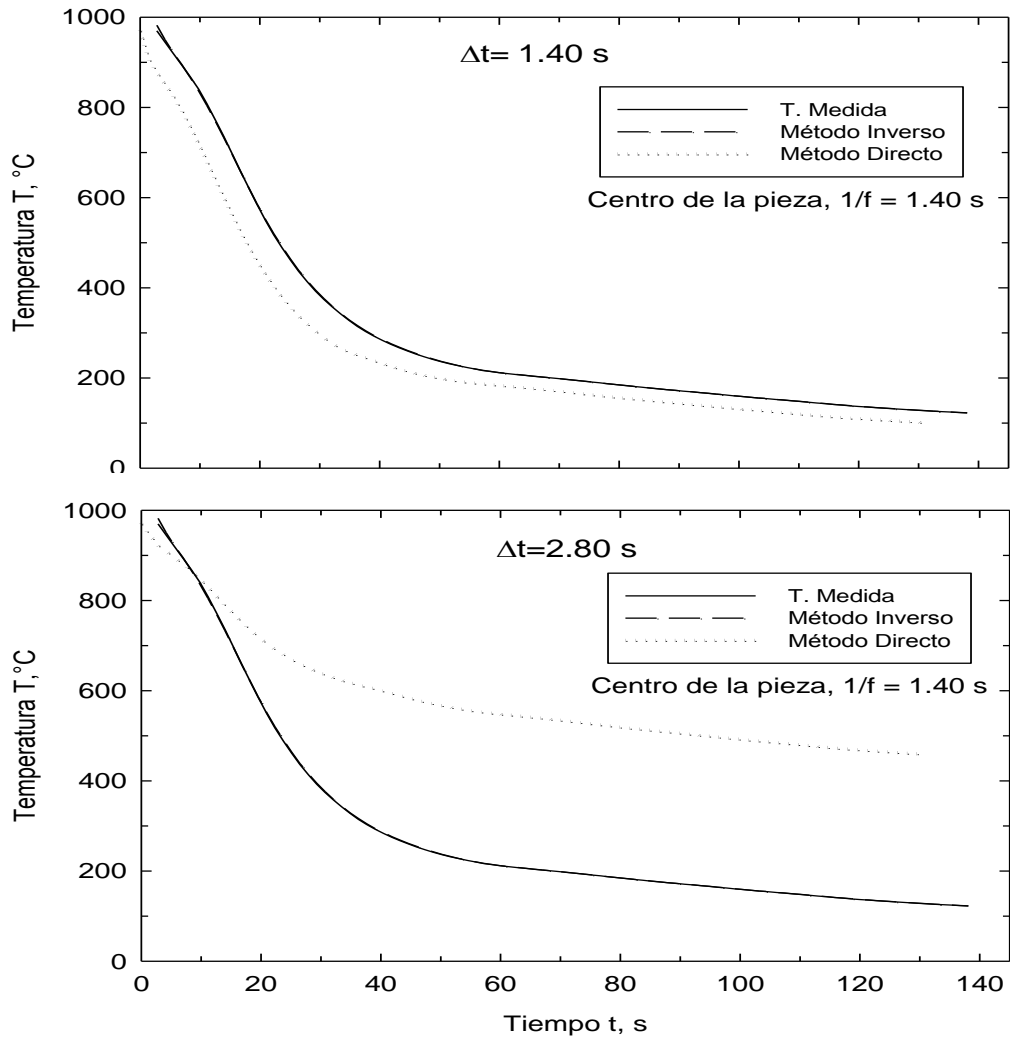


Fig. 4.22. Continuación

4.5 Perfiles de temperatura

4.5.1 Agitación normal

Las Figuras 4.23(a)-(f), presentan la evolución del perfil de temperatura a través de la sección de la probeta, calculados de la solución del problema directo de conducción de calor y empleando los pasos de tiempo de 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 y 0.80 s, respectivamente. Cada curva corresponde al tiempo de enfriamiento transcurrido que se indica en segundos. Puede notarse que dichos perfiles son esencialmente planos, es decir la temperatura presenta una ligera variación con la posición. Además, los perfiles calculados con Δt iguales o menores que 0.10 segundos coinciden mutuamente alcanzando una temperatura de $\sim 300^\circ\text{C}$ en 28.8 s.

En cambio, los perfiles obtenidos a mayores valores del paso de tiempo evolucionan más lentamente rezagándose en temperaturas arriba de 600°C al haber transcurrido 28.8 segundos. Esto confirma que solo los resultados de las Figuras 4.23(a)-(c) son correctas, ya que representan enfriamientos realistas que además fueron calculados con los flujos de calor apropiados.

4.5.2 Agitación alta

Los perfiles de temperatura calculados con la solución del problema directo de conducción de calor se muestran en las Figuras 4.24(a)-(h), para pasos de tiempo de 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40, 0.80, 1.40, 2.81 segundos. Estos perfiles también son esencialmente planos durante el enfriamiento. Puede notarse que los tiempos transcurridos para alcanzar los 300°C , se van incrementando conforme aumenta el paso de tiempo, por ejemplo cuando $\Delta t = 0.01$ s dicho tiempo es de ~ 24 s, mientras que para $\Delta t = 0.80$ segundos se requieren ~ 31 s.

En cambio, para un paso de tiempo igual al período de adquisición, de 1.40 s, el tiempo transcurrido para alcanzar 300°C vuelve a ser de 24 s. Con un paso de tiempo de 2.81 s se requiere esperar más de 42 s para llegar a 300°C . Estos resultados confirman que el uso de un paso de tiempo igual al período de adquisición permite obtener una evolución térmica realista, satisfaciendo ambas soluciones, las de los problemas directo e inverso de conducción de calor.

4.5.3 Termopar en el centro de la pieza

Las Figuras 4.25(a)-(h) presentan la evolución del perfil de temperatura a través de la solera calculados con la solución del problema directo de conducción de calor y usando los pasos de tiempo de 0.01, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40, 0.80, 1.40 y 2.80 segundos, respectivamente. Para un paso de tiempo de 0.01 segundos se observa que se requieren 33.6 s para alcanzar 300°C. Este tiempo es aproximadamente igual para $\Delta t = 0.05, 0.10$ y 0.20 segundos, sin embargo dicho tiempo de enfriamiento aumenta para pasos de 0.40 y 0.80 segundos.

Pero cuando el paso de tiempo iguala al período de adquisición de datos, 1.40 s, el perfil de temperatura alcanza los 300°C en un tiempo de 33.5 segundos. Finalmente, cuando el paso de tiempo es de 2.80 s, el tiempo de enfriamiento necesario para alcanzar los 300°C se incrementa muy por encima de 39 s. Estos resultados son consistentes con los resultados obtenidos para los casos de agitación normal y alta, ya que la solución calculada con un paso de tiempo igual al período de adquisición de temperaturas, satisfizo a las soluciones de los problemas inverso y directo de conducción de calor. Los resultados de la siguiente sección consideran dichos pasos de tiempo.

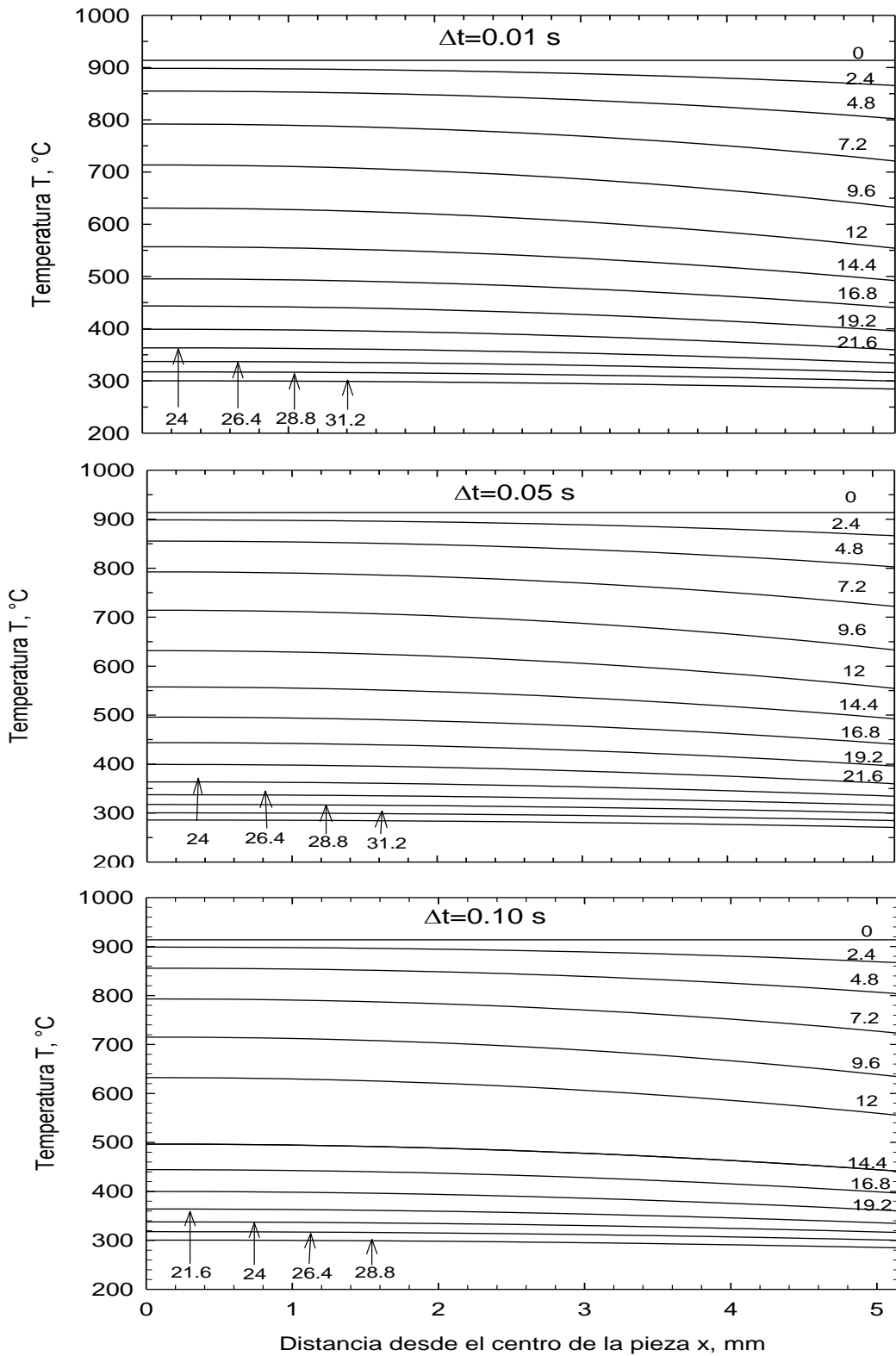


Fig. 4.23- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo con condición de agitación normal del baño de aceite. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s. .

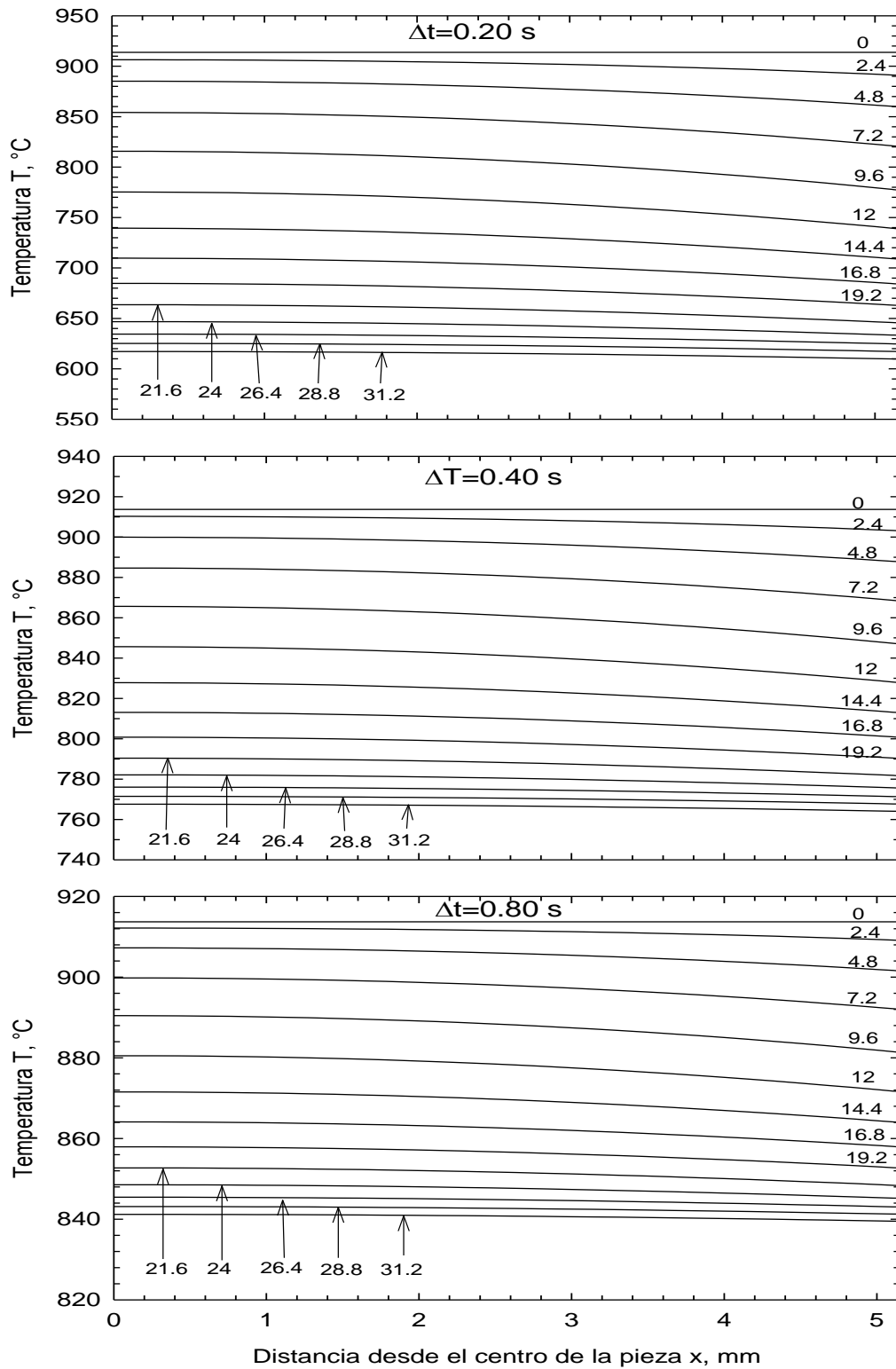


Fig. 4.23 Continuación

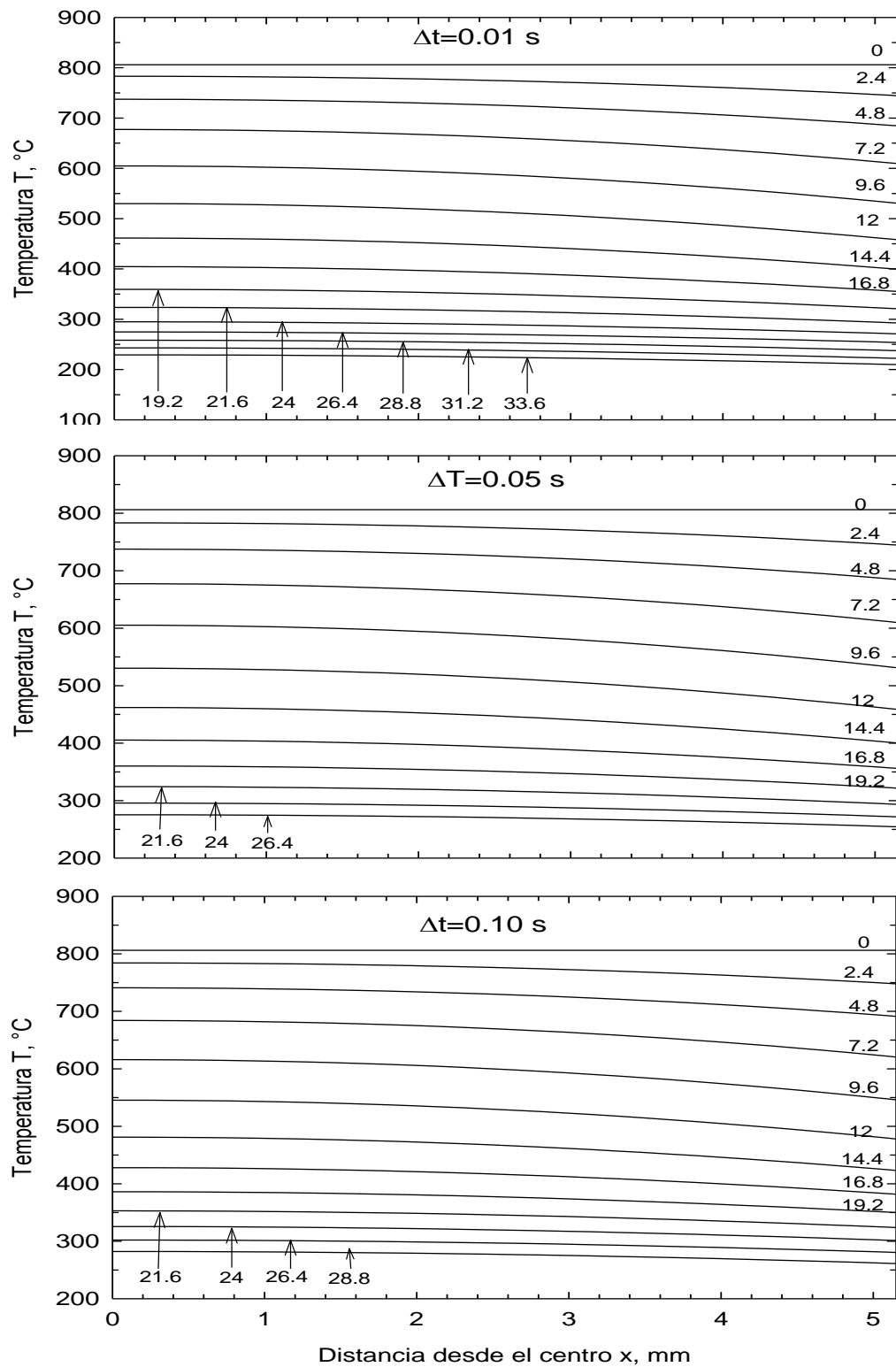


Fig. 4.24- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo. Condición de agitación alta del baño de aceite. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s, g) $\Delta t = 1.80$ s, h) $\Delta t = 2.81$ s.

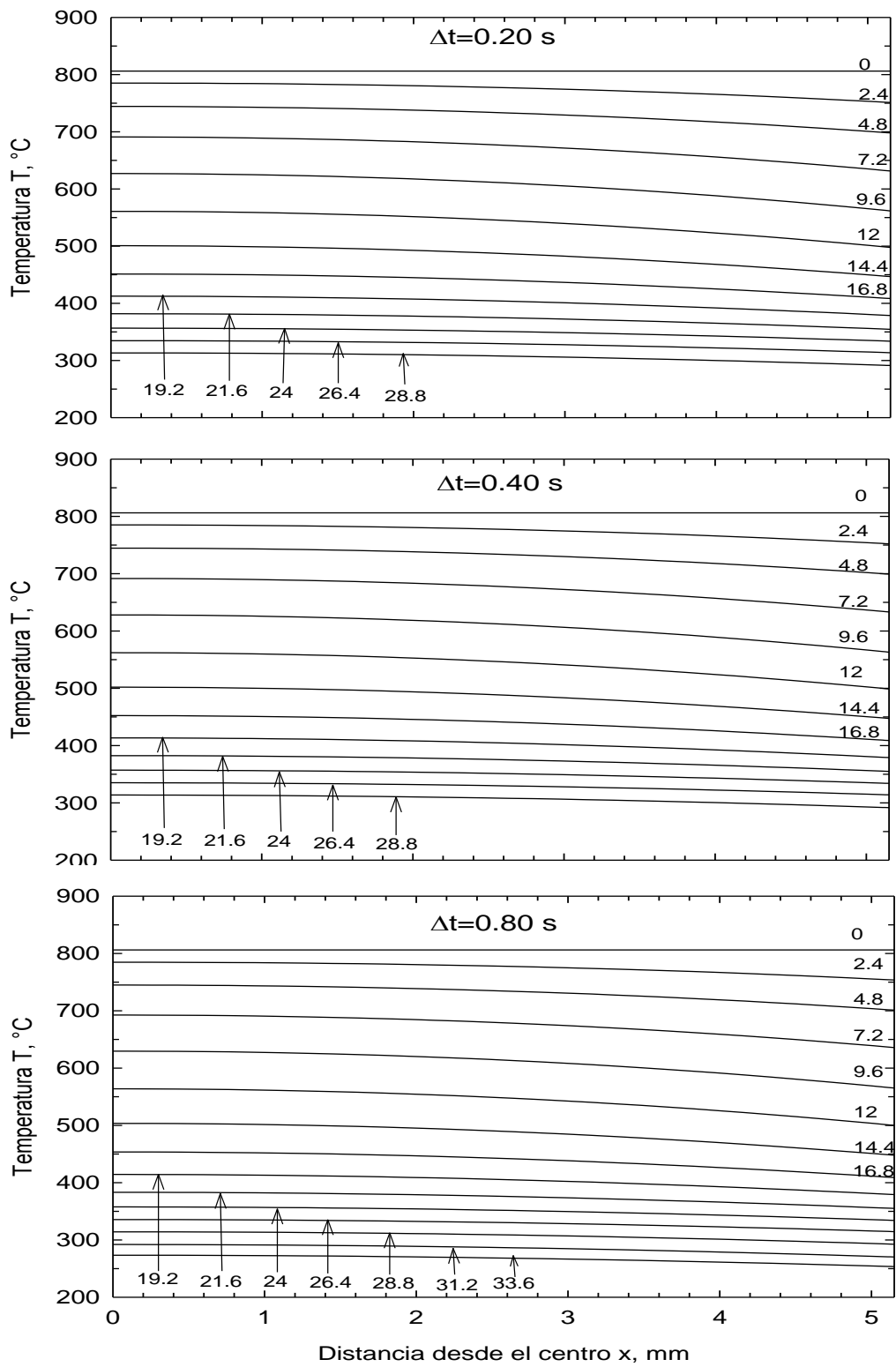


Fig. 4.24. Continuación

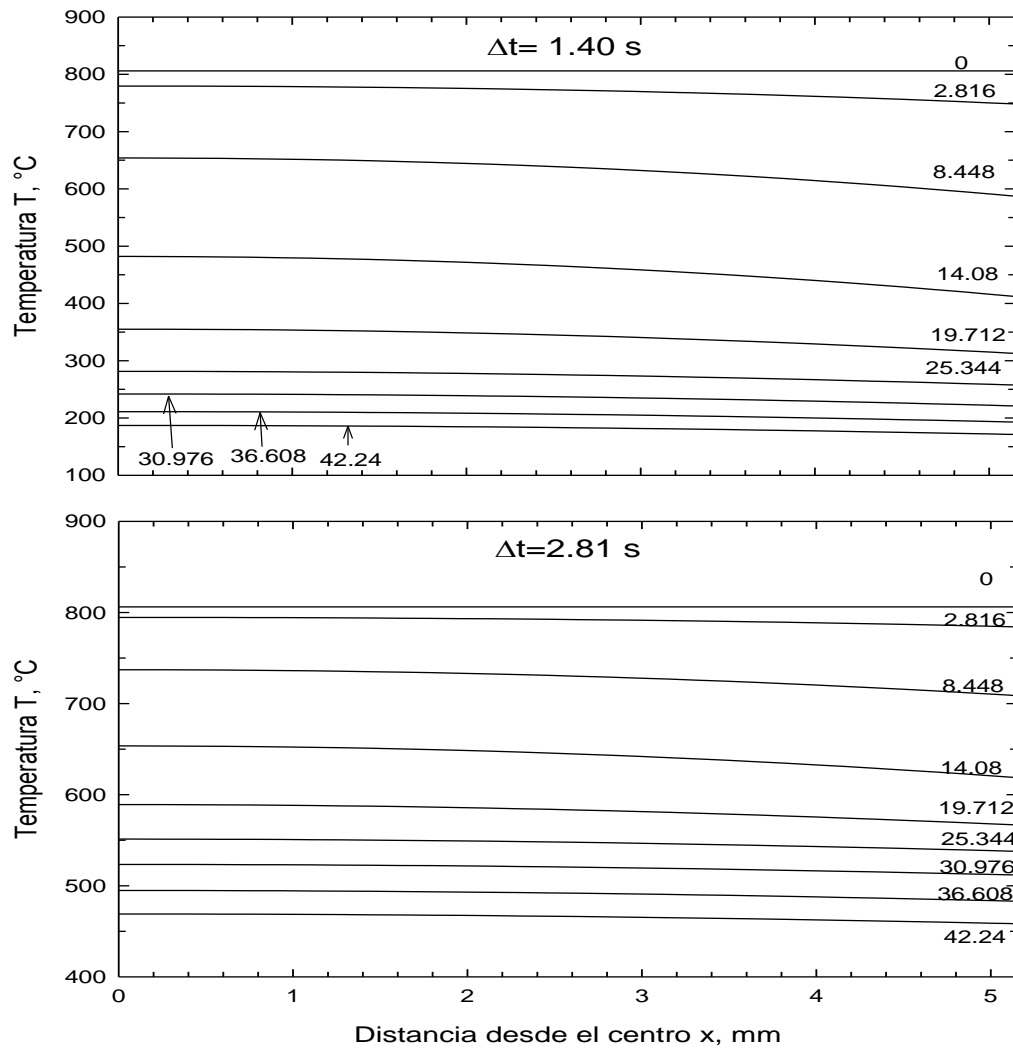


Fig. 4.24. Continuación

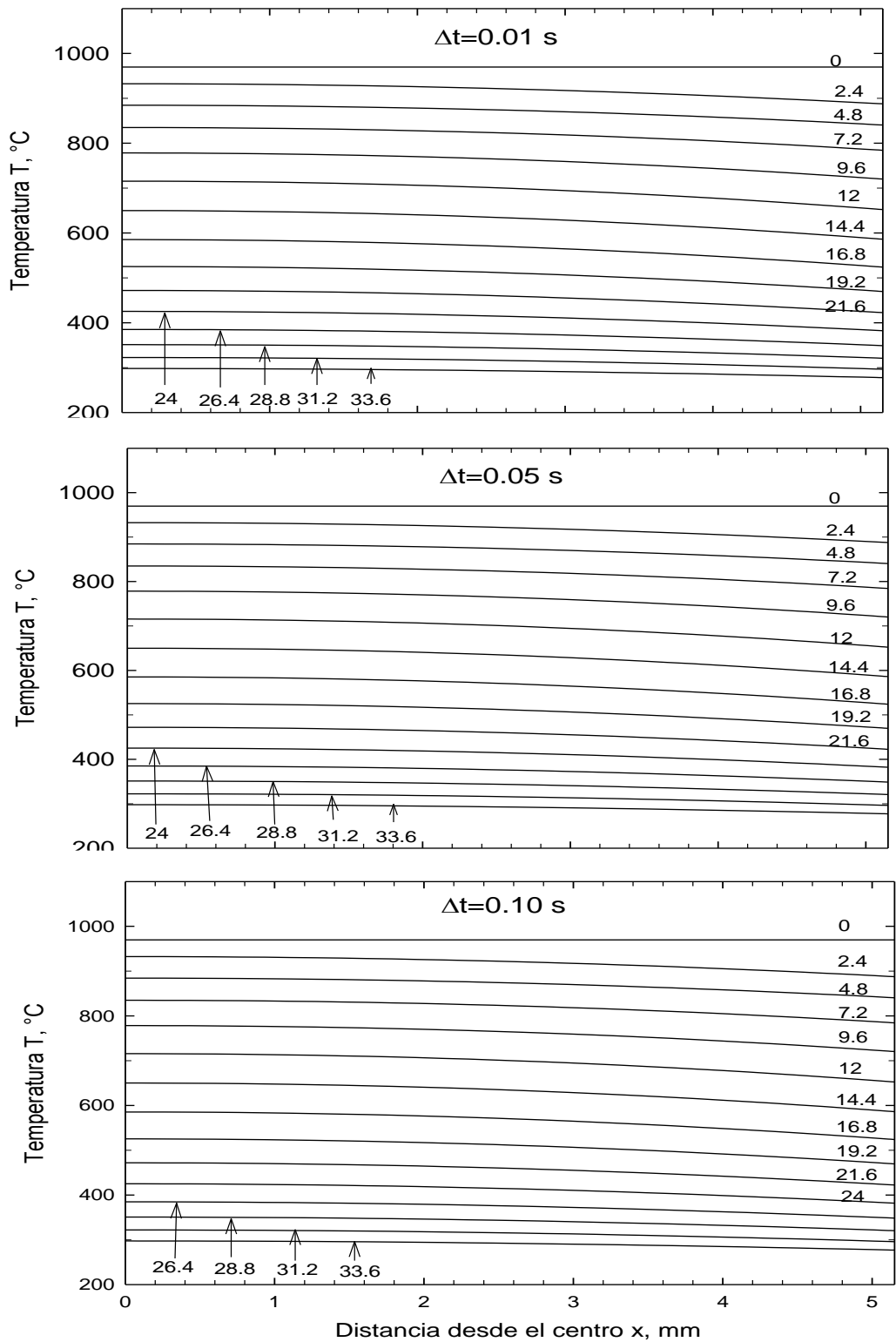


Fig. 4.25- Perfil calculado de temperatura a través de la sección transversal de la solera utilizando el método directo. Probeta con un termopar colocado en el centro de la pieza. a) $\Delta t = 0.01$ s, b) $\Delta t = 0.05$ s, c) $\Delta t = 0.10$ s, d) $\Delta t = 0.20$ s, e) $\Delta t = 0.40$ s, f) $\Delta t = 0.80$ s, g) $\Delta t = 1.40$ s, h) $\Delta t = 2.80$ s.

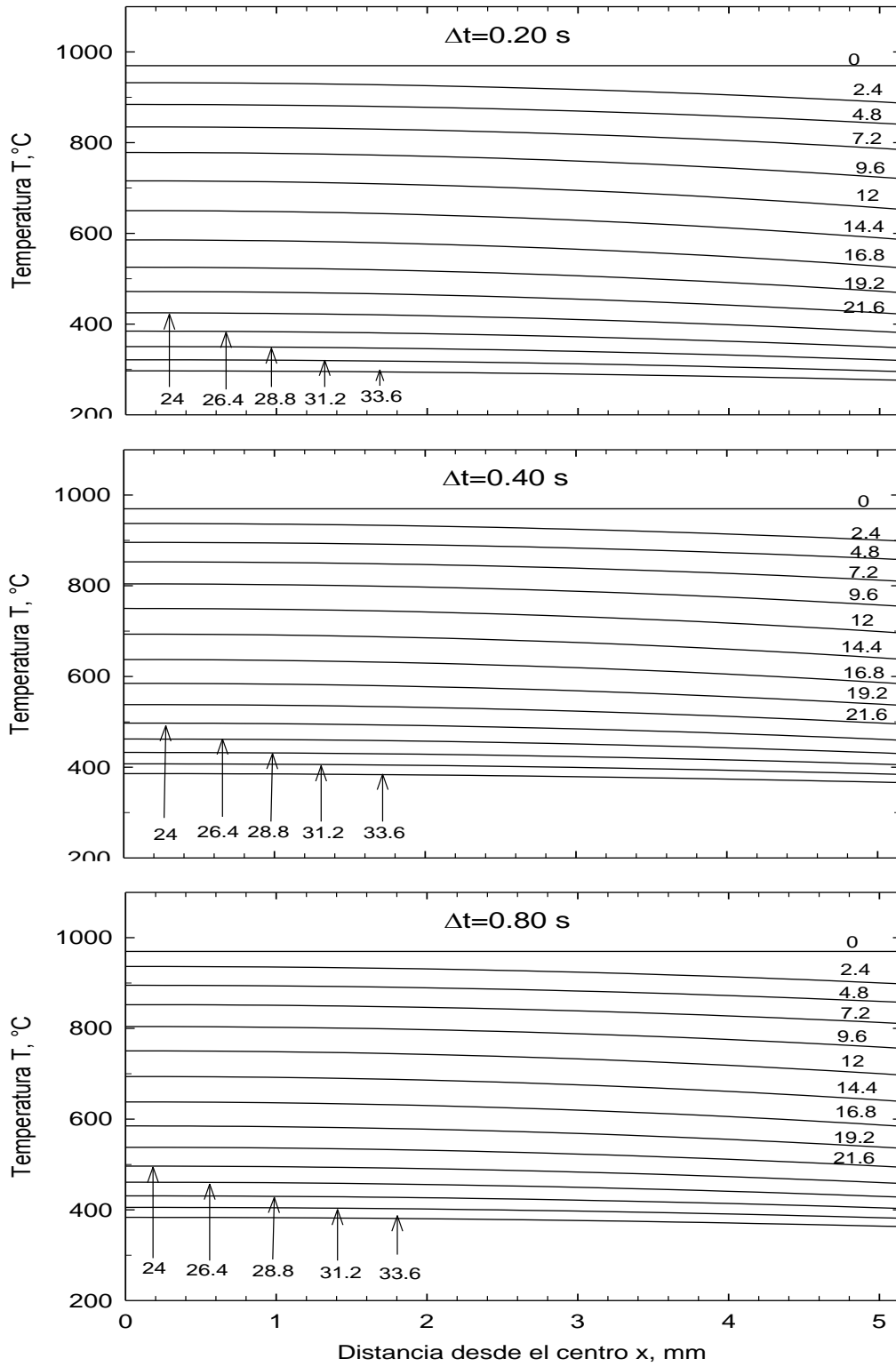


Fig. 4.25. Continuación

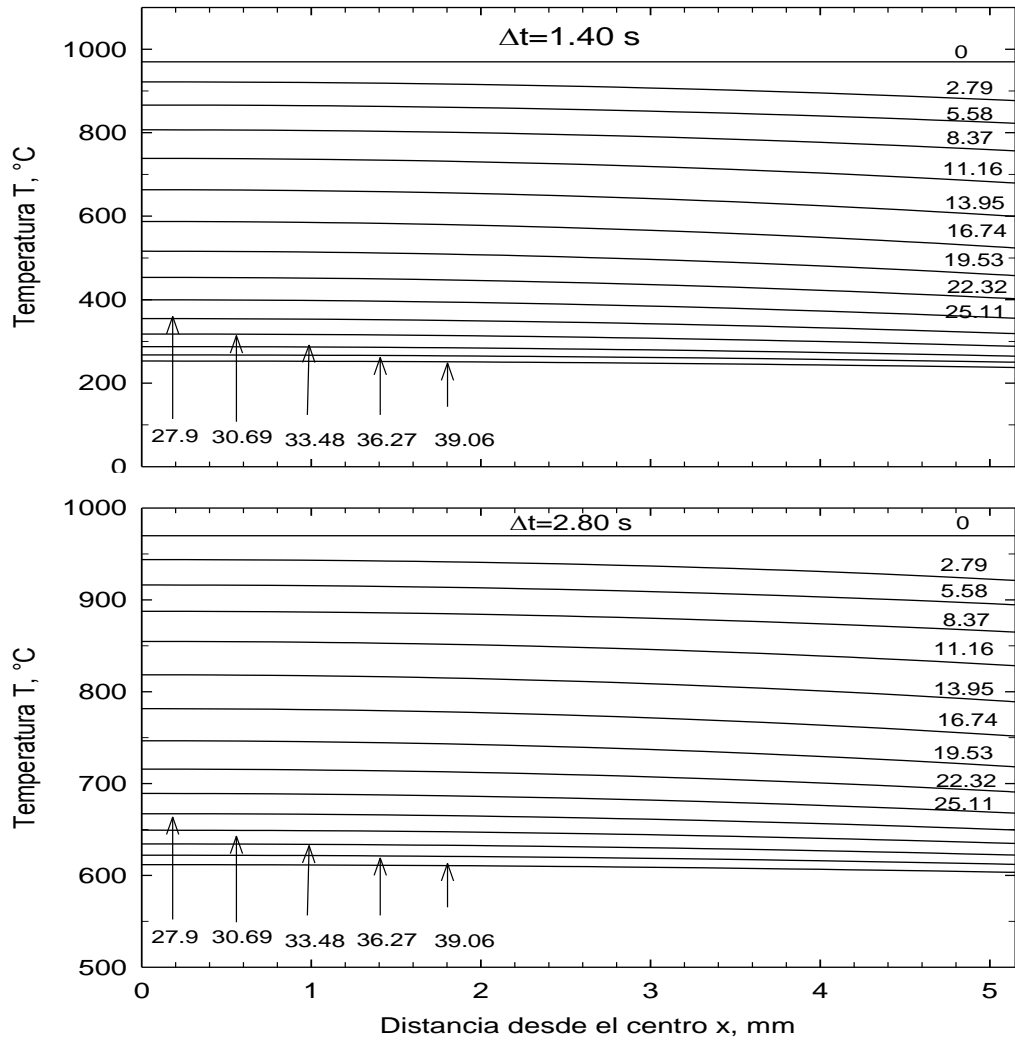


Fig. 4.25. Continuación

4.6 Coeficiente de transferencia de calor y número de Biot

La Figura 4.26, muestra al coeficiente de transferencia de calor calculado con el flujo de calor obtenido con la solución del problema inverso de conducción de calor y usando un paso de tiempo igual al período de adquisición de las temperaturas. Se presentan las curvas correspondientes a los casos de agitación normal, alta y a las mediciones con el termopar situado en el centro. Puede notarse cierta similitud en las curvas que presentan un coeficiente máximo entre 1200 y 1500 W/m²°C, que aparece entre los 500 y 600°C de temperatura superficial. Las curvas también muestran un segundo máximo a temperaturas entre 200 y 250°C atribuido al calor generado durante la transformación martensítica del acero. Dicho máximo varía en un amplio rango de 700 a 1400 W/m²°C. Finalmente, a temperaturas altas, la curva correspondiente a agitación normal presenta los menores valores del coeficiente de transferencia de calor, mientras que las otras curvas inician con valores de 400 a 600 W/m²°C, contrariamente a lo esperado para un enfriamiento que apenas se inicia.

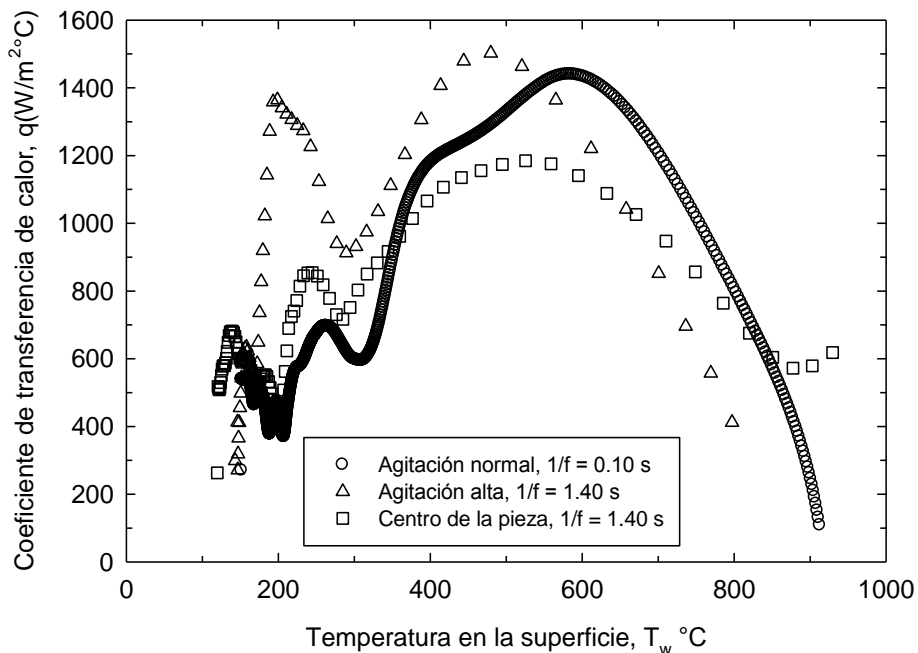


Fig. 4.26- Coeficiente de transferencia de calor obtenido a través del método inverso. Probeta con agitación normal y alta; y probeta con un termopar en el centro.

El coeficiente de transferencia de calor permite estimar al número de Biot, el cuál se muestra en la Figura 4.27 como una función de la temperatura de la superficie. Puede notarse que dicho número no alcanza en ningún punto el valor de 0.35. Este resultado representa esencialmente a un enfriamiento Newtoniano, es decir la pieza se enfría uniformemente a través de su sección transversal, tal como se demostró con los perfiles calculados de temperatura. Esta forma de enfriamiento es particularmente importante cuando se desea obtener una transformación martensítica uniforme en toda la sección del muelle para suspensión.

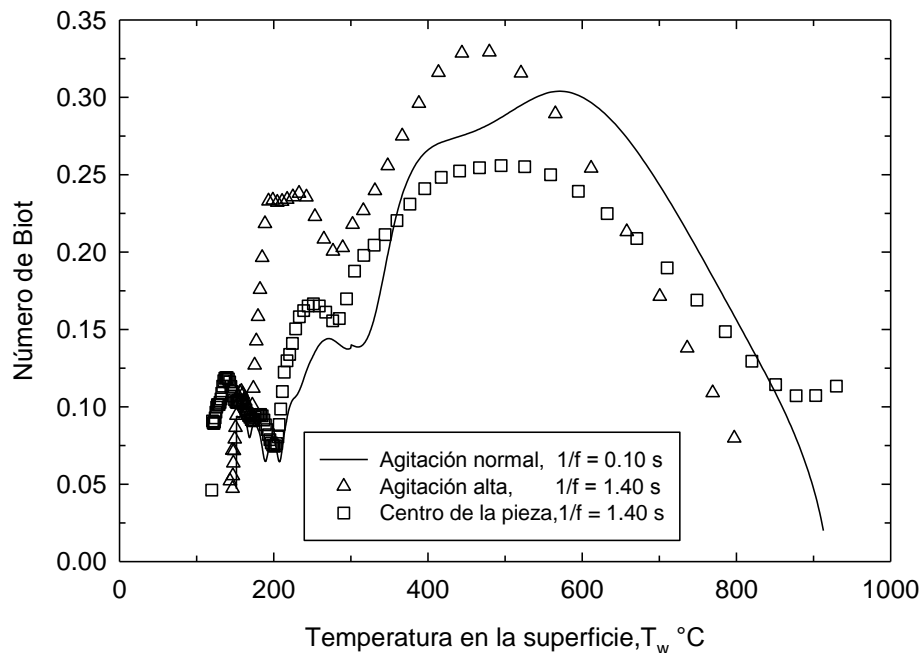


Fig. 4.27- Número de Biot estimado para una probeta con agitación normal y alta; y una probeta con un termopar en el centro.

Resumen y Conclusiones

- En esta tesis se analizaron curvas de enfriamiento obtenidas con termopares soldados a probetas de acero 5160 que fueron templadas desde su temperatura de austenizado sumergiéndolas en un tanque con aceite a 60°C.
- Se identificaron aquellas curvas de enfriamiento que fueron medidas adecuadamente de aquellas que presentaron una rapidez de enfriamiento muy irregular y por lo tanto no confiable para cualquier análisis posterior.
- Las curvas de enfriamiento correctamente medidas permitieron estimar en base al diagrama TTT la evolución de la proporción de fases durante el enfriamiento de la probeta.
- La evolución en la proporción de fases permitió estimar propiedades termo-físicas promediadas con dicha proporción. En el caso de la capacidad calorífica se introdujo a la pseudo-capacidad calorífica para contabilizar al calor latente de transformación de austenita a martensita.
- El código CONTA resuelve satisfactoriamente el problema inverso de conducción de calor, el cuál considera flujo unidimensional de calor. Se llevó a cabo un análisis de sensibilidad de los resultados con respecto al número de pasos futuros, r , al tamaño de paso, Δt , y a la separación entre nodos, Δx , encontrando que los valores de 2, 0.1s y 0.178 mm, respectivamente, proporcionan resultados de flujo de calor que son independientes de dichos valores.
- Se comprobó que se puede utilizar como condición a la frontera el flujo de calor determinado en la solución del problema inverso para obtener la solución numérica del problema directo de conducción de calor.
- Se encontró que las condiciones de agitación en el tanque no produjeron diferencias significativas en la evolución del flujo de calor, el cuál alcanzó hasta un valor máximo de 800 kW/m² a una temperatura superficial de ~650°C.
- Los máximos valores del coeficiente de transferencia de calor de hasta 1600 W/m²K en combinación con un semi-espesor de 5.5 mm produjeron números

máximos de número de Biot menor que 0.34. Por lo que puede afirmarse que se tiene un enfriamiento newtoniano, es decir, el campo de temperatura es uniforme dentro de la probeta durante el enfriamiento.

- Se demostró que el método desarrollado y aplicado al análisis de curvas de enfriamiento, puede considerarse exitosamente al templado de un acero ya que los flujos de calor predichos consideran la evolución del calor latente durante el cambio de fase de austenita a martensita.
- El correcto análisis en el fenómeno de transferencia de calor permite optimizar los procesos de tratamiento térmico, reduciendo tiempos y costos.

Bibliografía

ASM International. 1993. Heat Treating. (Volume 4 of the ASM Handbook), 14-50. United States of America: ASM International.

ASM International. 1991. Atlas of Time-temperature Diagrams for irons and Steels, 61-3, United States of America: ASM International.

B. Hernández-Morales, H.J. Vergara-Hernández, G. Solorio-Díaz and G.E. Totten. 2011. "Experimental and Computational Study of Heat Transfer During Quenching of Metallic Probes". *INTECH, Evaporation, Condensation and Heat transfer 12* (Septiembre): 49-72.

B. Lynn., Freborg A., Li Z. 2012. Probe Design to Characterize Heat Transfer during Quenching Process, USA: Chicago, Illinois.

Beck James V. 1970. "Nonlinear estimation applied to the nonlinear inverse heat conduction problem". *Int. J. of Heat Mass Transfer* 17(Septiembre): 703-716.

Beck James V. 1983. User's Manual for CONTA: Program for Calculating Surface Heat Fluxes from Transient Temperatures Inside Solids, United States: Sandia National Laboratories.

Comunicación privada, Dr. Francisco Alfredo García Pastor, CINVESTAV Saltillo, Febrero de 2015.

Da Silva A.D., Pedrosa T.A., Gonzalez-Mendez J.L., Xiaohui J., Cetlin P.R., Altan T. 2012. Distortion in Quenching an AISI 4140 steel C-Ring-Predictions and Experiments, Brazil: Federal University of Minas Gerais.

De Souza C.E., Friedel F.O.L, Totten E.G., Canale C.F.L. 2013. Quenching and Heat Transfer Properties of Aged and Unaged Vegetable Oils, Brazil: Universidade de Sao Paulo, Escola de Engenharia de Sao Carlos.

eFunda. Fundamental Engineering. Objectives of Heat Treatments. Disponible en: http://www.efunda.com/processes/heat_treat/introduction/heat_treatments.cfm (consultada el 20 de Enero de 2015).

Haji B.B.O, Elshayeb M., Elmayarni A. 2009. Unsteady State Thermal Behavior of Industrial Quenched Steel Bar, Australia: 18th World IMACS Congress and International Congress on Modelling and Simulation.

HIS Engineering360. Quenching Oils and Heat Treatment Fluids Information. Disponible en: http://www.globalspec.com/learnmore/materials_chemicals_adhesives/industrial_oils_fluids/quenching_oils_heat_treatment_fluids (consultado el 30 de enero de 2015).

Nadine El Kousseifi. 2012. Numerical simulation of boiling for industrial quenching processes. Tesis de doctorado, ParisTech(Institut des Sciences et Technologies Paris Institute of Technology)

Suhas V. Patankar. 1988. Computation of Conduction and Duct Flow Heat Transfer, United States: Innovative Research, Inc.

Sydney H. Avner. 1988. Introducción a la Metalurgia Física, 252-260. México. Editorial McGraw-Hill.

Taraba B., Duehring S., Spanielka J., Hajdu S. 2011. Effect of Agitation Work on Heat Transfer during Cooling in Oil ISORAPID 277HM, Bratislava: Slovak University of Technology in Bratislava.

Totten G.E., Bates C.E, Clinton N.A. 1993. Handbook of Quenchants and Quenching Technology, 32-1, United States of America: ASM International.

William D. Callister Jr. 1995. Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales, 281-282. México. Editorial Reverté.

Apéndices

Código CONTA

A continuación se describen los archivos DA1 y DA2 así como el archivo OUT. En los dos primeros se determinan los parámetros que utilizará el código CONTA para determinar el flujo de calor.

Archivo DA1

NCASE,ICONVR,IPNT,IFUTUR,NREG

101 0 0 3 2

***NCASE** es una etiqueta (numérica) para identificar a la corrida*

***ICINVR** es un índice para solicitar cambio de unidades. Si **ICONVR=0** entonces no se realiza ningún cambio*

***IPNT** es un índice para solicitar impresiones de cantidades adicionales (p. ej. coeficientes de sensibilidad). Si **INPT=0** no se imprime nada adicional*

***IFUTUR** es un índice de número de pasos futuros*

***NREG** es el número de regiones en que se subdivide al sistema*

MATERIAL INDICES

1,1

Definen al material para cada región

WIDTH OF EACH REGION

0.000050,0.00514995

Definen al espesor de cada región

No. OF NODES IN EACH REGION

3,30

Definen al número de nodos en cada región

No. OF TEMPERATURE SENSORS

1

Definen al número de termopares

THERMOCOUPLE INTERFACE INDICES

1

Define la posición de cada uno de los termopares. En este caso indica que el termopar se encuentra en la intercara que separa a las regiones 1 y 2.

CORR

0.000

Define valores a adicionar a las temperatura medidas

ISKIP,NTIM,IPDAT,NOTIM

1 1101 0 0

ISKIP es un índice que permiten "saltar" algunos valores de la tabla de datos experimentales. Si **ISKIP=1** se utiliza la tabla completa, si **ISKIP=2** se utiliza un valor sí y uno no, etc.

NTIM es un índice que define el número de datos experimentales para cada termopar. Su valor máximo es 1260

IPDAT es un índice que define si se imprimen (=0) o no (=1) los valores experimentales de temperatura

NOTIM es un índice que define si los valores de tiempo correspondientes a las temperaturas experimentales los dará el usuario en forma de tabla (**NOTIM=1**) o se calcularán automáticamente (**NOTIM=0**)

DTNOT,TSTART

0.1 -0.3

DTNOT es el valor de Delta t que se utilizará para generar los valores de tiempo asociados con las temperaturas medidas.

TSTART es el valor de tiempo inicial para las temperaturas medidas. Nótese que tomo un valor negativo y que es igual a **-DTNOT*IFUTUR**. Esta definición está relacionada con el concepto de tiempos futuros.

NQBC,CORRTE,NTIMQ,NOTIMQ,ISKIPQ

1 0 0 0 0

NQBC es un índice que define la condición de frontera en $x=L$. **NQBC=0** si se conoce una historia térmica en esa frontera; **NQBC=1** si la frontera está aislada térmicamente; y 3) **NQBC=2** si se conoce una historia de flux de calor en $x=L$.

CORRTE es un valor para "corregir" la historia térmica en $x=L$ (para **NQBC=0**)

NTIMQ es el número de valores de tiempo y de flux de calor en $x=L$ (para **NQBC=2**)

NOTIMQ es un índice que define si los tiempos asociados con la historia de flux de calor los dará el usuario (**NOTIMQ=1**) o no (**NOTIMQ=0**). En este segundo caso se utilizarán los valores para las temperaturas medidas por los termopares.

ISKIPQ es un índice que define si se utilizará la tabla de flux de calor completa (**ISKIPQ=1**) o si se tomará un valor sí y uno no (**ISKIPQ=2**)

ISTTIM,DELTIM,TIMEMX,INITEM

1 0.05 110.3 0

ISTTIM es un índice que indica en que tiempo se inician los cálculos. Si **ISTTIM=1** los cálculos se inician con el primer valor de tiempo

DELTIM es el paso de tiempo que se utilizará en los cálculos ($< 0 = a$ **DTNOT**)

TIMEMX es el máximo tiempo que se utilizará en los cálculos

INITEM es un índice que define si la distribución inicial de temperatura se leerá de un archivo (**INITEM=1**) o si el programa considerará una distribución inicial uniforme e igual al valor de temperatura correspondiente a tiempo=0 (**INITEM=0**)

No. OF MATERIALS

1

Define al número de materiales para los que se dará información de propiedades .termofísicas

INDICES OF THERMAL CONDUCTIVITY/MAT.

1 15

Material y número de datos en la tabla de las conductividades térmicas.

TEMPERATURE,THERMAL CONDUCTIVITY

0	28.2
100	29.15
200	30.1
300	22.36
400	22.46
500	23.49
600	24.52
700	25.3

800	26.5
900	27.7
1000	28.9
1100	30.1
1200	31.3
1300	32.5
1400	33.7

Tabla de Temperatura, Conductividad Térmica

INDICES OF DENSITY-SPECIFIC HEAT/MAT

1	15
---	----

Material y número de datos en la tabla del producto $\rho \cdot C_p$

TEMPERATURE, DENSITY-SPECIFIC HEAT

0	9028282.474
100	9162658.722
200	9297034.971
300	4078002.5
400	4187522.6
500	4290162.5
600	4381915.9
700	4476504
800	4560760
900	4645016
1000	4729272
1100	4813528
1200	4897784
1300	4982040
1400	5066296

Tabla de Temperatura, $\rho \cdot C_p$

Archivo DA2

En este archivo se indican los datos de temperatura obtenidos con la medición del termopar.

915.2940

913.6957

912.0694

910.4152

908.7331

907.0231

905.2851

903.5191

901.7252

899.9034

898.0536

896.1759

.

.

.

152.7700

152.6689

152.5685

152.4683

152.3680

152.2679

152.1676

152.0676

151.9674

151.8663

151.7647

151.663

DA1.OUT

El archivo de salida proporciona datos sobre la temperatura calculada en el tiempo correspondiente así como la diferencia con la temperatura medida, también se incluye el flujo de calor respectivo.

BLOCK 1

```
NCASE  ICONVR  IPNT  IFUTUR  NREG
101     0     0     2     2
```

COMMENT:SINCE ICONVR=0,THE UNITS SHOULD BE CONSISTENT

COMMENT:THE NO. OF FUTURE TIME STEPS IS 2

BLOCK 2

MATERIAL (MAT(J),J=1,NREG)

```
1     1
```

BLOCK 3

REGION WIDTHS (TL(I),I=1,NREG), IN CONSISTENT UNITS

```
0.00005  0.00515
```

BLOCK 4

NUMBER OF NODES PER REGION (MN(J),J=1,NREG)

```
3     20
```

Se imiten datos por simplicidad, finalmente el archivo proporciona los datos de la temperatura calculada en la superficie así como su diferencia con la temperatura medida y la diferencia entre el error.

TIME	CAL. TEMP.	ERROR	RMS	Q-CONSISTENT UNITS	SURFACE TEMP.
-0.1000	912.998	0.698	0.698E+00	-0.32852E+05	0.91277E+03
0.0000	911.772	0.297	0.536E+00	-0.45861E+05	0.91167E+03
0.1000	909.949	0.466	0.514E+00	-0.56240E+05	0.90965E+03
0.2000	908.450	0.283	0.467E+00	-0.66117E+05	0.90828E+03
0.3000	906.658	0.365	0.448E+00	-0.74855E+05	0.90630E+03
0.4000	905.017	0.268	0.424E+00	-0.83226E+05	0.90478E+03
0.5000	903.208	0.311	0.410E+00	-0.90981E+05	0.90280E+03
0.6000	901.469	0.257	0.394E+00	-0.98490E+05	0.90118E+03

0.7000	899.626	0.277	0.383E+00	-0.10560E+06	0.89916E+03
0.8000	897.807	0.247	0.371E+00	-0.11253E+06	0.89746E+03
.
.
108.3000	153.075	0.000	0.629E-01	-0.25105E+05	0.15299E+03
108.4000	152.973	-0.001	0.628E-01	-0.25076E+05	0.15289E+03
108.5000	152.872	-0.001	0.628E-01	-0.25037E+05	0.15278E+03
108.6000	152.771	-0.001	0.628E-01	-0.25002E+05	0.15269E+03
108.7000	152.670	-0.001	0.628E-01	-0.24968E+05	0.15258E+03
108.8000	152.569	-0.001	0.627E-01	-0.24930E+05	0.15249E+03
108.9000	152.469	-0.001	0.627E-01	-0.24896E+05	0.15238E+03
109.0000	152.369	-0.001	0.627E-01	-0.24864E+05	0.15229E+03
109.1000	152.268	-0.001	0.626E-01	-0.24836E+05	0.15218E+03
109.2000	152.168	-0.001	0.626E-01	-0.24808E+05	0.15209E+03
109.3000	152.068	-0.001	0.626E-01	-0.24782E+05	0.15198E+03
109.4000	151.968	0.000	0.626E-01	-0.24769E+05	0.15189E+03
109.5000	151.866	0.000	0.625E-01	-0.24767E+05	0.15178E+03

Código CONDUCT

Este código consta de dos archivos el primero llamado DATOS_CONTA y el segundo DATOS. Al final el programa devuelve los archivos llamados TEMPERATURA y TERMOPAR. Los cuales se especificaran con mayor detalle más adelante.

DATOS_CONTA

Este archivo contiene los datos de la temperatura calculada y el flujo de calor que se obtuvo con el código CONTA.

DATOS

Este archivo consta de tres líneas.

0.00515 0.000050

30 3 0.01

2

Primera Línea

Semi-espesor de la placa de metal (m), distancia desde la cara caliente al centro del termopar (m)

Segunda Línea

Número de volúmenes de control en la región 1, detrás del termopar, y en la región 3, frente al termopar. Número de veces que se incrementa el no. de vols. de control, y tamaño de paso de tiempo, segundos.

Tercera Línea

Metal considerado, 1 = Acero Inoxidable 304, 2 = acero 5160

TEMPERATURA

Este archivo da como resultado un perfil de temperatura a lo largo del espesor de la placa.

t(s)	x(mm)	T(°C)
0.000	0.000	913.70
0.000	0.085	913.70
0.000	0.255	913.70
0.000	0.425	913.70
0.000	0.595	913.70
0.000	0.765	913.70

0.000	0.935	913.70
0.000	1.105	913.70
0.000	1.275	913.70
0.000	1.445	913.70
.	.	.
.	.	.
109.605	4.675	144.50
109.605	4.845	144.24
109.605	5.015	143.97
109.605	5.108	143.81
109.605	5.125	143.79
109.605	5.142	143.76

TERMOPAR

Este archivo proporciona datos de las temperaturas calculadas por medio del método directo en el que al utilizar los datos de flujo de calor resuelto por el método inverso calcula temperaturas muy próximas a las medidas.

Tiempo(s)	Temp. calc.(C)	Temp. medida (C)	Diferencia	E(J/m2)
0.000	913.695	913.695	0.0000E+00	0.0000E+00
0.010	913.179	913.532	0.3538E+00	-0.6893E+03
0.020	912.868	913.370	0.5021E+00	-0.1402E+04
0.030	912.619	913.207	0.5883E+00	-0.2138E+04

.
.
109.555	143.879	151.911	0.8032E+01	-0.1968E+08
109.565	143.869	151.901	0.8033E+01	-0.1968E+08
109.575	143.858	151.891	0.8033E+01	-0.1968E+08
109.585	143.848	151.881	0.8033E+01	-0.1968E+08
109.595	143.838	151.871	0.8033E+01	-0.1968E+08
109.605	143.827	0.000	-0.1438E+03	-0.1968E+08

