



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA
DE MÉXICO**

FACULTAD DE QUÍMICA

**EFFECTO DE LA PROFUNDIDAD EN EL BAÑO
DE TEMPLE Y LA VELOCIDAD DE
INMERSIÓN SOBRE LA EXTRACCIÓN DE
CALOR DE UNA PROBETA TEMPLADA EN
AGUA QUIETA.**

T E S I S

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

PRESENTA:

ITZEL MORALES HERNÁNDEZ



MÉXICO, D. F.

2010



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

Jurado asignado:

Presidente: Prof. JOSÉ BERNARDO HERNÁNDEZ MORALES

Vocal: Prof. JOSÉ ANTONIO BARRERA GODÍNEZ

Secretario: Prof. ALBERTO INGALLS CRUZ

1er Suplente: Prof. SERGIO GARCÍA GALÁN

2do Suplente: Prof. BALBINA OJEDA RAMÍREZ

Sitio donde se desarrolló el tema:

Departamento de Ingeniería Metalúrgica

Facultad de Química, U.N.A.M., Edificio D, Laboratorio 005

Asesor del tema:

Dr. José Bernardo Hernández Morales

Sustentante:

Itzel Morales Hernández

Agradecimientos

A mis padres, Elena y Gabriel. Por todo su amor, dedicación y enseñanzas. Gracias por creer en mí y por apoyarme en todas las decisiones que he tomado. Sé que no hay palabras para agradecer una vida de entrega, esfuerzo y sacrificios, pero mi triunfo es el de ustedes, ¡los amo!

A Sarai. Por estar a mi lado en los momentos más difíciles y por escucharme siempre que lo necesito. Eres mi mejor amiga y sabes que cuentas conmigo siempre. ¡Te amo hermanita!

A José Luis. Por todo tu amor, apoyo, comprensión y motivación. Gracias por todo lo que hemos vivido juntos, por todo lo que me has enseñado, y por hacer más perfecto aquello en que creo: ¡TE AMO!

A mi familia. Por todo el cariño que me han brindado, por sus consejos y apoyo incondicional. Sé que todos ustedes comparten conmigo este triunfo.

A mis amigos. Por todo el afecto, compañía y buenos momentos que me han dado. Gracias por hacer de mi estancia en la Facultad de Química la mejor etapa de mi vida.

A mis maestros. Por todo el conocimiento, orientación y motivación que me brindaron. Quisiera agradecer especialmente al Dr. José Bernardo Hernández Morales por su asesoramiento y estímulo para seguir aprendiendo.

A mi segunda casa, la Universidad Nacional Autónoma de México. Por mi formación personal y profesional.

Al término de esta grandiosa etapa de mi vida, quisiera agradecerles a todos por formar parte de mí.

Con todo mi amor y cariño dedico este trabajo a la memoria de mi abuelo:

Ángel Hernández,

y a mis hermosas abuelas: *Martha Castillo y María Elena Sierra.*

1. INTRODUCCION

En años recientes ha surgido la metodología de Ingeniería de Procesos Metalúrgicos, que utiliza modelos matemáticos, modelos físicos y mediciones en laboratorio y planta para modelar y simular a los procesos de manufactura de componentes ingenieriles con el objetivo de diseñarlos, controlarlos y optimizarlos.

En el marco de la Ingeniería de Procesos Metalúrgicos, el comportamiento de los sistemas de manufactura se describe mediante modelos matemáticos determinísticos basados en fenómenos de transporte. Por las características de los sistemas de interés, las ecuaciones diferenciales parciales que definen a la variación de los campos de interés con el tiempo son siempre no lineales, por lo que estos modelos se resuelven numéricamente. Por otra parte, la disponibilidad de nuevo equipo de cómputo de alto rendimiento ha impulsado el desarrollo de numerosos métodos numéricos para la solución de las ecuaciones diferenciales parciales que constituyen a los modelos matemáticos de ingeniería.

En particular, en los últimos 60 años se han realizado esfuerzos para comprender y controlar a los fenómenos que ocurren durante los procesos de temple de piezas metálicas. Debido a que las propiedades de interés de las piezas templadas son función de la evolución de la distribución de los componentes microestructurales, este sub-campo de la Ingeniería de Procesos Metalúrgicos se ha denominado Ingeniería Microestructural. De estas investigaciones se ha determinado que la deformación y los esfuerzos residuales en una pieza tratada térmicamente, se originan durante la evolución de los gradientes de temperatura y de componentes microestructurales significativos.

La condición de frontera térmica es un parámetro crucial para la resolución de los modelos matemáticos de la Ingeniería Microestructural. En los procesos de temple la caracterización experimental de las condiciones de frontera térmica se dificulta debido a:(1) las altas temperaturas involucradas, (2) los errores experimentales asociados con la medición de temperaturas utilizando termopares, y (3) la

presencia de fenómenos de ebullición. Una metodología alternativa consiste en estimar tanto a la densidad de flujo de calor como a la temperatura de superficie a partir de la respuesta térmica medida al interior de la pieza; este problema es conocido como el “Problema Inverso de Conducción de Calor” (IHPC, de sus iniciales en inglés). Con el avance en la tecnología de cómputo se han desarrollado algoritmos encaminados a la estabilidad de la solución del IHPC, con precisión aceptable.

La interpretación de los resultados numéricos provenientes de la resolución del IHPC permite conocer y comprender a las etapas de extracción de calor durante el temple, las cuales influyen en las transformaciones que sufre el material y con su microestructura una vez finalizado el tratamiento térmico. De esta manera es posible decidir cuáles son las condiciones óptimas de operación.

Se ha estudiado y publicado el efecto de diversos parámetros de operación en la extracción de calor durante el temple, como son: la temperatura del medio de temple, la temperatura de austenización de la probeta y la agitación del medio de temple; lo contrario ocurre en el caso del efecto que tiene la posición final de una pieza dentro del baño de temple y la velocidad a la cual entra al mismo.

Una de las hipótesis planteadas establece que al aumentar la profundidad de la pieza dentro del tanque de temple la extracción de calor aumentará puesto que durante la inmersión de la probeta se logrará acelerar la ruptura de la capa de vapor que la rodea durante las etapas iniciales del temple. Además, durante dicho periodo se promoverá el intercambio del medio de temple caliente que rodea a la pieza por medio de temple frío, el cual proviene de las inmediaciones del sistema. Otra hipótesis, complementaria, es que al aumentar la velocidad de inmersión de la probeta habrá una mayor extracción de calor puesto que se incrementa la magnitud de la velocidad en la cercanía de la probeta (capa límite), y por ende la contribución convectiva, haciendo que la capa de vapor sea menos estable.

Por lo tanto, esta investigación tiene como finalidad analizar cómo afectan estas dos condiciones de operación a las etapas de extracción de calor durante el

temple y a la cinemática del frente de mojado de una probeta cilíndrica de acero AISI 304, con punta cónica, mediante experimentos realizados utilizando agua quieta a 60°C como medio de temple. El análisis se basa en el uso de la respuesta térmica de los tres termopares embebidos en la probeta, y en la estimación de la condición de frontera térmica (como historia de densidad de flux de calor y respuesta térmica superficiales). El diseño experimental consideró dos variables: la velocidad y la profundidad de inmersión a dos niveles.

2. ANTECEDENTES

Los tratamientos térmicos son operaciones que involucran ciclos de calentamiento y enfriamiento controlados, para obtener microestructuras específicas. De esta manera se logran obtener combinaciones de propiedades mecánicas, que dan a una pieza metálica las condiciones más convenientes para su empleo. De manera general, un tratamiento térmico no modifica la composición química de un acero, pero puede aportar modificaciones a su estructura, con lo cual se modifican también sus propiedades.

Uno de los tratamientos térmicos utilizados comúnmente es el proceso de temple. El temple consiste en enfriar una pieza de acero de tal manera que se lleve a cabo la transformación martensítica. Mediante una selección cuidadosa de las variables de proceso se producirá un material con la microestructura óptima y, por lo tanto, con las propiedades mecánicas deseadas.

Para definir la relación entre las condiciones de un proceso de temple y las propiedades mecánicas finales de un componente, la Ingeniería Microestructural (es decir, la aplicación de modelos físicos y modelos matemáticos) ha tenido mayor aceptación que cualquier otra técnica debido a la gran cantidad de información detallada del proceso que se puede obtener. El método de análisis comprende conceptos de: fenómenos de transporte, mecánica de sólidos y metalurgia física, para calcular la distribución de esfuerzos y la distorsión de las piezas templadas, como resultado de las complejas interacciones entre los fenómenos térmicos, mecánicos y microestructurales que se presentan durante el enfriamiento [2].

2.1 Temple

El temple es un tratamiento térmico que consiste en: (1) austenizar (mantener a la pieza de acero a una temperatura tal que se encuentre dentro de la zona de la fase austenítica) una pieza de acero total o parcialmente, (2) enfriarla rápidamente para que se lleve a cabo la transformación de austenita a martensita[1].

La martensita es la estructura final del temple. Es una solución sólida sobresaturada de carbono, de la misma composición que la austenita inicial. La transformación de la austenita a martensita ocurre por un cambio de red cristalina, con poco desplazamiento de los átomos de hierro. La martensita cristaliza en el sistema cúbico tetragonal, tiene una gran dureza (de 50 a 68 Rockwell C) y una morfología de agujas visible bajo el microscopio óptico. Estas agujas están orientadas en el interior de cada grano inicial según tres direcciones paralelas a los lados de un triángulo equilátero.

El endurecimiento de la martensita es de orden físico-químico; cada átomo de carbono, más voluminoso que el intersticio en el que está insertado, separa a los dos átomos de hierro vecinos; así la red del hierro se distorsiona significativamente y estas perturbaciones bloquean el movimiento de las dislocaciones y endurecen el acero [1].

Cuando la pieza tratada alcanza la temperatura correspondiente a M_s (temperatura de inicio de la transformación martensítica), una fracción pequeña de austenita se transforma en martensita con la aparición de agujas que nacen con sus dimensiones definitivas. Si después continúa el enfriamiento, para cada decremento de temperatura se transforma una nueva fracción de austenita; por lo que mantener la pieza a temperatura constante no hace progresar la reacción. La transformación martensítica es más completa en cuanto más baja sea la temperatura de enfriamiento [1].

Es posible acelerar el enfriamiento desde la región de austenita y controlar la transformación de ésta en bainita o martensita para controlar propiedades mecánicas tales como dureza. La máxima dureza posible después de un tratamiento de temple está en función del contenido de carbono, los elementos aleantes presentes y el medio de enfriamiento. El conocimiento del proceso de temple para un acero dado comprende el estudio de la influencia de cada uno de estos factores [3].

2.2 Templabilidad en aceros

La templabilidad se refiere a la capacidad del acero para ser transformado de austenita a martensita a una profundidad dada, bajo ciertas condiciones de enfriamiento predefinidas. Esta definición refleja la naturaleza empírica de la templabilidad del acero, por lo que se han realizado distintos experimentos para medir o describir la templabilidad de varias clases de acero. Entre los experimentos más importantes están el cálculo de templabilidad en términos del diámetro crítico ideal y el ensayo Jominy [4].

Se denomina “*diámetro crítico ideal*” (D_i) de un acero, al diámetro (expresado en pulgadas) del mayor redondo de ese acero en cuyo centro se consigue una estructura del 50% de martensita, después de ser enfriado desde la temperatura de temple en un medio de enfriamiento teórico, cuya capacidad de absorción de calor fuese infinita [5].

El procedimiento general para calcular la templabilidad de un acero es el de determinar el tamaño de grano ASTM y composición química del acero, para posteriormente introducir el porcentaje de cada elemento aleante en un ecuación empírica cuya base es el múltiplo de diversos factores multiplicativos de aleación [4].

El ensayo Jominy (ASTM A 255) es el procedimiento más utilizado para evaluar la templabilidad de aceros. En este ensayo, una barra cilíndrica de 100 mm (4 in) de largo por 25.4 mm (1 in) de diámetro es austenizada a la temperatura apropiada para la aleación por un lapso aproximado de treinta minutos y al final enfriada rápidamente por medio de un chorro de agua a 27°C que impacta solamente en su base. Este proceso provee valores de dureza asociados con varias posiciones de la barra, que representan diferentes valores de la rapidez de enfriamiento [4, 5].

2.3 Mecanismos de transferencia de calor durante el temple [3]

La rapidez de enfriamiento de una pieza depende, principalmente, del enfriamiento en la superficie, pues todo el calor se extrae a través de la misma. Para medios volátiles, la historia de rapidez de enfriamiento superficial se subdivide en tres

distintas etapas (en orden de mayor a menor temperatura superficial): 1) etapa de enfriamiento en presencia de capa de vapor (Etapa A), 2) etapa de enfriamiento con ebullición nucleada (Etapa B) y 3) etapa de enfriamiento por convección sin ebullición (Etapa C). En la Figura 2.1 se ilustran estas etapas y su impacto sobre la curva de enfriamiento. Cabe mencionar que el cambio de una etapa a otra no es abrupto.

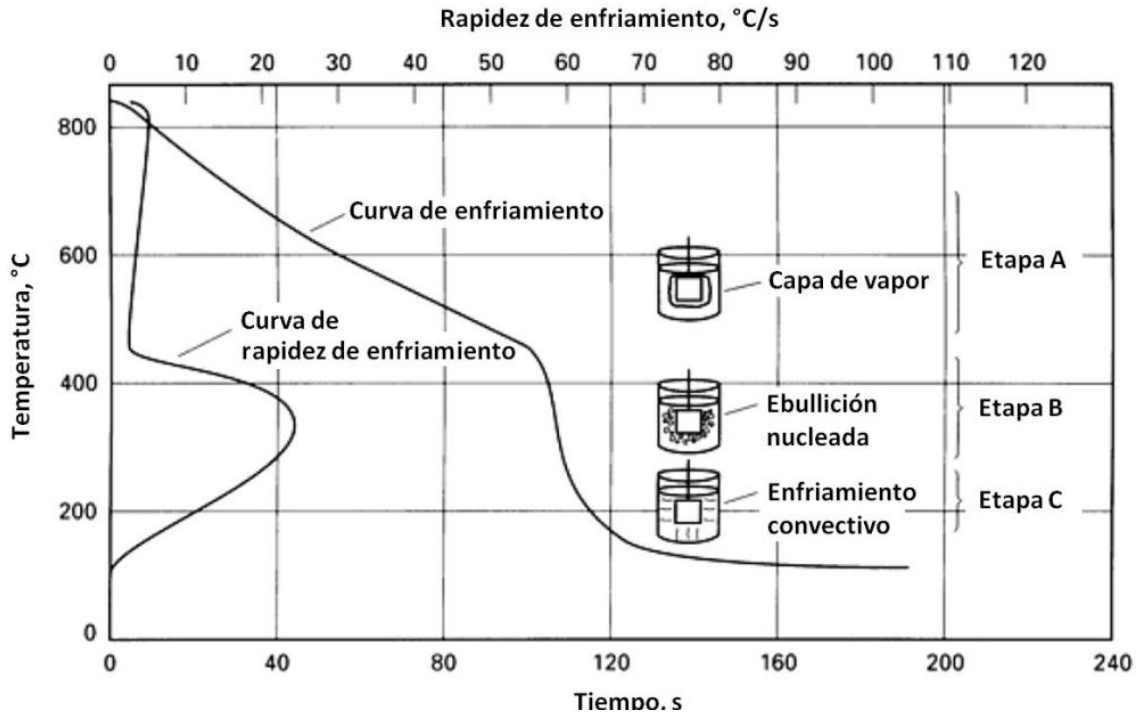


Figura 2.1. Mecanismos de enfriamiento y transferencia de calor en un proceso de temple en un medio volátil [3].

2.3.1 Etapa A

Se caracteriza por la formación de una capa de vapor continua y estable que rodea a la superficie de la pieza (ver Figura 2.2). Esto ocurre cuando el líquido se pone en contacto con la superficie caliente y se vaporiza inmediatamente, originando la formación de una capa de vapor alrededor de la pieza. El calor total perdido es aquel necesario para vaporizar al líquido más una pequeña cantidad de calor perdido por radiación a través de la capa de vapor. El enfriamiento en esta etapa ocurre por conducción y radiación a través de la película de vapor y por lo

tanto es relativamente lento, ya que el vapor actúa como un aislante. Esta etapa no es detectable en soluciones acuosas frías de solutos no volátiles tales como cloruro de sodio, cloruro de potasio, cloruro de litio o hidróxido de sodio. Las curvas de enfriamiento para estas soluciones inician casi inmediatamente con la etapa B. Para controlar las propiedades mecánicas, específicamente la dureza, usualmente se trata de minimizar el tiempo de permanencia en la etapa A. Esto se debe a que en presencia de la capa de vapor se tiene la menor rapidez de extracción de calor, y si el tiempo de duración de esta etapa es grande, se corre el riesgo de que ocurran transformaciones distintas a la martensítica [6].

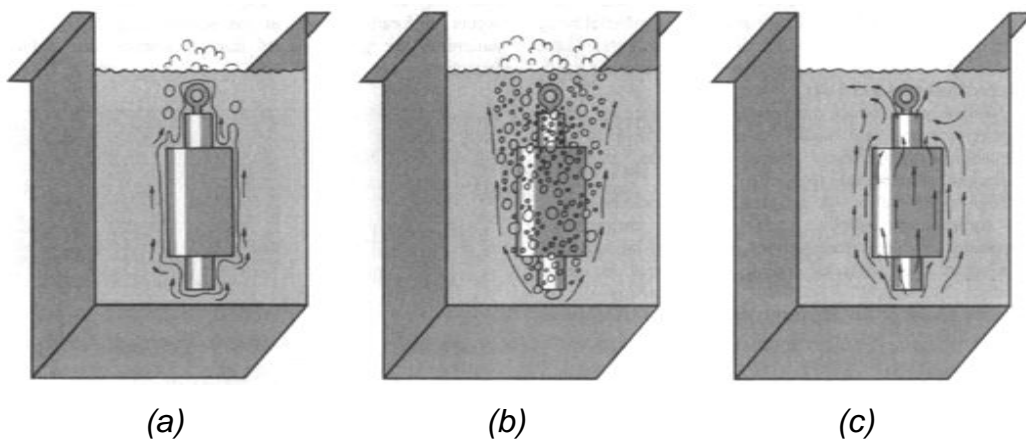


Figura 2.2. Representación esquemática de las tres etapas de extracción de calor durante el temple en agua: a) formación de la capa de vapor; b) rompimiento de la capa de vapor y ebullición en presencia de burbujas; c) enfriamiento convectivo [7].

2.3.2 Etapa B

En esta etapa se tiene la mayor rapidez de transferencia de calor. Inicia cuando el líquido entra en contacto con la pieza, provocando que la capa de vapor se colapse y que la temperatura superficial del metal disminuya; este es el fin de la fase de la capa de vapor. El calor se transfiere rápidamente durante esta etapa porque el líquido de enfriamiento se reemplaza continuamente. Este calor es removido como calor de vaporización. El punto de ebullición del medio de temple determina el término de esta etapa. El tamaño y la forma de las burbujas de vapor controlan la duración de la etapa B, además de la rapidez de enfriamiento

producida dentro de ésta. Para obtener altos valores de propiedades mecánicas la rapidez de enfriamiento en la etapa B debe ser maximizada. Para líquidos de alto calor de vaporización, como el agua, ésta etapa presenta un proceso especialmente rápido [6].

2.3.3 Etapa C

La rapidez de enfriamiento en esta etapa es más lenta que la desarrollada en la etapa B. La etapa C comienza cuando la rapidez de flujo de calor es tal que no alcanza a mantener a la ebullición; por lo que ésta cesa y la superficie de la pieza entra en contacto completamente con el medio de enfriamiento. Esta etapa de enfriamiento se lleva a cabo por los mecanismos de conducción y convección [6].

2.3.4 Efecto de una geometría compleja sobre la de extracción de calor

Las etapas de extracción de calor disentidas anteriormente se han estudiado en probetas de geometría simple. Cuando la geometría es compleja, las diferentes etapas de transferencia de calor pueden llevarse a cabo de manera simultánea. En la Figura 2.3 se muestra el campo térmico, junto con las etapas que lo definen, para el temple de un engrane inmerso en un líquido volátil. Como puede apreciarse, es posible que varias de las etapas ocurran simultáneamente en la pieza [6].

2.4 Frente de mojado

En los procesos no estacionarios como el temple, los fenómenos de ebullición locales son función del tiempo y de la posición a lo largo de la probeta [9]. Este comportamiento conduce a la generación de un frente de mojado, que es la frontera móvil entre la película de vapor y la presencia de burbujas, es decir, la transición entre la Etapa A y B (Figura 2.4). La evolución del frente de mojado, es decir, la cinemática del frente de mojado, determina en gran medida la evolución del campo térmico y microestructural durante el temple y, por lo tanto, debe ser cuidadosamente caracterizado. En la industria comúnmente se emplean diversos medios con alta severidad de temple, lo que resulta en dos casos distintos: (1) un

frente de mojado ascendente lento (típico en agua) y (2) un frente de mojado ascendente rápido (como el producido al utilizar una solución polimérica) [10].

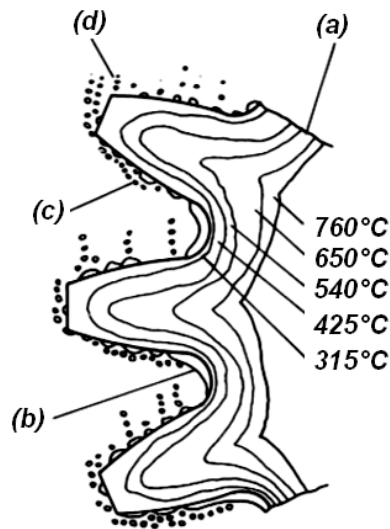


Figura 2.3. Campo térmico y mecanismos de enfriamiento presentes en la periferia de un engrane inmerso en un líquido volátil durante el temple: (a) campo térmico en el núcleo caliente del engrane; (b) capa de vapor; (c) burbujas de vapor (atrapadas);(d) burbujas de vapor escapando y condensando [8].

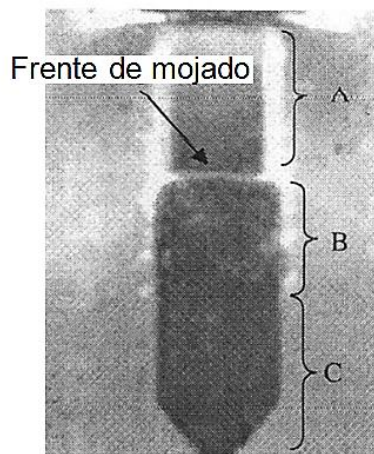


Figura 2.4. Imagen tomada 11.2 s después de la inmersión de una probeta de acero inoxidable templada en agua a 60°C (flujo de 0.20 m/s) donde se señala el frente de mojado y las tres etapas de extracción de calor: capa de vapor estable (A); ebullición con presencia de burbujas (B); y convección pura (C) [11].

En la Figura 2.5 se observan las etapas de enfriamiento y el avance del frente de mojado de una probeta de acero austenizada que se templó tanto en agua como en aceite a 60°C. También se han realizado estudios similares con otros medios de enfriamiento incluyendo otros tipos de aceite y soluciones poliméricas. En ambos incisos se observa que las tres etapas de enfriamiento pueden coexistir en la superficie de la probeta simultáneamente. Esto puede afectar de manera significativa a la transferencia de calor que se produce en la superficie de la probeta durante el temple, y los posibles gradientes térmicos resultantes contribuirían a un enfriamiento no uniforme, el cual es indeseable. [7].

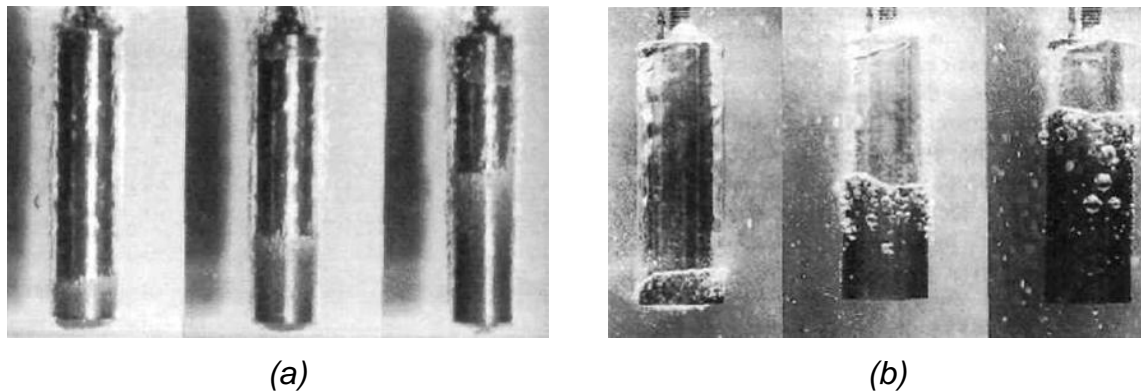


Figura 2.5. Secuencia de fotografías de una probeta cilíndrica de acero templada en: (a) aceite a 60°C sin agitación, (b) agua a 60°C sin agitación [7].

Künzelet *et. al.* [8, 12] estudió la cinemática del frente de mojado en probetas cilíndricas de una aleación Cr-Ni, enfriadas en agua. La técnica experimental se basa en la medición de la conductancia eléctrica a través de un circuito que conecta la probeta y un electrodo: cuando la probeta está rodeado por una película de vapor la conductancia es baja, mientras que aumenta cuando la probeta es humedecida por el medio de temple. Al mismo tiempo, un termopar situado en el centro de la probeta mide la respuesta térmica. Mediante esta técnica experimental se pueden obtener valores de conductancia eléctrica (que es proporcional al área mojada), temperatura y tiempo, lo que proporciona un medio para estimar los valores para la temperatura y el tiempo asociados con el comienzo y el final del frente de mojado.

Un método alternativo para caracterizar la cinemática del frente de mojado se basa en la captura de la respuesta térmica en varios lugares a lo largo de una probeta cilíndrica, cerca de su superficie [13]. Esta información puede utilizarse para deducir la transición local de enfriamiento "lento" a "rápido", con lo que se puede estimar la velocidad del frente de mojado. Basado en las curvas de temperatura vs. tiempo medidas cerca de la superficie de la pieza templada, se ha demostrado que la frontera móvil genera gradientes térmicos en piezas metálicas durante su temple [14], los que a su vez impactan a la evolución microestructural y a la magnitud los esfuerzos residuales, por lo que se aumenta la probabilidad de distorsión e incluso de fractura [15].

Con respecto al material de la probeta, Kobasko y Timchenko [16] han mostrado que las propiedades termofísicas del mismo tienen un impacto en la velocidad del frente de mojado. Procesos de temple recientemente desarrollados [17] han impulsado el desarrollo de técnicas experimentales para cuantificar la cinemática del frente de mojado durante el temple con convección forzada que proporcionen los parámetros necesarios para implementar dichos procesos en la industria.

Por ejemplo, Kobasko *et al.* [18] utilizan una esfera de plata para medir las llamadas primera y segunda densidades críticas de flujo de calor. La primera densidad crítica de flujo de calor (q_{cr1}) es el máximo flujo de calor, que normalmente se produce 0.1 s después de la inmersión inicial del metal caliente, antes de que la capa de vapor se establezca por completo. La segunda densidad crítica de flujo de calor (q_{cr2}) es el flujo de calor mínimo en que se produce la transición entre la capa de vapor establecida completamente y la ebullición con presencia de burbujas. En los experimentos, la respuesta térmica en el centro geométrico de la probeta fue registrada mediante un termopar y la evolución del nivel de ruido fue grabada mediante micrófonos situados cerca de la esfera. Sin embargo, esta técnica no permite la determinación de la velocidad del frente de mojado, ni de las temperaturas que delimitan la fase de ebullición nucleada. En todas las obras anteriores, relacionadas a temple con convección forzada, se

reporta que el frente de mojado, aún para condiciones de enfriamiento lentas, no es estable ni simétrico alrededor de la probeta.

Con el fin de obtener un frente de mojado estable y simétrico, Vergara *et al* [10], diseñaron una probeta cilíndrica con punta cónica que, acoplada a un dispositivo experimental especialmente diseñado, garantiza flujo completamente desarrollado (en la posición donde la probeta se sumerge en el medio de temple) para estudiar a la cinemática del frente de mojado durante el temple con convección forzada de una probeta de acero inoxidable AISI 304 en agua a 60 °C.

En ese estudio se encontró que el frente de mojado no es simétrico cuando se templen probetas cilíndricas de punta plana, incluso para flujo totalmente desarrollado y valores relativamente bajos de flujo del medio de temple (Figura 2.6). Por medio de simulaciones computacionales del campo de vorticidad cercano a la base de la probeta (teniendo en cuenta un sistema isotérmico a temperatura ambiente) se mostró que hay un significativo gradiente de vorticidad en esa región, que puede favorecer el colapso caótico de la película de vapor. En contraste, un cálculo similar no mostró ningún gradiente de vorticidad notable para la probeta cilíndrica con punta cónica, incluso a flujos altos del medio de temple.

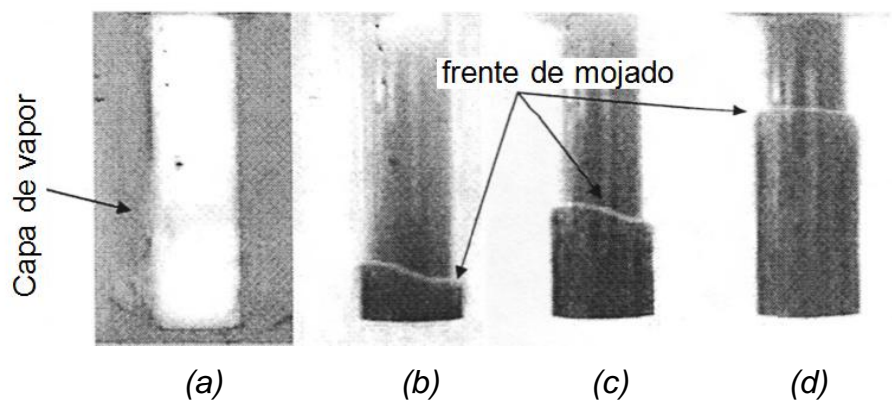


Figura 2.6. Fotogramas tomados a: (a) 0.2, (b) 7.5, (c) 9.2 y (d) 15 segundos después de la inmersión en agua (60° y flujo de 0.20m/s) de una probeta cilíndrica con punta plana [11].

La probeta cilíndrica con punta cónica y un flujo completamente desarrollado garantizan que la película de vapor rompa uniformemente alrededor de la probeta, debido a que la formación del frente mojado se concentra, inicialmente, en la punta de la probeta. Esta condición permite la formación de un frente de mojado estable, simétrico, y que avanza a una velocidad constante (Figura 2.7); así como una transición estable entre los distintos regímenes de ebullición y, por lo tanto, alta reproducibilidad de los mismos, facilitando el estudio de la cinemática del frente de mojado [10].

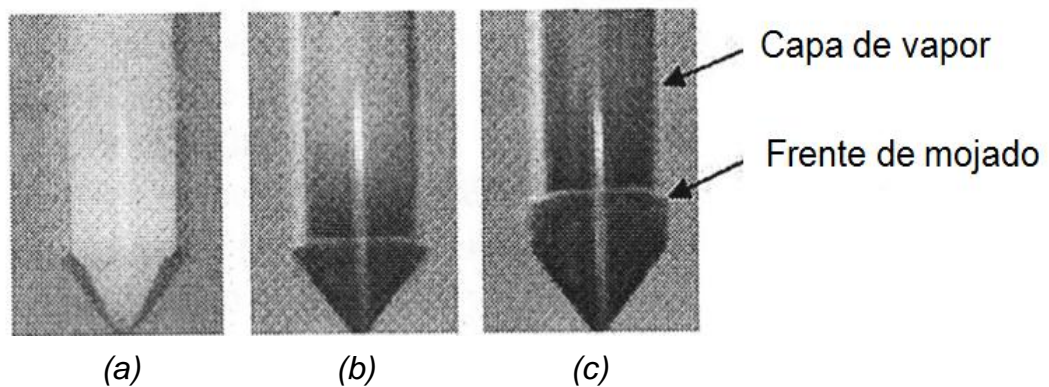


Figura 2.7. Fotogramas tomados a: (a) 0.3, (b) 4.5 y (c) 5.2 segundos después de la inmersión en agua a 60° (flujo de 0.20 m/s) de una probeta cilíndrica con punta cónica [11].

2.5 Rapidez de enfriamiento

La rapidez de enfriamiento local depende del tamaño de la pieza y de la capacidad de extracción del medio de enfriamiento. En aplicaciones prácticas, existe una distribución de rapidez de enfriamiento al interior del componente, es decir, éste no se enfría uniformemente [1].

Cuando una pieza de acero se enfría al aire desde su temperatura de austenización, se obtiene una rapidez de enfriamiento del orden de solo 100 °C por minuto; la microestructura que se produce es fina, pero su dureza no es muy alta. En cambio, una pieza pequeña de acero enfriada en agua experimenta

enfriamientos del orden de 100 °C por segundo. Con esta rapidez de enfriamiento se produce martensita; la rapidez de enfriamiento mínima para producir martensita se denomina primera rapidez crítica de temple. Para enfriamientos muy rápidos, que corresponden a piezas enfriadas en aire líquido, se logra una rapidez de enfriamiento de hasta 14,000 °C por segundo [1].

Durante un proceso industrial de temple existen varios obstáculos para lograr que una pieza de acero con carbono obtenga una estructura puramente martensítica, entre los que se encuentran:

1. *Dimensiones de la pieza.* La rapidez de enfriamiento decrece desde la superficie hacia el interior de la pieza, por lo que la penetración del temple es una limitante que siempre conduce al temple heterogéneo. Para realizar un temple homogéneo es necesario que las rapidezces de enfriamiento sean similares en toda la pieza [1, 5] lo cual solo es viable para piezas de pequeño tamaño.

2. *La generación de esfuerzos en las piezas.* Debido a que el enfriamiento en el exterior es más rápido que en el centro de la pieza, la capa superficial se contrae más rápidamente que el núcleo, comprimiéndolo, mientras que el centro se opone a ser comprimido, originándose así una distribución de esfuerzos internos. Los esfuerzos pueden sobrepasar el límite de elasticidad y crear deformaciones permanentes que se traducen en deformaciones externas de la pieza (forma y dimensiones); los esfuerzos pueden incluso sobrepasar la resistencia a la rotura y producir grietas [1, 5].

3. *La oxidación superficial.* Las atmósferas de los hornos pueden provocar la pérdida de carbono de forma superficial; esta descarburización se incrementa con el tiempo y la temperatura de residencia. A veces es necesario prever ésta descarburización y sobredimensionar la pieza para que posteriormente se pueda eliminar esta capa o bien recurrir a tratamientos realizados en otros tipos de hornos, tales como hornos de baño líquido, de atmósfera controlada, neutra, reductora, etc. [1, 5].

2.6 Medios de enfriamiento

Un medio de enfriamiento es aquel fluido (líquido o gas) que tiene como propósito el extraer energía térmica de una pieza para así obtener la dureza y tenacidad requeridas. Simultáneamente, el medio de enfriamiento debería minimizar la distorsión y los esfuerzos residuales, incrementando la uniformidad del enfriamiento en la superficie total de la pieza [3].

La selección de un medio de temple depende de la templabilidad del acero en particular, del espesor y de la forma de la pieza. Muchos y variados medios de enfriamiento se han utilizado para el proceso de temple. Los más comunes son agua, aceites, salmuera (acuosa), soluciones cáusticas (acuosas), soluciones poliméricas, sales fundidas, metales fundidos, aire, y en otros casos, gases (inmóviles o en movimiento) y neblina para temple [4].

La capacidad de un medio de enfriamiento para endurecer a una pieza de acero depende de las características del medio de temple. Así, la efectividad de un medio de temple dado es referida comúnmente al parámetro “*severidad de temple*”. Esta medida de enfriamiento o poder de enfriamiento es identificado por la letra “*H*”, y se determina experimentalmente templando una serie de barras cilíndricas de un acero dado [7].

En la Tabla 2.1 se muestran los valores de *H* para los medios de temple comúnmente utilizados. Puede notarse de la tabla que el incremento en severidad (*H*) sigue el siguiente patrón ascendente: aire-aceite-agua-salmuera. También se aprecia que la severidad depende del grado de agitación del medio de temple.

En particular, el agua ha sido el medio de temple original para prácticas comerciales por su bajo costo, fácil obtención y carácter no contaminante. Una desventaja del agua es que siempre hay riesgo de producir distorsión y/o agrietamiento de la pieza de trabajo debido a que produce altas rapidezces de enfriamiento [4].

Tabla 2.1. Severidad de temple (H) para varios medios de enfriamiento [7].

	Aire	Aceite	Agua	Salmuera
Sin circulación del fluido o agitación de pieza de trabajo	0.02	0.25 a 0.30	0.9 a 1.0	2
Circulación ligera	-----	0.30 a 0.35	1.0 a 1.1	2 a 2.2
Circulación moderada	-----	0.35 a 0.40	1.2 a 1.3	-----
Buena circulación	-----	0.4 a 0.5	1.4 a 1.5	-----
Circulación fuerte	0.05	0.5 a 0.8	1.6 a 2.0	-----
Circulación violenta	-----	0.8 a 1.1	4	5

Aunque la severidad de temple es un parámetro simple, desafortunadamente enmascara a la variación de la extracción de calor durante el tiempo del proceso provocada por los diversos mecanismos que ocurren durante el enfriamiento así como por la evolución del frente de mojado. Sin embargo, ha sido utilizado por muchos años para diseñar, burdamente, tratamientos térmicos para templar el acero [4].

2.7 Curvas de enfriamiento

Una curva de enfriamiento muestra la relación entre la temperatura local y el tiempo, durante el enfriamiento de un material [19]. La forma de una curva de enfriamiento es indicativa de los diversos mecanismos de enfriamiento que ocurren durante el proceso de enfriamiento (etapas A, B y C). Las curvas de enfriamiento son relativamente fáciles de obtener experimentalmente usando una probeta instrumentada y un sistema de adquisición de datos [3].

De las determinaciones de las curvas de enfriamiento, es posible calcular la curva de rapidez de enfriamiento (primera derivada de la curva de enfriamiento) alcanzada en un componente como función del tiempo o como función de la temperatura (ver Figura 2.8) [3].

Muchos datos de transformación metalúrgica se presentan en términos de la rapidez de enfriamiento necesaria para obtener una microestructura específica; estas rapidezces pueden ser descritas por las rapidezces de enfriamiento obtenidas del análisis de las curvas de enfriamiento [3].

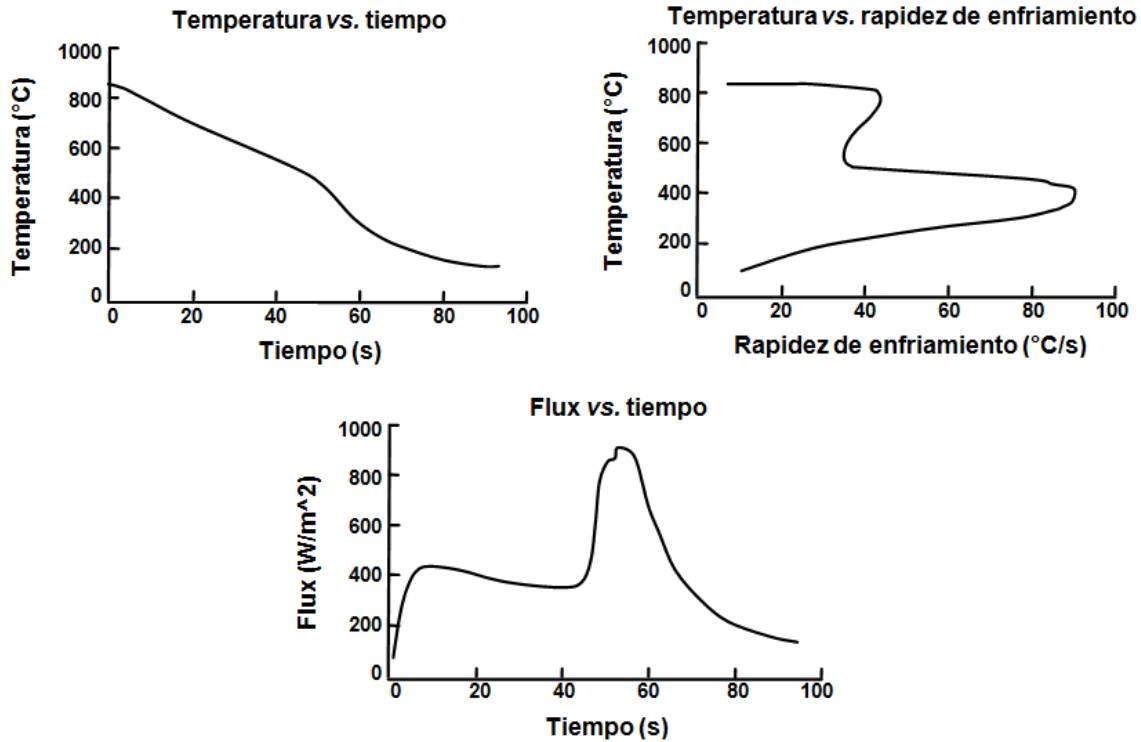


Figura 2.8. Curva de enfriamiento y curvas de rapidez de enfriamiento [3].

2.7.1 Diagramas de transformación

Las curvas de enfriamiento con ampliamente utilizadas por su fácil integración a los diagramas de transformación (TTT y CCT). En los diagramas de transformación se describen los procesos de transformaciones de fase en función de dos variables: la temperatura y el tiempo. En el caso de los aceros se trata de cuantificar la evolución de las transformaciones de fase de la austenita, y pueden ocurrir bajo condiciones isotérmicas o de enfriamiento continuo. Este tipo de diagramas están diseñados para mostrar principalmente la respuesta microestructural asociada al tipo y rapidez de enfriamiento en un tratamiento térmico [4].

Los diagramas TTT son construidos bajo condiciones isotérmicas (ver Figura 2.9). Las curvas de transformación se generan calentando inicialmente a la temperatura apropiada para la aleación, se transfieren las muestras a un baño de sales o plomo, se mantienen por ciertos periodos de tiempo y finalmente se templean en

agua. La microestructura de cada muestra después del temple es examinada para determinar el punto en el tiempo donde la transformación a ferrita, perlita, o bainita comenzaron y la rapidez a la cual la transformación progresó con respecto al tiempo. El inicio de la transformación en las curvas TTT se define generalmente como el tiempo requerido para producir 0.1% de transformación a la temperatura específica mantenida. En los diagramas TTT aparecen fases metaestables que no aparecen en los diagramas de equilibrio [4].

Los diagramas CCT se construyen a partir de enfriamientos no interrumpidos, examinando el resultado microestructural para determinar las fases asociadas con rapidezces de enfriamiento específicas. Los diagramas muestran la proporción aproximada de las fases presentes de la microestructura obtenida por enfriamiento continuo (ver Figura 2.10) [21].

Las curvas de enfriamiento de un componente pueden sobreponerse a cualquier diagrama TTT para así determinar el tiempo en el que comienza y finaliza una transformación de fase. Así también, puede sobreponerse a cualquier diagrama CCT para determinar el resultado microestructural obtenido asociado a la rapidez de enfriamiento a alguna temperatura especificada [3].

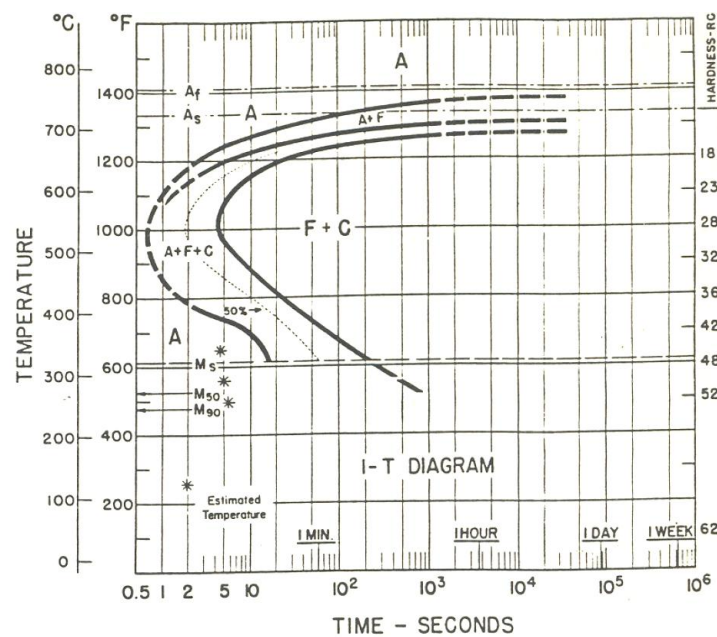


Figura 2.9. Diagrama TTT para una acero 1050 [20].

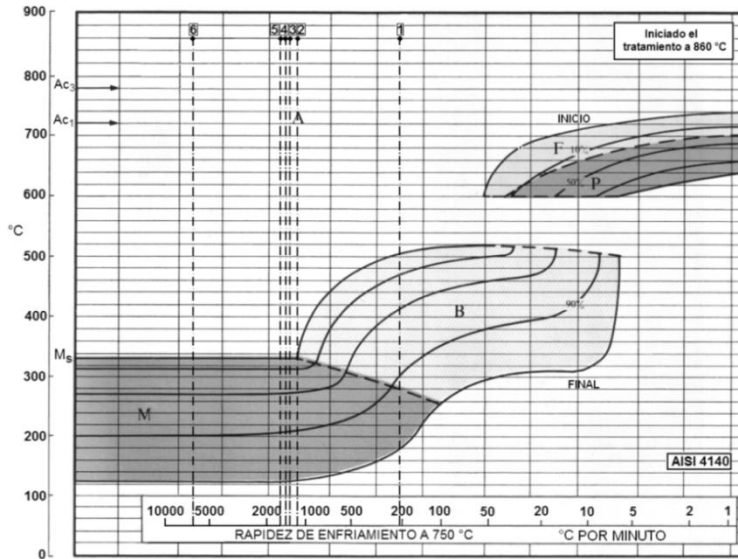


Figura 2.10. Diagrama CCT para el acero AISI 4140 donde se muestran los valores de rapidez de enfriamiento, reportadas en °C/min, para enfriamiento: 1) al aire, 2) LF (Nf = 1.2), 3) LF (Nf = 1.4), 4) LF (Nf = 1.6), 5) LF (Nf = 1.8) y 6) en aceite [21]. El enfriamiento en todos los casos se inició a 860°C.

2.8 Tanques de temple

Los tanques de temple se utilizan para contener al medio de enfriamiento que extrae la energía térmica de la pieza. Suelen tener mecanismos para homogeneizar la temperatura del baño. Para diseñar un tanque de temple se toman factores como el peso del acero a templar por hora, el tamaño y la forma de la parte, el espesor de la sección, el grado del acero y las propiedades requeridas [3]. A todos estos factores es muy importante añadir la agitación, la cual es de gran importancia. Una buena parte del diseño de los tanques se enfoca directamente a la agitación, buscando que ésta sea uniforme en los alrededores de las piezas a templar [1].

Para asegurar que el tanque de temple funcione correctamente se toman en consideración otras variables de diseño, como son el tamaño del tanque, el diseño de los conductos para sistemas continuos, la temperatura de austenización y del

medio de temple, el área superficial de las piezas, la rapidez de flujo y la viscosidad del medio de temple [3].

2.8.1 Efecto de la agitación [3]

La agitación producida por el movimiento del medio de temple o de la pieza metálica tiene una influencia significativa en las características de transferencia de calor del sistema. Causa una perturbación mecánica de la capa de vapor en la etapa A y produce burbujas más pequeñas y separadas durante la etapa B. Rompe o separa mecánicamente geles y sólidos y produce una transferencia de calor más rápida en la Etapa C.

Además de los efectos descritos arriba, la agitación circula líquido de enfriamiento que reemplaza al líquido que se ha calentado alrededor de la pieza durante el temple.

Dentro del diseño de un sistema de templado de aceros se ha encontrado que el efecto que tiene la agitación sobre la uniformidad en el temple puede tener un mayor impacto que la temperatura del baño. Se ha determinado que al incrementar la agitación se incrementa la dureza final y la uniformidad de ésta en los aceros, provocando con esto mejoras en el control de las características y propiedades mecánicas de la pieza.

La agitación de agua o aceite mediante el uso de propelas en procesos comerciales de temple ha mostrado reducción en la distorsión y el agrietamiento. Esto muestra indirectamente que la rapidez de agitación está íntimamente relacionada con el grado o severidad de temple; sin embargo, debe tomarse en cuenta que dicha severidad en el temple es una variable dependiente de factores como el tamaño del tanque, viscosidad del medio de temple y tipo de agitadores.

Las ventajas de utilizar un sistema manejando una propela son el bajo costo, la facilidad para construirlo, la facilidad para modificar la velocidad del flujo en el interior del baño de temple y la creación de un patrón de flujo alrededor del metal enfriado que es reproducible.

2.8.2 Efecto de la temperatura del medio de enfriamiento y de la calidad superficial de la pieza [3]

La temperatura del medio de enfriamiento afecta a la capacidad de éste para extraer calor de la pieza de trabajo. Al disminuir la temperatura del medio, la extracción de calor es más rápida. La rapidez específica de extracción de calor depende de las características de dicho medio. En general, para líquidos volátiles, entre más alta sea la temperatura del baño más se prolonga la duración de la etapa A. Además, al tener altas temperaturas en el medio de enfriamiento, decrece la rapidez de transferencia de calor en la etapa C.

El cambio más notable en la capacidad para transferir calor proviene de la rápida oxidación superficial de la pieza de trabajo a altas temperaturas. Esta puede incrementar o disminuir la capacidad de transferencia de calor, dependiendo del espesor del óxido desarrollado y de la rugosidad de la capa de óxido.

2.9 Problema inverso de conducción de calor (IHCP)

En el campo de los tratamientos térmicos de componentes metálicos, el modelado de los campos térmico, microestructural y de esfuerzos es de gran importancia para predecir las propiedades mecánicas. Para poder comprender los fenómenos que ocurren durante el procesamiento térmico de metales, es necesario resolver las ecuaciones diferenciales que describen a la transferencia de calor, ya que la evolución de la temperatura en los componentes metálicos controla en gran medida la evolución microestructural y la evolución de esfuerzos [25].

El campo térmico se utiliza para calcular la evolución microestructural y la generación de esfuerzos, por lo que es evidente que dicho campo durante el enfriamiento debe calcularse con la mayor exactitud posible. Debido a esto una etapa crítica en el modelado de operaciones de temple es la caracterización de la condición de frontera en la superficie del componente: típicamente, enfriamiento por convección acompañada de ebullición [25].

Para resolver los problemas de transferencia de calor es necesario conocer las condiciones de frontera térmica. Sin embargo, resulta difícil realizar mediciones confiables de la temperatura de superficie o del coeficiente de transferencia de calor durante un proceso de temple, debido a las altas temperaturas involucradas, la incertidumbre experimental asociada con la medición de temperaturas superficiales usando termopares, y la presencia de transferencia de calor por ebullición, por lo tanto es necesario estimarlas. Por otro lado, la respuesta térmica en el interior de un componente es relativamente fácil de medir. El problema se transforma entonces en uno de estimación del flujo de calor en la superficie, responsable de la respuesta térmica medida; este es el problema inverso de conducción de calor (IHCP, de sus iniciales en inglés), y es una alternativa utilizada en diversos casos de estudio [26].

El problema directo de conducción de calor (DHCP por sus siglas en inglés) contempla la resolución de la ecuación general de energía para obtener historias térmicas en cualquier punto de un sólido en función del tiempo y la posición. Para ello se debe contar con la información del sistema: geometría, propiedades termofísicas, ecuación que representa el fenómeno, las condiciones inicial y de frontera así como los términos de generación de calor. En el DHCP, el flux de calor en la superficie del sólido representa a la condición de frontera necesaria para resolver el perfil de temperatura en un punto cualquiera del sistema; en el IHCP, se parte precisamente de un perfil de temperatura experimental para determinar la condición de frontera del sistema (por ejemplo flux de calor) [7].

Los métodos de solución más utilizados pueden clasificarse como: (1) métodos de especificación de función y (2) métodos de regularización. En el método secuencial de especificación de la función (desarrollado por Beck *et al.*) la densidad de flujo de calor en la frontera, como función del tiempo, se estima, secuencialmente, introduciendo el concepto de tiempos futuros, con lo cual se estabiliza la solución y se minimiza el efecto del ruido asociado con las mediciones. Matemáticamente, el algoritmo se basa en minimizar la suma del

cuadrado de las diferencias entre la temperatura medida y la calculada, con respecto a la densidad de flujo de calor [7].

Desde un punto de vista matemático, el problema inverso no satisface los requerimientos de existencia, unicidad y estabilidad de la solución. Como resultado de esto, las soluciones son altamente sensibles a pequeñas fluctuaciones en las temperaturas medidas. En términos generales, el método de solución puede ser analítico o numérico, y puede aplicarse secuencialmente, es decir, estimando un solo componente de la función que describe a la densidad de flujo de calor en cada intervalo de tiempo, o al dominio completo, en cuyo caso todos los componentes son estimados simultáneamente. Debido a las restricciones inherentes a los métodos analíticos, principalmente su incapacidad para manejar problemas no lineales, prácticamente todos los problemas de este tipo deben resolverse numéricamente. Este procedimiento tiene la desventaja de ser extremadamente sensible a los errores de medición, debido a las condiciones a la frontera y a la posición del termopar [2].

La metodología de solución del IHCP utilizando el método secuencial de especificación de la función se ilustra a continuación para una geometría rectangular [2]. En la Figura 2.11 se ilustra el problema del IHCP, para una placa de espesor $2L$, que está inicialmente a una temperatura T_0 . Para $t > 0$, se aplica una densidad de flujo de calor desconocido $q(t)$ en la frontera en $x = L$, mientras que la frontera en $x = 0$ es simétrica con respecto al campo térmico. Para estimar la función $q(t)$, las mediciones de temperatura se hacen en la posición x_1 . Se supone que no hay información disponible con respecto a la forma de $q(t)$ y por lo tanto, se necesita de un gran número de componentes de $q(t)$ para estimarla.

En el algoritmo de este método el flujo de calor superficial se estima suponiendo temporalmente que los flujos de calor en un número de tiempos futuros t_j son constantes. Así el flujo de calor desconocido en la superficie se obtiene de las temperaturas medidas experimentalmente, incluyendo varios tiempos futuros.

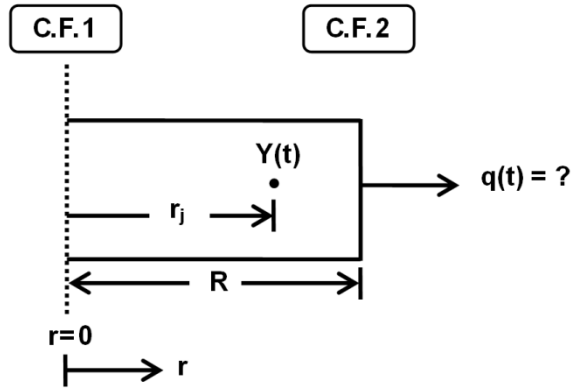


Figura 2.11. Representación esquemática del IHCP en una dirección de flujo para una placa de espesor $2L$. En $x = 0$ se tiene simetría y en $x = L$ una densidad de flujo de calor desconocida [2].

La formulación matemática del problema de conducción de calor está dada por:

$$-\nabla q + Q' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.1)$$

Donde T es la variable temperatura, ρ es la densidad, C_p es el calor específico, q es la densidad de flujo de calor y Q' es el calor generado por unidad de volumen.

En coordenadas cilíndricas la ecuación anterior se expresa como:

$$-\left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (-r q_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(-\frac{1}{r} q_\theta \right) + \frac{\partial}{\partial z} (-q_z) \right) + Q' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.2)$$

o bien

$$-\left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(-kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(-k \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(-k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right) + Q' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.3)$$

Para flujo de calor sólo en la dirección radial y sin generación de energía:

$$-\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(-kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.4)$$

donde k , ρ , y C_p son funciones de la temperatura. Las condiciones inicial y de frontera para el problema inverso de conducción de calor son:

$$C.F.1 \quad -k \frac{\partial T}{\partial r} = q(t)_{sup} = ?, \quad \text{en } r = R \quad (2.5)$$

$$C.F.2 \quad \frac{\partial T}{\partial r} = 0, \quad \text{en } r = 0 \quad (2.6)$$

$$C.I. \quad T(r, t) = f(r), \quad \text{para } t = 0, \quad \text{en } 0 < r \leq R \quad (2.7)$$

La densidad de flujo de calor $q(t)$ es desconocida, en su lugar, las mediciones de temperatura:

$$T(r_j, t_i) \equiv Y_{ji}, \quad j = 1; i = 1, 2, \dots, M \quad (2.8)$$

se toman a través del sensor colocado en r_j para los tiempos t_i sobre un periodo de tiempo $0 < t \leq t_f$.

Los subíndices j e i representan el número de termopares y el índice de tiempo respectivamente; $f(r)$ es la distribución inicial de temperatura conocida.

El método numérico secuencial de especificación de la función para la solución del problema inverso de conducción de calor se describe en detalle en el apéndice A.

3. OBJETIVO E HIPÓTESIS

Objetivo

Éste trabajo tiene como finalidad caracterizar a la condición de frontera térmica y al frente de mojado bajo distintas velocidades de inmersión y posiciones finales para analizar cómo estas dos variables afectan a la extracción de calor de una probeta cilíndrica de acero AISI 304, con punta cónica, templada en un dispositivo a escala laboratorio que contiene agua quieta a 60°C como medio de enfriamiento.

Hipótesis

Al aumentar la profundidad de la pieza dentro del tanque de temple la extracción de calor aumentará; puesto que, durante la inmersión de la probeta dentro del baño se acelerará la ruptura de la capa de vapor que rodea a la pieza en las etapas iniciales del temple. Además, durante dicho periodo se promoverá el intercambio del medio de temple caliente que rodea a la pieza por medio de temple frío, procedente de las inmediaciones del sistema.

Al aumentar la velocidad de inmersión de la probeta se da una mayor extracción de calor; puesto que se incrementa la velocidad del fluido en la cercanía de la probeta y por ende la contribución convectiva, haciendo que la capa de vapor sea menos estable.

4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Se realizaron experimentos de enfriamiento en un baño de temple para obtener las respuestas térmicas medidas dentro de una probeta cilíndrica de acero inoxidable AISI 304 con punta cónica, empleando como medio de temple agua quieta a 60 °C.

La técnica experimental se basó en la adquisición computarizada de la respuesta térmica de los termopares en la sub-superficie de la probeta y en su asociación con los eventos que se producen en su superficie de la misma, lo cuales se registraron mediante videograbaciones. En seguida se describen las metodologías, instrumentos y condiciones de trabajo empleadas en el trabajo experimental.

4.1 Equipo experimental

El dispositivo experimental, mostrado en la Figura 4.1, consta de una probeta instrumentada, un sistema para controlar la velocidad y profundidad de inmersión de la probeta, un horno de resistencias tipo libro, un tanque de temple, y un sistema de adquisición de datos. El sistema para controlar la inmersión consta, a su vez, de un motor eléctrico, un sistema de transmisión, una barra guía y una lanza que sostiene la probeta y alberga las extensiones de los termopares. Las funciones del dispositivo experimental mostrado en la Figura 4.1 son:

- 1) Calentar la pieza hasta la temperatura inicial de prueba.
- 2) Sumergir la probeta en el baño de temple a una profundidad y velocidad de inmersión controladas.
- 3) Adquirir de manera automatizada la respuesta térmica durante el temple.

A continuación se describe cada una de las partes del dispositivo experimental.

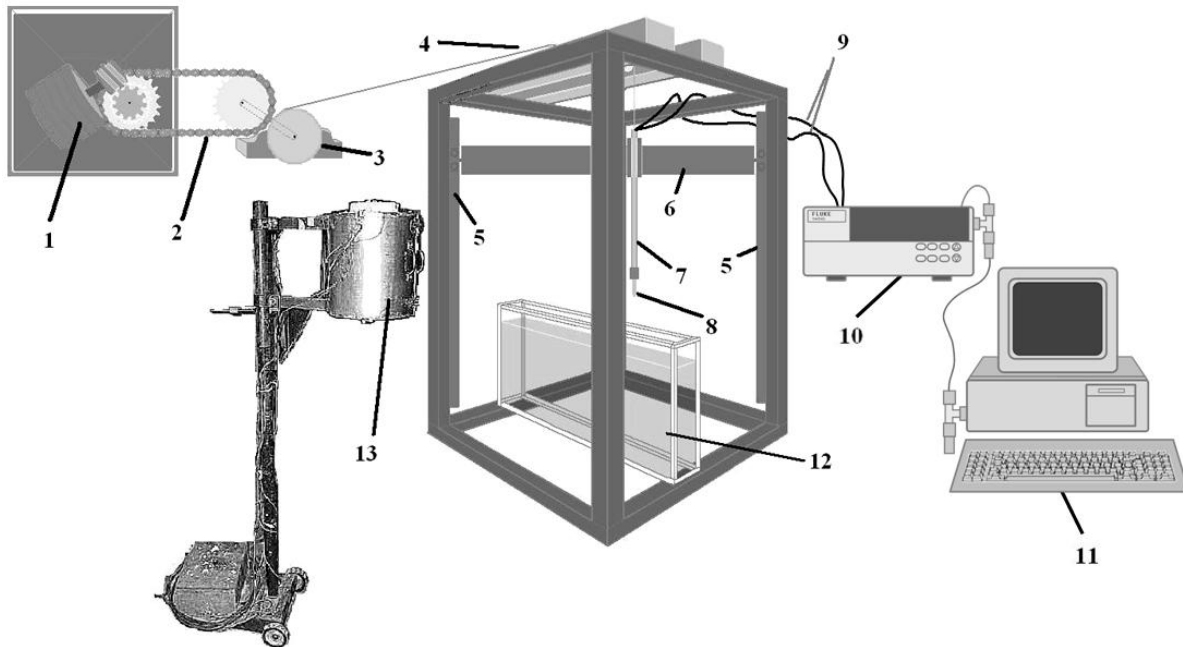


Figura 4.1. Representación esquemática del dispositivo experimental: 1) motor, 2) cadena, 3) juego de engranes, piñón y polea, 4) cable, 5) rieles, 6) barra guía, 7) tubo de sujeción, 8) probeta, 9) termopares y extensiones, 10) adquisidor de datos, 11) computadora, 12) tanque de temple, 13) horno eléctrico.

4.1.1 Probeta

Se utilizó una probeta cilíndrica de acero inoxidable AISI 304 con punta cónica, con las dimensiones mostradas en la Figura 4.2. Como se mencionó en los antecedentes, la probeta de punta cónica se desarrolló en una investigación reciente para proporcionar un avance estable y simétrico del frente mojado. La probeta fue mecanizada para producir los barrenos de 1/16 pulgadas (1.59 mm) donde se introdujeron los tres termopares, mismos que fueron colocados a 3/32 pulgadas (2.38 mm) de la superficie de la probeta, y en tres posiciones a lo largo del eje longitudinal de la misma: 52 (nombrado TC1), 42 (nombrado TC2) y 32 mm (nombrado TC3) desde la parte superior de la probeta. Se emplearon termopares tipo K de 1.58 mm de diámetro fundados en Inconel. Dado que se trata de un acero inoxidable austenítico, no ocurren transformaciones de fase durante el temple.

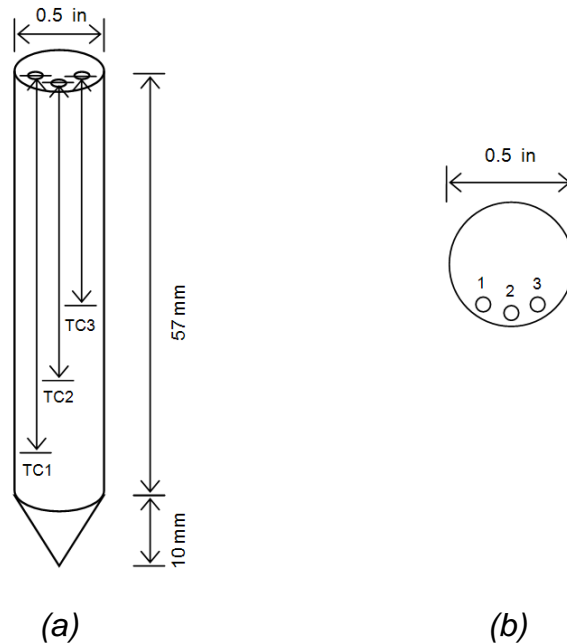


Figura 4.2. Probeta cilíndrica de acero inoxidable AISI 304 con punta cónica: a) vista lateral, b) vista superior. La profundidad de los barrenos para los termopares es de: 52 (TC1), 42 (TC2) y 32 (TC3) mm, respectivamente.

La probeta se sujetó a la barra guía de acero inoxidable mediante un cople y prisioneros, ambos de acero inoxidable. Con la finalidad de estabilizar la capa de vapor formada en el cople y evitar la entrada de agua en los barrenos, se realizó una línea de soldadura entre la probeta y el cople, y otra entre el cople y la lanza. De esta manera se evitó la posible aparición de ruido en las respuestas térmicas asociado a la ebullición del agua que en otro experimento se ha introducido en los barrenos donde se encuentran los termopares. El cople se diseñó de tal manera que la capa de vapor formada en el mismo se rompe después de que el frente de mojado llega a la parte superior de la probeta.

4.1.2 Sistema para controlar la velocidad y profundidad de inmersión de la probeta

Este sistema permite trasladar a la probeta desde la posición donde es calentada dentro del horno hasta su ubicación dentro del baño de temple de forma precisa.

El mecanismo para controlar la velocidad y profundidad de inmersión está compuesto de cuatro partes:

1. Motor con servomecanismo; el cual evita el desplazamiento de la pieza una vez que ésta se ha detenido. Dicho mecanismo puede, a su vez, permitir el ajuste del equipo para fijar la profundidad de inmersión (punto 1 de la Figura 4.1).
2. Transmisor; el cual está compuesto de un piñón, poleas, cable de acero inoxidable, cadena de transmisión y juego de engranes, la cual está conectada por medio de la cadena al motor y permite variar la velocidad de inmersión (puntos 2, 3 y 4 de la Figura 4.1).
3. Rieles; los cuales permiten el desplazamiento de la barra guía por medio de carros ajustados a ella (punto 5 de la Figura 4.1).
4. Dispositivo de sujeción; el cual no solo permite montar la pieza al dispositivo y colocarlo a cierta profundidad sino que también permite la entrada de los termopares (puntos 6 y 7, Figura 4.1). El dispositivo de sujeción está formado por una barra horizontal que sujeta, por medio de una pieza de acoplamiento, a la lanza que sostiene la probeta. La barra de sujeción tiene un diámetro de 3/4 de pulgada y aproximadamente 46 cm de largo, tiene una ranura para la entrada de los termopares a 12.5 cm de donde se coloca un buje para acoplarlo a la probeta. El buje tiene dos diámetros internos, uno para la lanza de sujeción y el otro el del diámetro de la probeta.

4.1.3 Horno de resistencias tipo libro

El horno de resistencias tipo libro que se empleó es ajustable a la altura a la que esté la pieza antes del temple; tiene un orificio circular el cual permite que la pieza ya esté sujeta al mecanismo de control de velocidad (punto 13, Figura 4.1). Se dice tipo libro porque puede abrirse de esa forma permitiendo la entrada de la pieza y parte del tubo de sujeción. La temperatura puede variarse desde la ambiente hasta más de 1000°C. El esquema del horno, así como su funcionamiento se muestra en la Figura 4.3.

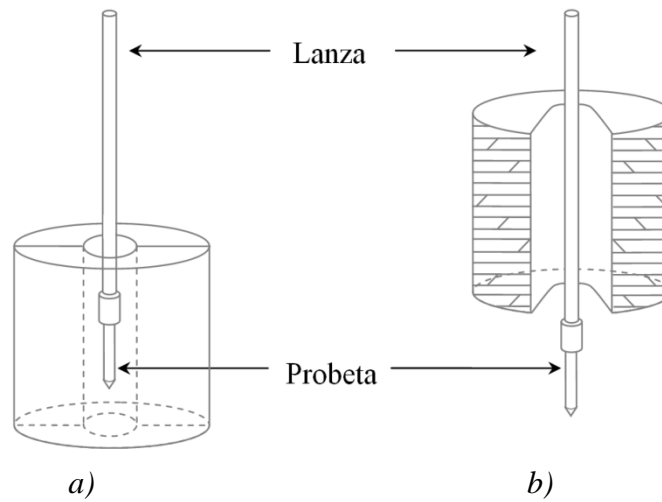


Figura 4.3. Horno tipo libro: a) con la probeta en su interior calentándose a la temperatura de austenización; b) abierto para introducir la probeta al baño temple.

4.1.4 Tanque de temple

El tanque de temple está fabricado con vidrio y sus dimensiones son: 45 cm x 50 cm x 12 cm (Figura 4.4). Se colocaron resistencias eléctricas dentro del tanque de temple para calentar el agua a la temperatura experimental deseada (60°C) y se empleó un termómetro de mercurio para medir dicha temperatura y controlarla manualmente.

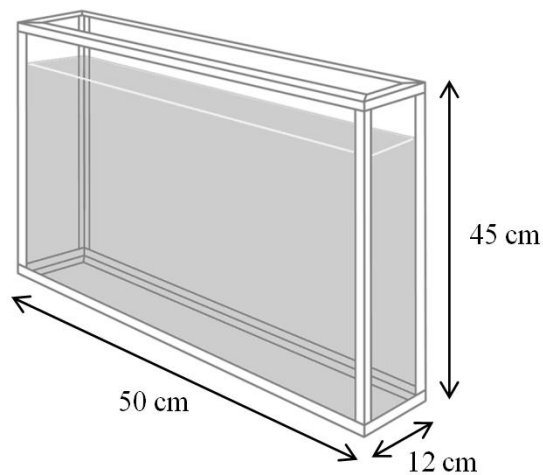


Figura 4.4. Dimensiones del tanque de temple.

4.1.5 Sistema de adquisición de datos

El sistema de adquisición de datos está compuesto por la computadora, una interfaz de adquisición de datos (también llamado adquisidor de datos), las extensiones para termopares y los termopares. El adquisidor de datos se conecta a los termopares y a la computadora, la cual debe tener previamente instalado el programa de adquisición que acompaña al adquisidor de datos (puntos 9, 10 y 11 de la Figura 4.1).

Para grabar la respuesta térmica, los termopares se conectaron al sistema de adquisición de datos computarizado *NetDAQ*, de la marca *Fluke Corporation*. Para controlar la operación de adquisición de datos se utilizó el paquete de software *NetDAQ Logger* versión 2.0 para Windows. La resolución de adquisición de datos fue de 0.118 s.

4.2 Condiciones experimentales

Se trabajo con dos velocidades de inmersión (22.6 y 14.5 cm/s) y dos profundidades de inmersión (1 y 25 cm), generando una matriz experimental de 2 x 2. Cada prueba se realizó por lo menos dos veces para verificar su reproducibilidad. En la Tabla 4.1 se muestran las variables de operación para cada prueba realizada.

Tabla 4.1. Matriz experimental.

Prueba	Velocidad de inmersión (cm/s)	Profundidad de inmersión (cm)
1	22.6	1
2	22.6	25
3	14.5	1
4	14.5	25

Para diferenciar entre repeticiones de cada prueba se utilizó la notación Prueba 1A, Prueba1B, etc.

4.2.1 Velocidad de inmersión

La velocidad de inmersión de la probeta dentro del tanque de temple se controló mediante el sistema de transmisión, el cual está compuesto por un piñón, poleas, cable de acero inoxidable, una cadena de transmisión y un juego de engranes (puntos 1, 2, 3 y 4 de la Figura 4.1). Dicho juego consta de siete engranes de diversos tamaños (Figura 4.5), que al conectarse por medio de la cadena al motor, permiten variar la velocidad de inmersión. Colocando la cadena en la engrane más grande se obtiene la menor velocidad de inmersión y viceversa.

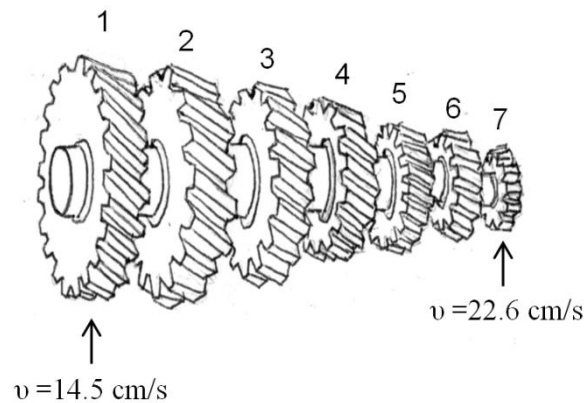


Figura 4.5. Juego de siete engranes del sistema de transmisión; se indica la velocidad de inmersión obtenida colocando la cadena en los engranes 1 y 7.

Para tener la mayor diferencia posible entre las dos velocidades experimentales, se eligió colocar la cadena en la engrane 1 o bien en la engrane 7. Para estimar las velocidades producidas se videograbó, por triplicado, la bajada de la probeta al aire libre, colocando previamente una regla a un lado. De esta manera se obtuvieron tres tiempos y tres distancias, y mediante una regresión lineal se obtuvo el valor de la velocidad para cada grabación. El valor de velocidad de inmersión experimental se obtuvo haciendo un promedio de las tres repeticiones para cada engrane.

4.2.2 Profundidad de inmersión

La profundidad de inmersión de la probeta en el tanque de temple se controló mediante el dispositivo de sujeción, el cual permite ajustar la distancia que recorre la barra guía en ambas direcciones. Al igual que en el caso de la velocidad, se eligieron las condiciones experimentales más lejanas entre sí permitidas por el dispositivo de sujeción. El nivel del agua se mantuvo a 42.5 cm para todas las pruebas. En la Figura 4.6 se muestran las dos profundidades de inmersión experimentales.

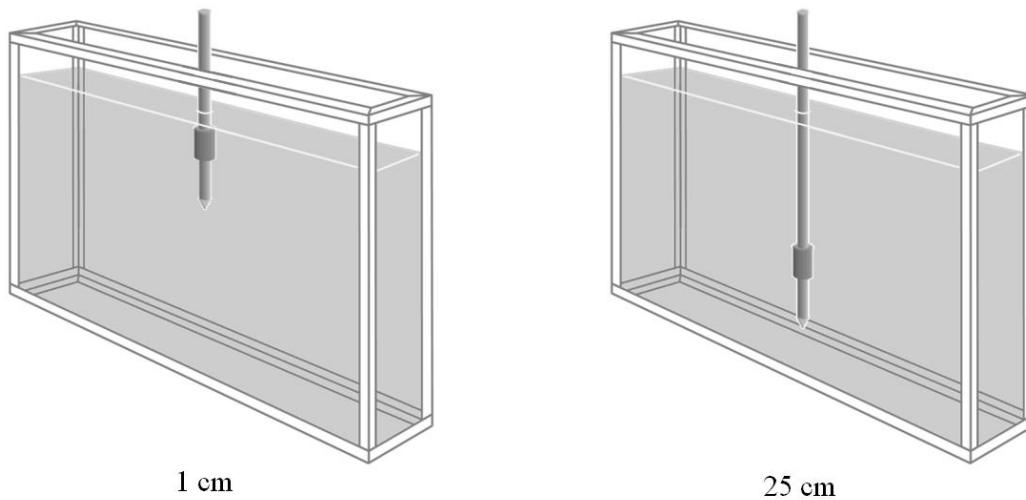


Figura 4.6. Profundidades de inmersión experimentales; se indica la distancia entre el nivel del agua y la parte superior del cople.

4.3 Adquisición de respuestas térmicas y videograbación

De acuerdo con la matriz experimental de dos velocidades de inmersión y dos posiciones finales en el baño de temple (Tabla 4.1), se adquirió la respuesta térmica de la probeta durante su temple en el baño de agua quieta y simultáneamente se videograbaron los eventos que ocurren en la superficie de la probeta, para ayudar a esclarecer el comportamiento del frente de mojado.

Para registrar los eventos en la superficie de la probeta se empleó una cámara de video marca Sony. La cámara se alineó a lo largo de una normal a la probeta, frente a los termopares, aproximadamente a 50 cm del tanque de temple, como se observa en la Figura 4.7. En la toma se colocó un cronómetro,

el cual fue iniciado al mismo tiempo que el *software* de adquisición de datos, con el fin de obtener los tiempos en que ocurre cada uno de los eventos en la superficie de la probeta, así como la entrada de la misma dentro del tanque de temple. Dado que ocurre un pequeño retraso al hacer “click” en la adquisición de datos y la grabación de los mismos, se obtuvo una corrección para sincronizar el tiempo de las respuestas térmicas con el de las videograbaciones. Esto se logró estableciendo un intervalo de tiempo y adquiriendo las respuestas térmicas, con lo que se estimó un retraso de 1.5 s.

La probeta se calentó en el horno de resistencias tipo libro hasta aproximadamente 15°C por arriba de la temperatura inicial de la prueba, para garantizar que se podría lograr una temperatura de aproximadamente 900°C al inicio de la inmersión en el tanque de temple. La temperatura de la probeta fue monitoreada durante su calentamiento mediante el sistema de adquisición de datos y, una vez que alcanzó la temperatura requerida, se abrió el horno y la probeta se sumergió en el tanque de temple donde la temperatura del agua fue previamente estabilizada a aproximadamente 60°C , y se adquirió la respuesta térmica de los tres termopares durante todo el enfriamiento. Cada prueba se realizó por lo menos dos veces, para verificar su reproducibilidad.

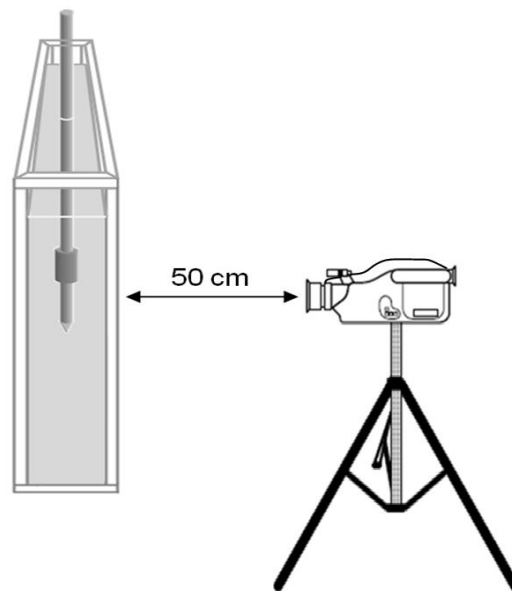


Figura 4.7. Alineación de la cámara de video para la grabación de los eventos que ocurren en la superficie de la probeta durante su temple.

5. RESULTADOS

En esta sección se presentan los resultados obtenidos en los experimentos realizados, los cuales consisten principalmente en las respuestas térmicas y las imágenes obtenidas de las videograbaciones, así como en la estimación de la densidad de flujo de calor y de la temperatura de superficie a partir de la respuesta térmica, medida sub-superficialmente, y en la solución del IHCP. Para poder comparar las distintas condiciones experimentales, las curvas se presentan de tal manera que la escala de tiempo inicia diez segundos antes de que la punta de la probeta entre en contacto con el baño de temple.

5.1 Análisis de respuestas térmicas y videograbaciones

En las Figura 5.1 y 5.2 se muestra la respuesta térmica de los termopares 1 y 3 respectivamente, durante la Prueba 1, para dos réplicas etiquetadas como “A” y “B”. Se observa que las respuestas térmicas son muy similares, por lo que puede afirmarse que hay reproducibilidad en los experimentos. Esto se verificó para todas las pruebas.

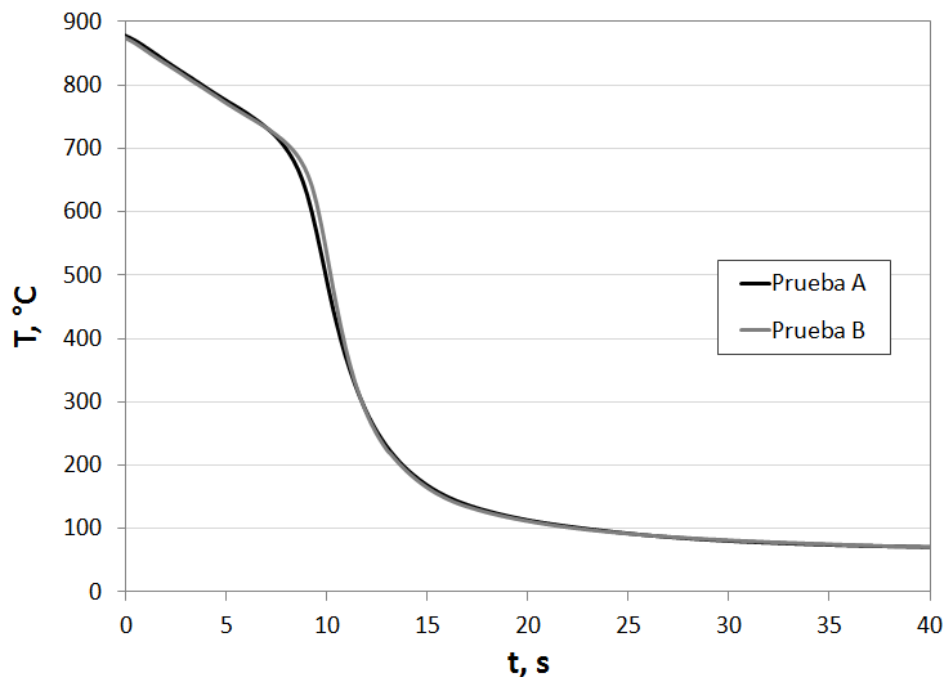


Figura 5.1. Respuesta térmica del termopar 1 (TC1) para las pruebas 1A y 1B (velocidad de inmersión de 22.6 cm/s y profundidad de inmersión de 1 cm).

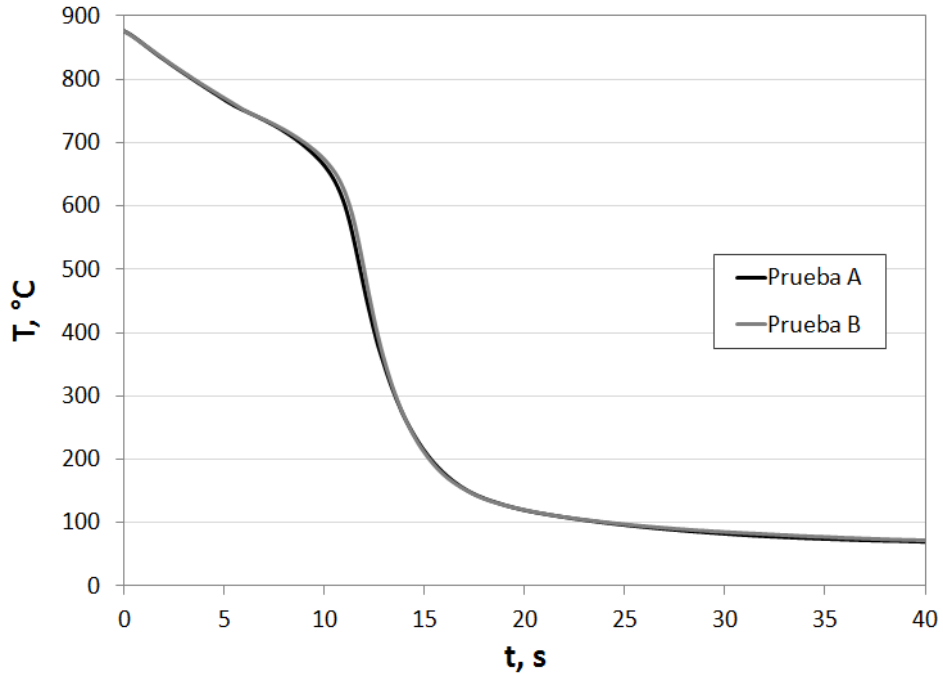


Figura 5.2. Respuesta térmica del termopar 3 (TC3) para las pruebas 1A y 1B (velocidad de inmersión de 22.6 cm/s y profundidad de inmersión de 1 cm).

En la Figura 5.3 se muestran imágenes típicas de la cinemática del frente de mojado extraídas de las videograbaciones. Los números que aparecen debajo de cada imagen son el tiempo de grabación en la videocámara (segundos).

Como puede observarse en la Figura 5.3, inmediatamente después de que la probeta entra al baño de temple se forma una capa de vapor que rodea la probeta (ver incisos *b* y *c*), en esta primera etapa el enfriamiento es relativamente lento pues ocurre por conducción y radiación a través de la película gaseosa y, como las películas de vapor son pobres conductoras del calor, hay menor extracción de calor durante esta etapa. En el inciso (*d*) se muestra el momento en el que empieza a romper la capa de vapor en la punta del cono invertido. A partir del inciso (*e*) puede observarse cómo se va rompiendo la película de vapor desde la punta de la probeta hacia la tapa de la misma (avance del frente de mojado). Cuando la película de vapor se rompe, el enfriamiento se da en presencia de burbujas (Etapa B). Esta etapa empieza cuando el metal se ha enfriado a una temperatura tal que la película de vapor ya no es estable y se produce una

violenta ebullición del medio de temple debido a la alta temperatura del metal. El calor se elimina del metal muy rápidamente, siendo etapa la más rápida del enfriamiento. En los incisos (f) a (h) se muestra el frente de mojado cuando ha llegado a las posiciones verticales donde se colocaron los tres termopares. Cuando la temperatura superficial ha disminuido por debajo del punto de ebullición del medio de temple ya no se forma vapor, de modo que el enfriamiento se efectúa por conducción y convección a través del líquido (Etapa C), siendo esta la última etapa de extracción de calor. En las últimas dos imágenes puede apreciarse que la capa de vapor en el cople rompe después de que el frente de mojado ha recorrido a toda la probeta.

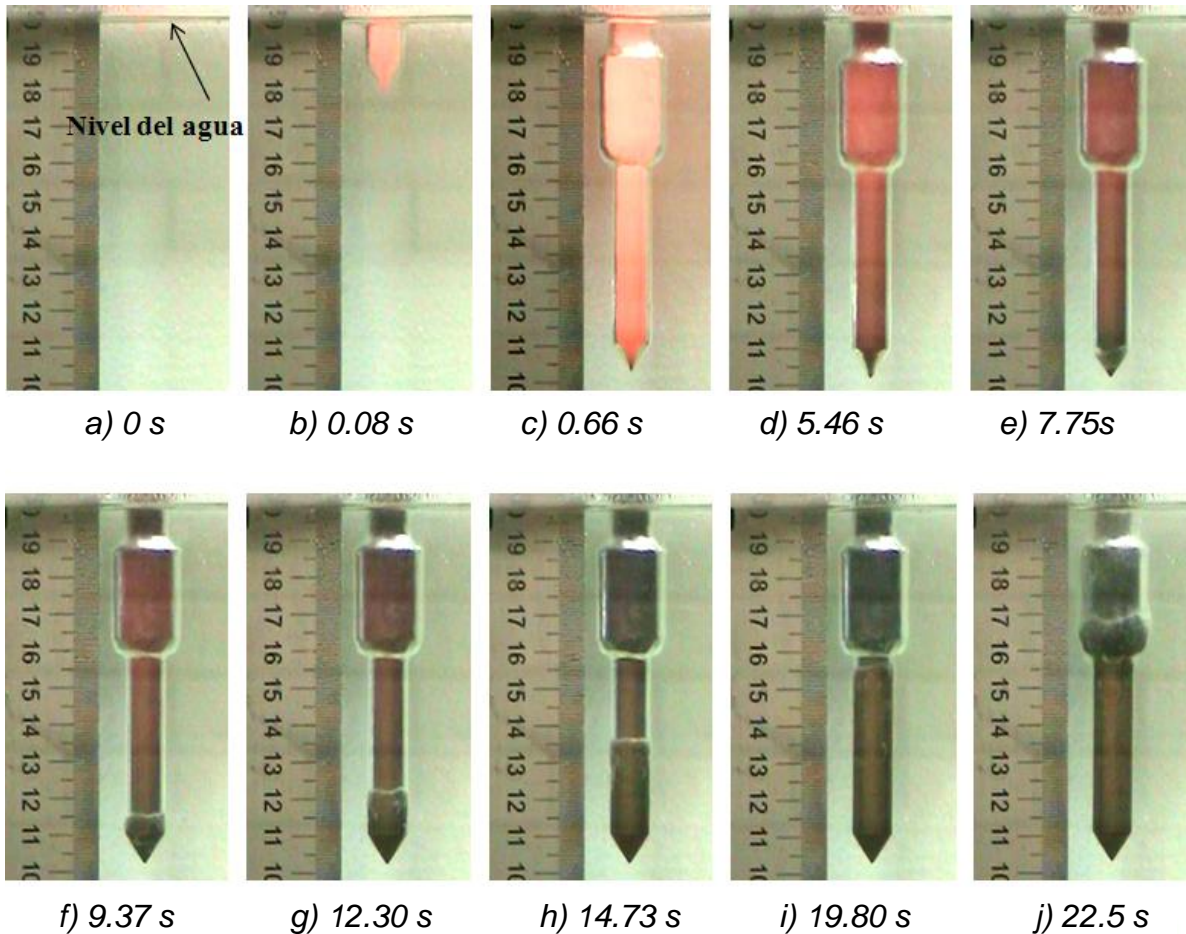


Figura 5.3. Secuencia de imágenes extraídas de la videograbación de una prueba realizada con poca profundidad de inmersión.

Es importante señalar que las temperaturas fueron medidas en el interior de la probeta, sub-superficialmente, mientras los eventos obtenidos de los videos suceden en la superficie de la misma, por lo que existe un desfaseamiento entre ambos, ya que la superficie se enfría más rápido que el interior de la probeta. Más adelante se presentan resultados de la respuesta térmica (estimada) en la superficie, para las posiciones axiales a las que se encuentran los termopares.

En la Figura 5.4 se presentan las historias térmicas de las 3 posiciones de medición de los termopares de la Prueba 1A. Como puede observarse en esa figura, el punto de la probeta localizado a la altura del TC1 es el primero en mostrar enfriamiento debido a que el frente de mojado avanza de abajo hacia arriba y este es el termopar que se encuentra más cerca de la punta de la probeta. Consecuentemente el punto de la probeta donde se localiza TC3 es el ultimo en enfriarse, puesto que es el que se encuentra en la parte superior de la pieza. Por último, cada termopar se enfría hasta llegar a la temperatura del medio de temple (60°C).

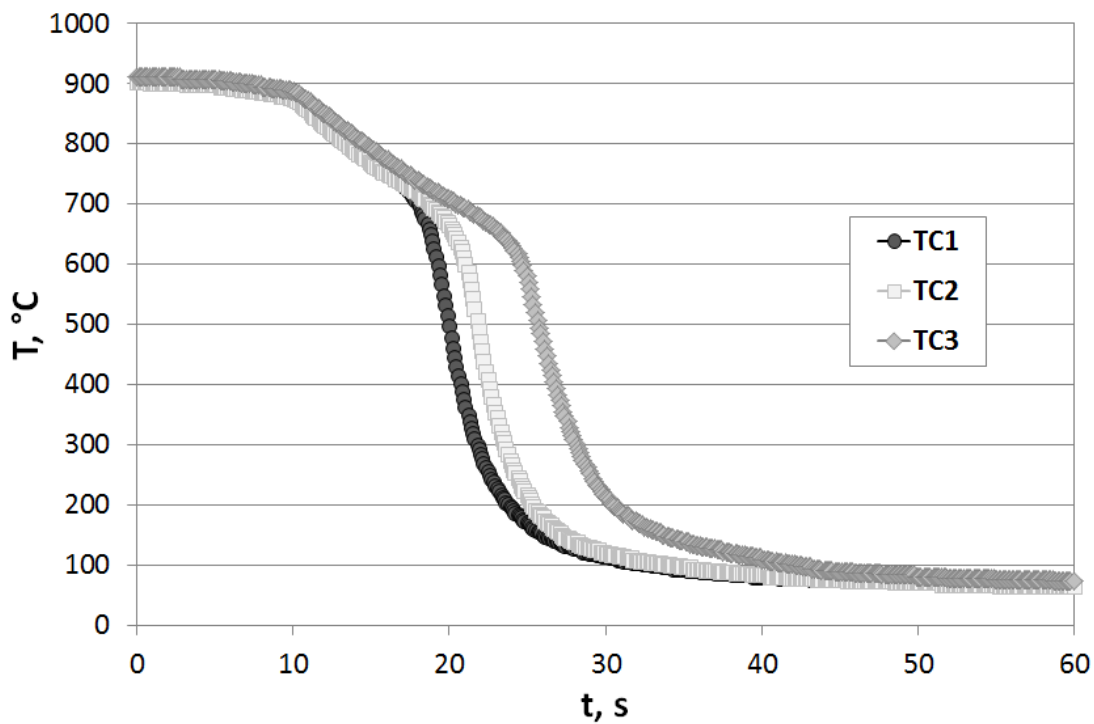


Figura 5.4. Respuestas térmicas de los tres termopares para la Prueba 1A.

A partir de las curvas de enfriamiento se calcularon las rapidezces de enfriamiento mediante una aproximación numérica utilizando diferencias hacia adelante de dos puntos. Esta rapidez de enfriamiento se muestra como función del tiempo y la temperatura en la posición del termopar correspondiente en las Figuras 5.5 y 5.6, respectivamente. El comportamiento mostrado en estas curvas se observó para cada una de las pruebas.

En la Figura 5.5, donde se presentan las historias de rapidez de enfriamiento en las tres posiciones de los termopares, es posible apreciar que las tres curvas muestran un comportamiento similar, aunque los valores máximos de extracción de calor son distintos, debido al comportamiento del frente de mojado, que permite que ocurra enfriamiento (si bien lentamente) a través de la capa de vapor para posiciones arriba del frente de mojado. De tal suerte que a medida que avanza el frente de mojado, se encuentra una menor temperatura en la superficie la probeta.

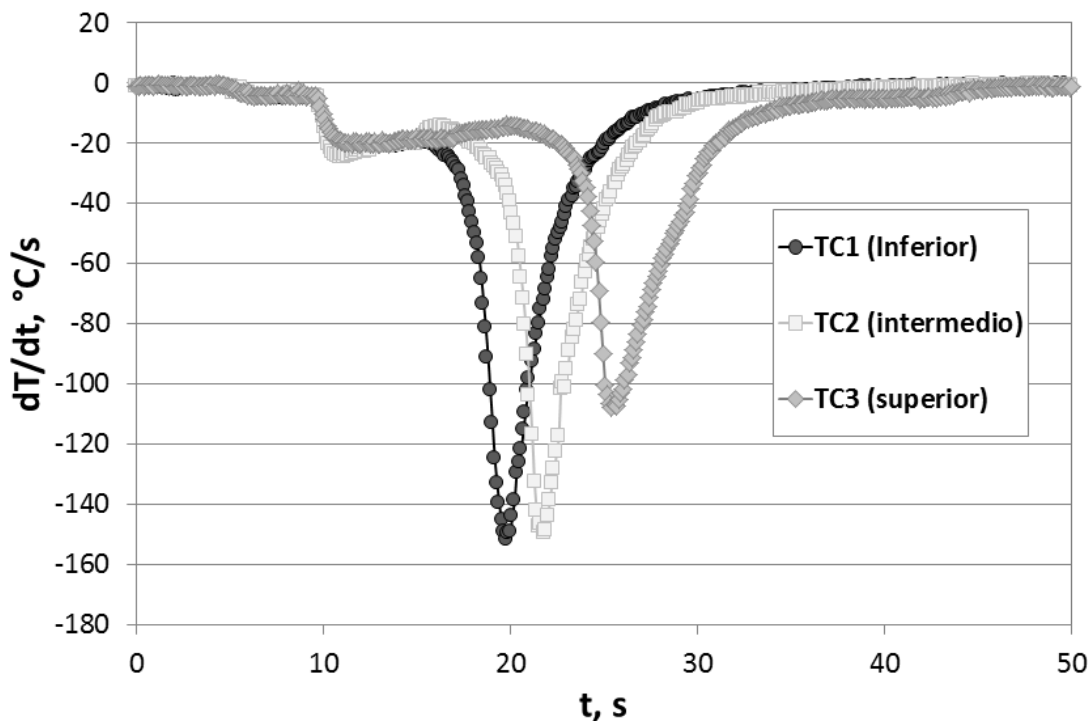


Figura 5.5. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo de los tres termopares para la Prueba 1A.

En la Figura 5.6 se presenta la rapidez de enfriamiento como función de la temperatura registrada para las pruebas 1, 2 y 3, respectivamente. Como se observa, a la temperatura inicial de la prueba (915 °C aproximadamente) la rapidez de enfriamiento es cero pues la pieza aun esta dentro del horno y no ha comenzado a enfriarse, conforme la temperatura disminuye comienza a observarse un ligero cambio en la rapidez de enfriamiento hasta que se llega a un punto en el que ésta permanece prácticamente constante para un intervalo dado de temperaturas; ese intervalo indica la presencia de una capa de vapor estable (Etapa A) por lo que la rapidez de enfriamiento cambia muy poco. Conforme la temperatura disminuye, comienza a verse un aumento en la rapidez de enfriamiento (a distinta temperatura para cada termopar), la cual indica el rompimiento de la capa de vapor para cada posición de los termopares. A partir de ese punto el enfriamiento ocurre en presencia de burbujas (Etapa B) por lo que la extracción de calor aumenta.

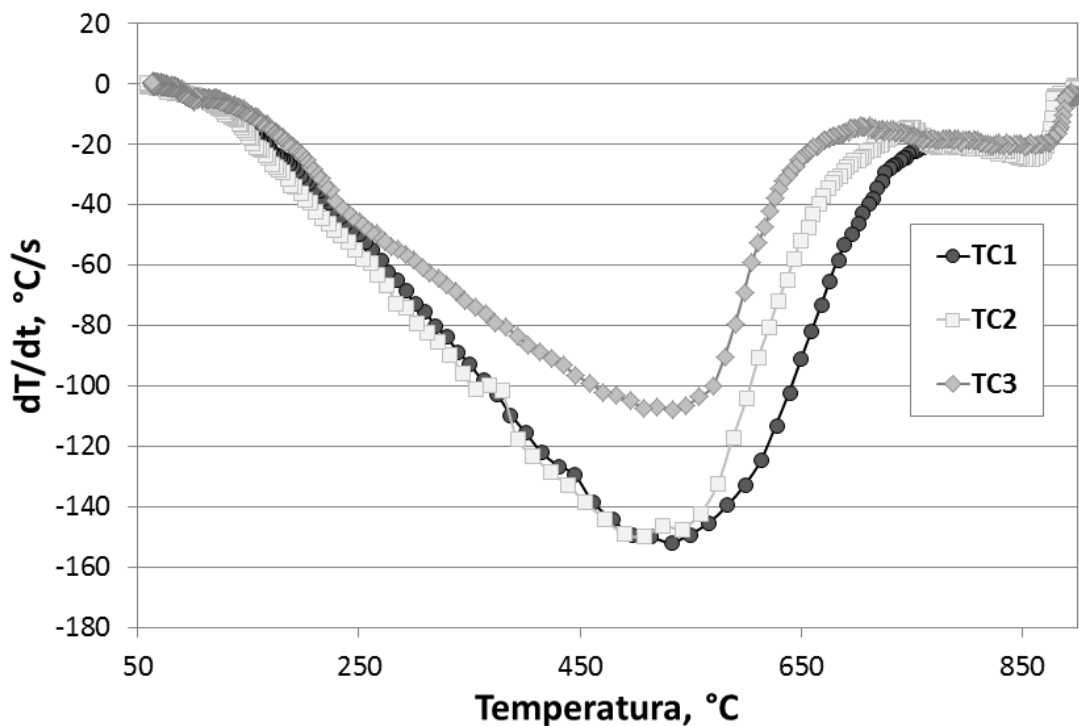


Figura 5.6. Rapidez de enfriamiento en función de la temperatura de sub-superficie para los tres termopares de la prueba 1A.

En las gráficas de rapidez de enfriamiento vs. temperatura es posible apreciar que la temperatura a la que comienza a incrementarse significativamente la rapidez de enfriamiento (después de mantenerse casi constante para un intervalo de temperaturas) es distinta para cada posición, siendo mayor en la parte inferior de la probeta. Como consecuencia de esto, se tienen valores mayores de máxima rapidez de enfriamiento para el termopar que se encuentra en la parte inferior de la probeta, puesto que la fuerza motriz es mayor que para el termopar superior debido a que no se ha enfriado tanto (aún cuando sea en presencia de la capa de vapor). Conforme la temperatura disminuye, se llega a un punto en el que la rapidez de enfriamiento comienza a reducirse, pues la temperatura superficial de la probeta se acerca cada vez más a la temperatura del medio de enfriamiento (60 °C), y una vez que la iguala se termina el enfriamiento.

También se observa que la máxima rapidez de enfriamiento ocurre a temperaturas muy cercanas para las tres ubicaciones de los termopares. Esto significa que la temperatura de superficie a la cual ocurre la máxima rapidez de enfriamiento se encuentra dentro de un rango pequeño, de 500 a 550 °C, para las tres posiciones de los termopares. También se observa que los valores máximos de rapidez de enfriamiento para el termopar inferior (TC1) se encuentran dentro de un rango menor que los del termopar superior (TC3), por lo que hay menor precisión para determinar la máxima rapidez de enfriamiento de este último, ya que ésta es muy similar en un rango más amplio de temperaturas.

Para mostrar cómo se correlaciona la historia térmica registrada con los eventos en la superficie de la probeta, en términos de las etapas de extracción de calor y de la cinemática del frente de mojado, se utiliza el caso del termopar 1 de la Prueba 1A. Por conveniencia, la historia térmica de este termopar se muestra por separado en la Figura 5.7. De igual manera, en la Figura 5.8 se muestra únicamente la rapidez de enfriamiento del termopar 1 en función del tiempo.

En la Figura 5.7 se puede observar que al comienzo de la historia térmica se tiene una temperatura constante de aproximadamente 915 °C, la cual indica el intervalo de tiempo en que la probeta estuvo dentro del horno. Después se observa un

ligero cambio de pendiente que indica el momento en el que la probeta sale del horno y es trasladada al tanque de temple. Luego un segundo cambio de pendiente que indica el momento en que la probeta entra al tanque de temple con la formación instantánea de la película de vapor alrededor de la probeta, correspondiente a la etapa A de extracción de calor. A continuación se observa un tercer cambio de pendiente, pero a diferencia de los anteriores, este es más pronunciado. Dicho cambio indica el punto en el que se rompe la película de vapor en la posición de lo termopar (Etapa B); y como se infiere de la Figura 5.4 sucede en tiempos y temperaturas distintas para cada termopar. Lo anterior se debe a que cuando el frente de mojado llega al termopar superior la probeta se ha enfriado un poco más. Dicho enfriamiento se puede apreciar también en las imágenes mostradas en la Figura 5.3: cuando el frente de mojado pasa por el termopar inferior (TC1), la parte de probeta rodeada por la capa de vapor se ve más naranja que cuando pasa por el termopar superior (TC3), indicando este cambio en la intensidad del color que aún en presencia de la capa de vapor hay extracción de calor, pero es muy lenta en comparación con la zona donde existe ebullición.

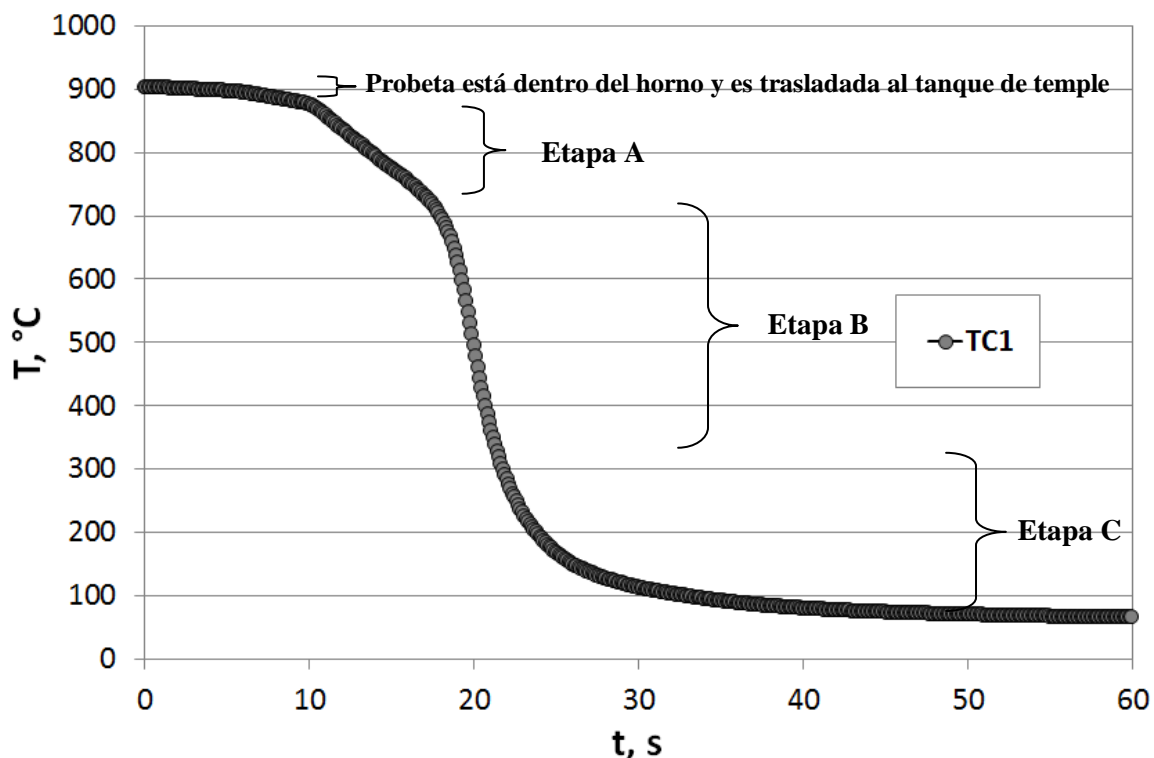


Figura 5.7. Historia térmica en la posición del termopar 1, para la Prueba 1A.

En la Figura 5.8 se presenta la historia de rapidez de enfriamiento del termopar 1, para la Prueba 1A. Como se observa en dicha Figura, al comienzo existe una ligera variación en la rapidez de enfriamiento debido a que la pieza sale del horno y entra al baño de temple, y después se pueden observar las tres etapas de extracción de calor. La etapa A ocurre durante el intervalo de tiempo en que la rapidez de enfriamiento permanece casi constante, pues la capa de vapor es estable y la extracción de calor varía muy poco. La etapa B ocurre cuando se rompe la capa de vapor, por lo que está acompañada de un gran aumento en la extracción de calor. Por último, la rapidez de enfriamiento disminuye hasta llegar a la temperatura del medio de temple debido a la cercanía entre la temperatura del metal y la del medio.

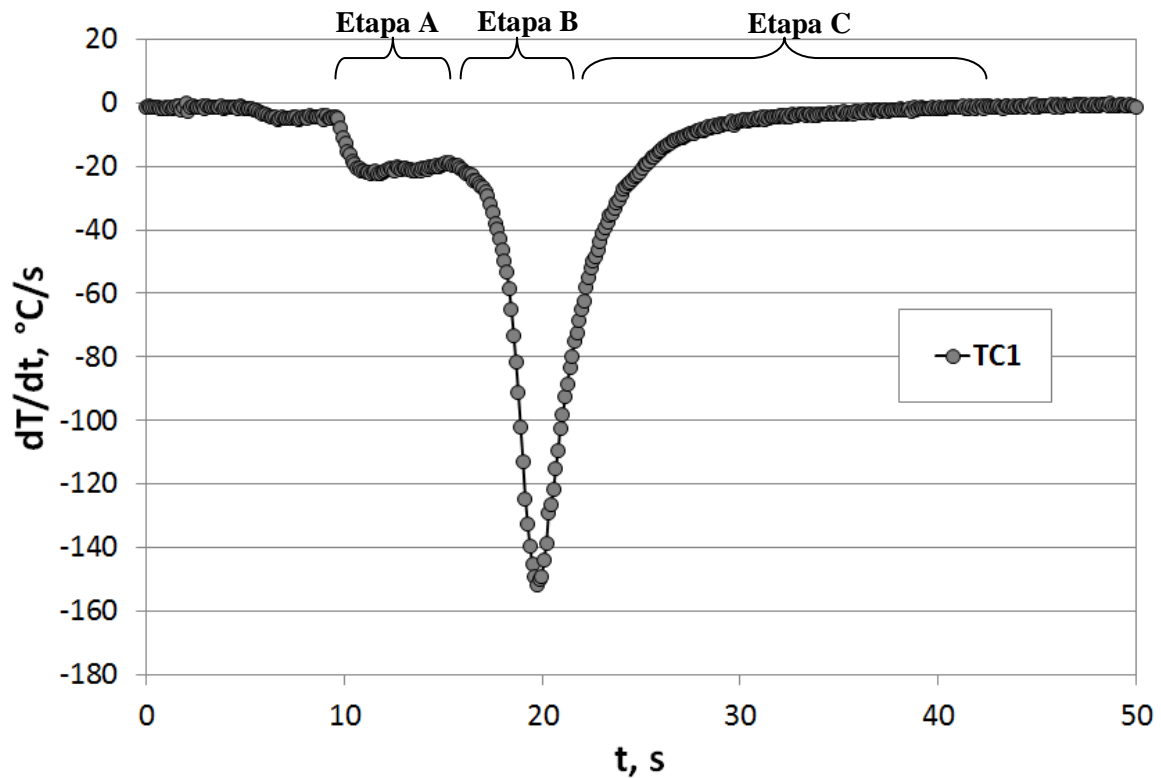


Figura 5.8. Historias de rapidez de enfriamiento en la posición del termopar 1, para la Prueba 1A.

A partir de las imágenes extraídas de la videograbación (ver, por ejemplo, la secuencia de la Figura 5.3) se determinó el tiempo al que ocurren eventos clave

durante el enfriamiento de la probeta en la Prueba 1A. Los resultados se resumen en la Tabla 5.1. Como puede observarse, el traslado de la probeta al interior del baño toma 0.66 s. El frente de mojado se detecta por primera vez después de que han transcurrido 5.8 s desde que la probeta llegó a su posición final.

Con la información de la Tabla 5.1 se construyó una tabla para conocer el tiempo al cual el frente de mojado llegaba a una posición dada (medida desde la base del cono de la probeta) y estos resultados se presentan en la Tabla 5.2. A partir de esta tabla se construyó la gráfica de la Figura 5.9. Esa gráfica evidencia que el frente de mojado avanza a una velocidad constante. Para determinar este valor se aplicó una regresión lineal con Microsoft Excel (que se muestra en la misma gráfica). El resultado es una velocidad del frente de mojado de 3.56 mm/s.

Tabla 5.1. Secuencia de eventos en la superficie de la probeta.

EVENTO	Tiempo cronómetro (min)	Tiempo neto (s)
La punta de la probeta entra al baño de temple	01:05.9	0
La probeta llega a su posición final	01:06.6	0.66
El frente de mojado llega a la punta del cono invertido	01:11.4	5.46
El frente de mojado llega a la base del cono invertido	01:13.7	7.75
El frente de mojado llega a la altura del termopar inferior	01:15.2	9.30
El frente de mojado llega a la altura del termopar intermedio	01:18.2	12.30
El frente de mojado llega a la altura del termopar superior	01:20.6	14.73
El frente de mojado llega a la base del cople	01:25.7	22.49

Tabla 5.2. Tiempos a los que el frente de mojado se localiza en las posiciones axiales indicadas (termopar 1, Prueba 1A).

	Distancia desde la base del cono (mm)	Tiempo (s)
Base del cono	0	7.75
TC1 (inferior)	5	9.30
TC2 (intermedio)	15	12.30
TC3 (superior)	25	14.73

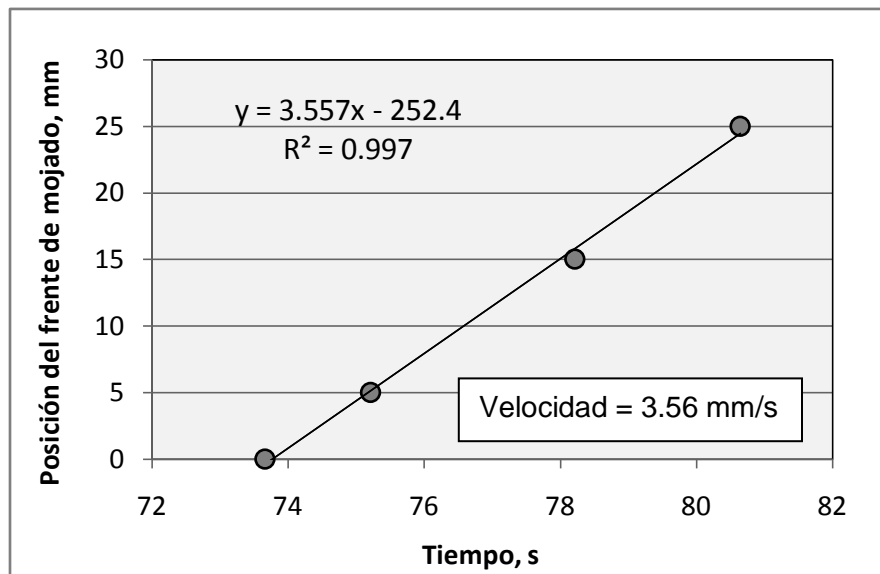


Figura 5.9. Posición del frente de mojado como función del tiempo para el termopar 1, Prueba 1A.

En la Tabla 5.3 se puede observar que para una alta velocidad de inmersión (22.6 cm/s) la velocidad del frente de mojado varía muy poco con respecto a la profundidad de inmersión. Por el contrario, en el caso de una baja velocidad de inmersión (14.5 cm/s) la velocidad del frente de mojado varía significativamente, siendo mayor cuando la profundidad de inmersión tiene el valor más alto (25 cm).

Tabla 5.3. Velocidad del frente de mojado para todas las condiciones experimentales.

Prueba	Profundidad de inmersión (cm)	Velocidad de inmersión (cm/s)	Mínima velocidad del frente de mojado (mm/s)	Máxima velocidad del frente de mojado (mm/s)	Velocidad promedio del frente de mojado (mm/s)
1	1	22.6	3.56	3.54	3.55
2	25	22.6	3.42	3.44	3.43
3	1	14.5	3.04	3.06	3.05
4	25	14.5	4.38	4.42	4.4

En la Tabla 5.4 se presentan los valores de tiempo en que el frente de mojado se detecta por primera vez después de llegar a su posición final, es decir, el tiempo que tarda en romper la capa de vapor en la punta de la probeta una vez que ha llegado a su posición final.

Tabla 5.4. Tiempo de inicio de mojado de la punta de la probeta, desde su ubicación final, para todas las condiciones experimentales.

Prueba	Profundidad de inmersión (cm)	Velocidad de inmersión (cm/s)	Valor mínimo de tiempo transcurrido (s)	Valor máximo de tiempo transcurrido (s)	Tiempo promedio transcurrido (s)
1	1	22.6	4.8	4.95	4.88
2	25	22.6	4.74	4.77	4.76
3	1	14.5	1.1	1.22	1.16
4	25	14.5	5.04	7.58	6.31

Como se puede observar en la Tabla 5.4, para una alta velocidad de inmersión (22.6 cm/s) el tiempo transcurrido entre la llegada de la probeta a su posición final y el rompimiento del frente de mojado en la punta de la misma es prácticamente el mismo al incrementar la profundidad de inmersión de 1 a 25 cm. Para una baja velocidad de inmersión (14.5 cm/s), dicho tiempo aumenta considerablemente (es poco mas de cinco veces mayor) al incrementar la profundidad de inmersión de 1 a 25 cm. Por otro lado, para la profundidad de inmersión de 25 cm se tienen valores de tiempo menores para la velocidad de inmersión de 22.6 cm/s que para la de 14.5 cm/s (4.76 y 6.31 s respectivamente). Esto permite sugerir que la estabilidad de la capa de vapor aumenta a bajas velocidades y mayores profundidades de inmersión. Esto se puede explicar considerando que una baja velocidad de inmersión implica baja transferencia de calor durante la inmersión por lo que la probeta llega a la posición final con mayor cantidad de energía térmica y por lo tanto es más fácil que sustente a la capa de vapor. Combinando los resultados mostrados en las Tablas 5.3 y 5.4, se puede observar que cuando la capa de vapor es menos estable el frente de mojado avanza más despacio y viceversa.

Los valores máximos de rapidez de enfriamiento para todas las condiciones experimentales se muestran en la Tabla 5.5. Las temperaturas a las que ocurren dichas rapidezces de enfriamiento se presentan en la Tabla 5.6. Ambos valores se obtuvieron directamente de las gráficas de rapidez de enfriamiento vs. tiempo.

Como se observa en la Tabla 5.6, la temperatura para la máxima rapidez de enfriamiento del termopar uno siempre es menor a la del termopar 2 para todas las condiciones experimentales, es decir, que la mayor rapidez de enfriamiento ocurre a temperatura mayor en la posición superior de la probeta. Para todas las pruebas, la temperatura a la que se da la mayor extracción de calor está en un rango pequeño: entre 498 y 550 °C. Esto quiere decir que la temperatura a la que ocurre la máxima rapidez de enfriamiento no es una propiedad del sistema sino que depende de la dinámica del proceso.

Tabla 5.5. Máxima rapidez de enfriamiento para todas las condiciones experimentales.

Prueba	Profundidad de inmersión (cm)	Velocidad de inmersión (cm/s)	Termopar	Valor mínimo de la mayor rapidez de enfriamiento (°C/s)	Valor máximo de la mayor rapidez de enfriamiento (°C/s)	Promedio de la mayor rapidez de enfriamiento (°C/s)
1	1	22.6	1	151.9	152.47	152.19
			3	108.14	109.28	108.71
2	25	22.6	1	160.16	161.27	160.72
			3	131.22	134.29	132.76
3	1	14.5	1	160.18	159.16	159.67
			3	117.96	123.44	120.7
4	25	14.5	1	175.48	180.29	177.89
			3	133.77	139.62	136.7

Tabla 5.6. Temperatura a la que ocurre la máxima rapidez de enfriamiento de todas las condiciones experimentales.

Prueba	Profundidad de inmersión (cm)	Velocidad de inmersión (cm/s)	Termopar	Temperatura mínima a la que ocurre la mayor rapidez de enfriamiento (°C)	Temperatura máxima a la que ocurre la mayor rapidez de enfriamiento (°C)	Temperatura promedio a la que ocurre la mayor rapidez de enfriamiento (°C)
1	1	22.6	1	527.4	530.49	528.95
			3	533	536.27	534.64
2	25	22.6	1	495.69	499.92	497.81
			3	520.76	535.52	528.14
3	1	14.5	1	491.64	508.19	499.92
			3	497.91	506.11	502.01
4	25	14.5	1	521.37	538.17	529.77
			3	566.84	553.45	550.15

Los eventos críticos ocurridos en la superficie de la probeta, obtenidos de las videograbaciones (ver Tabla 5.1) se anotaron en las curvas de rapidez de enfriamiento de todas las pruebas para analizar la relación de dichos sucesos con la extracción de calor. En la Figura 5.10 se muestra, a manera de ejemplo, la curva obtenida para la prueba 1A. Como se mencionó anteriormente, debido a que se grafica la rapidez de enfriamiento en la sub-superficie, hay un desfaseamiento con respecto al tiempo en que ocurren los eventos en la superficie. Por lo tanto, se esperaría que las curvas de rapidez de enfriamiento de la superficie (que se obtendrán más adelante mediante la solución del problema inverso de calor) estén ligeramente corridas hacia la izquierda y que los valores máximos de rapidez de enfriamiento sean mayores, pues la temperatura de superficie es mayor a la de sub-superficie.

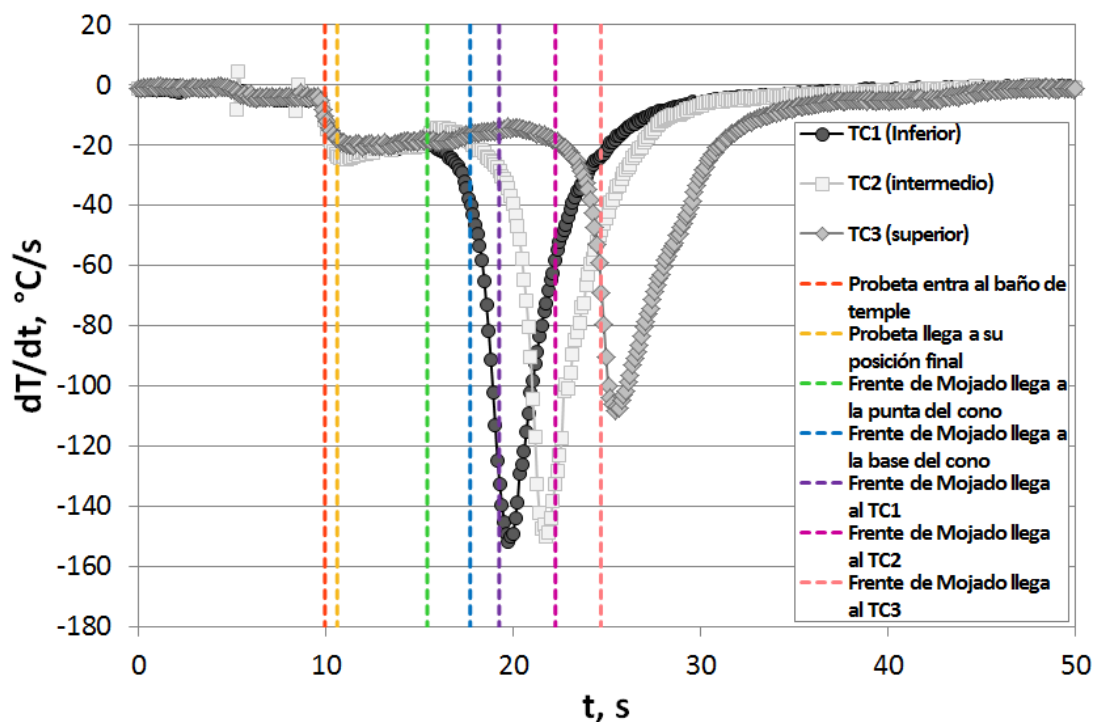
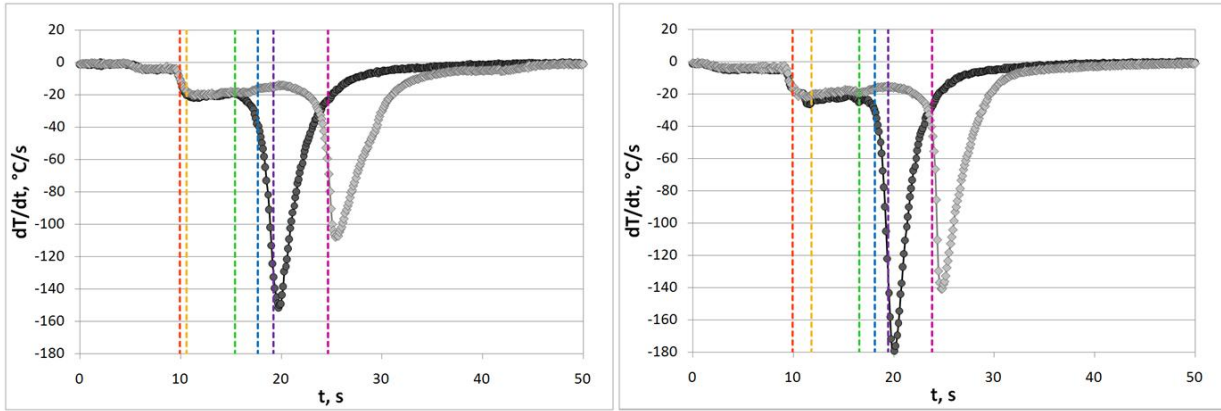


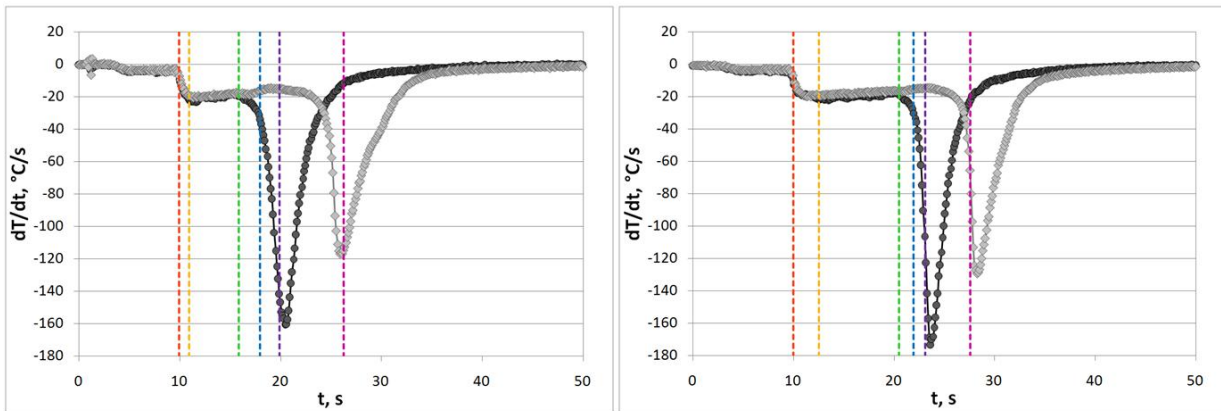
Figura 5.10. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo de los tres termopares para la Prueba 1A, donde se señala el tiempo en que ocurren los eventos críticos en la superficie.

En la Figura 5.11 se presentan las curvas de rapidez de enfriamiento vs. tiempo obtenidas para todas las condiciones experimentales.



a) Profundidad de inmersión = 1 cm
Velocidad de inmersión = 22.6 cm/s

b) Profundidad de inmersión = 25 cm
Velocidad de inmersión = 22.6 cm/s



c) Profundidad de inmersión = 1 cm
Velocidad de inmersión = 14.5 cm/s

d) Profundidad de inmersión = 25 cm
Velocidad de inmersión = 14.5 cm/s

- TC1 (Inferior)
- ◆ TC3 (superior)
- Probeta entra al baño de temple
- Probeta llega a su posición final
- Frente de Mojado llega a la punta del cono
- Frente de Mojado llega a la base del cono
- Frente de Mojado llega al TC1
- Frente de Mojado llega al TC3

Figura 5.11. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo calculada para los dos termopares y todas las condiciones experimentales, donde se señala el tiempo en que ocurren los eventos críticos en la superficie para las pruebas: a) 1, b) 2, c) 3, y d) 4.

Puesto que no se pudo adquirir la respuesta térmica del termopar intermedio para todas las pruebas, debido a que este termopar falló al realizar los últimos experimentos, no se consideró en el análisis de resultados posterior, de tal manera que solo se presentan las curvas obtenidas para los termopares superior e inferior. En general, se observa que la capa de vapor es significativamente menos estable (dura menos tiempo) para la condición experimental de mayor velocidad de inmersión y mayor profundidad de inmersión.

5.2 Solución del Problema Inverso de Conducción de Calor

La solución del Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP), utilizada para la estimación del flux de calor y de la temperatura en la superficie, se obtuvo empleando el *software* WinProbe [26]. Este *software* permite al usuario el manejo de datos para el cálculo y análisis de la condición de frontera térmica a partir de respuesta térmicas medidas al interior de una pieza, mediante la aplicación del método secuencial de especificación de la función.

Los datos que se introducen al programa deben ser de tiempo vs. temperatura medida con el termopar de la sub-superficie. Dado que la frecuencia de adquisición no es constante, los datos deben interpolarse, para lo que se utilizó el *software* ModelaUNAM. Para ejemplificar el uso de WinProbe y ModelaUNAM se muestran los datos correspondientes a la prueba 1A.

5.2.1 Interpolación de datos

Los datos que se introducirán al programa ModelaUNAM deben ser de tiempo vs. temperatura medida por el termopar de la sub-superficie. Estos datos se copian y pegan en una hoja de Microsoft Excel; esta información se guarda en formato de texto separado por comas (CSV delimitado por comas). Para la interpolación se abre el ejecutable *Interpola1*, contenido en la carpeta ModelaUNAM. A continuación se abre el archivo con los datos en el formato descrito anteriormente, seleccionando: *Abrir* → *Nombre del Archivo* → *Aceptar*, de esta manera los datos de tiempo y temperatura aparecen en la parte izquierda de la

pantalla, acompañados del número de datos. Después se establece el valor del intervalo de tiempo que se desea para la interpolación. El valor promedio de tiempo para las pruebas fue de 0.118 segundos, y para la interpolación de todos los datos experimentales por lo que se eligió un intervalo de 0.12 segundos, como se muestra en la Figura 5.12.

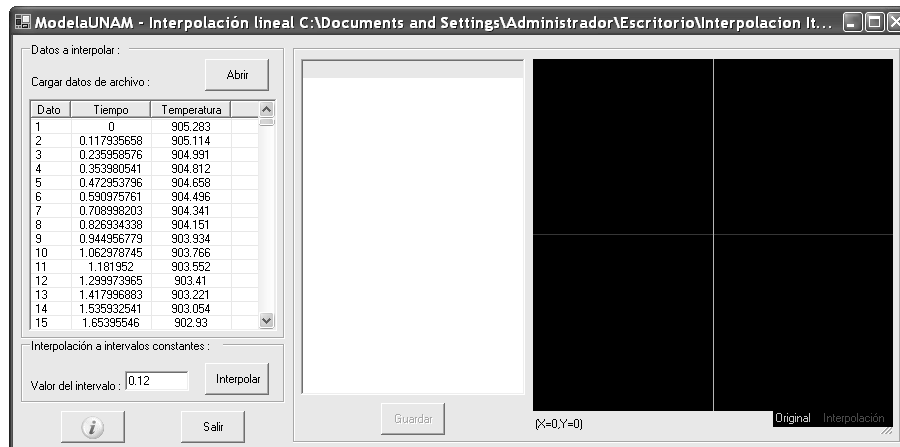


Figura 5.12. Pantalla que muestra los datos de tiempo y temperatura cargados en el software ModelaUNAM y el intervalo de 0.12 establecido para la interpolación.

Finalmente se selecciona la opción *Interpol* (a un lado del valor del intervalo), y el programa dará salida a los resultados (lado derecho de la pantalla) de la forma mostrada en la Figura 5.13. Para guardar el archivo de datos se selecciona: *Guardar* → *Nombre del Archivo* → *Aceptar*. El archivo se guarda en formato de texto separado por comas (CSV delimitado por comas), que puede ser trabajado como un archivo de Microsoft Excel.

5.2.2 Cálculos con WinProbe

Una vez interpolados, los datos se copian y pegan en una hoja nueva de Microsoft Excel y se insertan dos renglones antes de los datos. En el primer renglón se escribe el número total de los datos interpolados y el número de columnas, en el segundo renglón se escriben los títulos: Tiempo y Tsub-sup (ver Figura 5.14). Se guarda esta información en formato de texto separado por comas (CSV delimitado por comas).

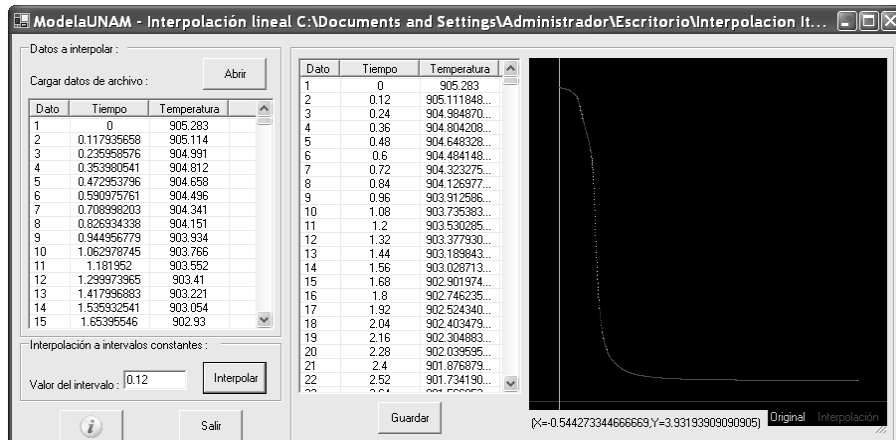


Figura 5.13. Pantalla que muestra la salida de datos (parte intermedia) y las gráficas correspondientes a los datos no interpolados e interpolados (lado derecho).

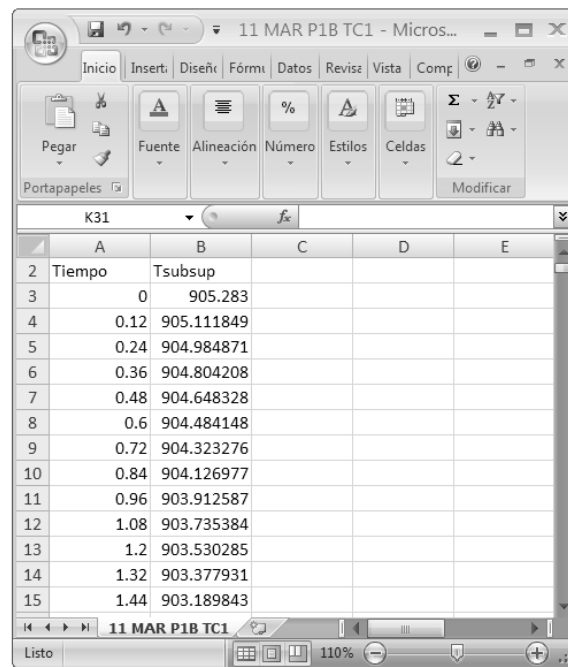


Figura 5.14. Pantalla de Excel que muestra el formato necesario para la entrada de datos a WinProbe.

Para el cálculo del IHCP en el programa WinProbe, se abre el archivo con los datos en el formato descrito anteriormente, desde el programa WinProbe. De esta forma el programa abre el archivo de datos como se muestra en la Figura 5.15. Para realizar el cálculo de IHCP se selecciona: *Process* → *Heat Flux* → *IHCP*

Model. Se mostrará una ventana con el título Heat Flux IHCP Model, donde se presiona OK. A continuación se abre una ventana de opciones (*IHCP Options*) en la cual se debe establecer el diámetro de probeta y la posición del termopar (si se encuentra en el centro o fuera del centro, en cuyo caso se dará la posición con respecto a la superficie de la probeta). También en esta ventana se selecciona el tipo de acero con el que se está trabajando.

Tiempo	Tsubsup
0	905.283
0.12	905.111848
0.24	904.984870
0.36	904.804208
0.48	904.648328
0.6	904.484148
0.72	904.323275
0.84	904.126977
0.96	903.912586
1.08	903.735383
1.2	903.530285
1.32	903.377930
1.44	903.189843
1.56	903.028713
1.68	902.901974
1.8	902.746235
1.92	902.524340
2.04	902.403479
2.16	902.304883
2.28	902.039595
2.4	901.876879
2.52	901.734190

Figura 5.15. Pantalla que muestra los datos de entrada cargados en el software WinProbe.

La Figura 5.16 muestra el caso de la probeta de acero inoxidable AISI 304, con diámetro de media pulgada y una distancia de 0.09375 in entre la superficie y el termopar de sub-superficie.

Una vez que se define el diámetro de la probeta, la posición del termopar y el material (en este caso se seleccionó un acero inoxidable 304), se requiere seleccionar los parámetros r (número de tiempos futuros) y n (número de nodos entre la superficie y la posición del termopar). Para ello se selecciona la opción *Advanced* y aparece la pantalla *IHCP Options Advanced*. Para el caso del acero inoxidable, se seleccionó un parámetro r de 2 y un número de nodos de 5. Finalmente para realizar el cálculo se presiona OK en la ventana *IHCP Options*. El programa dará salida a los resultados de la forma mostrada en la Figura 5.17.

Para guardar el archivo de datos se selecciona: File → Save → Archivo → OK. El archivo se guarda en formato *.txt, de donde puede exportarse para trabajarlo como un archivo de Microsoft Excel.

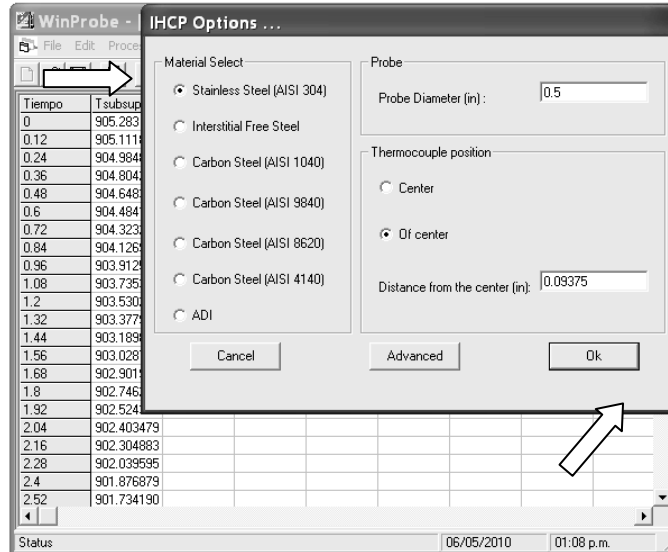


Figura 5.16. Pantalla que muestra el panel de datos para especificar, el material y el diámetro de la probeta, así como la magnitud con respecto al radio de la posición del termopar, para el modelo IHCP.

Tiempo	Tsubsup	q (IHCP)	Ts (IHCP)
0	905.283	131293.488	910.493053
0.12	905.111848	-295807.306	894.071621
0.24	904.984870	-75453.0876	900.470231
0.36	904.804208	189256.777	909.125375
0.48	904.648328	-60713.0106	901.560492
0.6	904.484148	-137465.081	898.634516
0.72	904.323275	-2754.86295	902.034109
0.84	904.126377	18064.5011	902.685691
0.96	903.912586	-13757.4397	902.019515
1.08	903.735383	-86040.3645	899.014490
1.2	903.530285	47695.8714	903.669912
1.32	903.377930	-43287.6576	900.204266
1.44	903.189843	-28822.2096	900.883829
1.56	903.028713	34537.9498	902.951976
1.68	902.901974	58365.6576	899.611298
1.8	902.746235	-118935.676	896.698219
1.92	902.524340	139242.476	905.905912
2.04	902.403479	23405.3067	902.448615
2.16	902.304883	-313996.547	889.598508
2.28	902.039595	143192.913	904.855260
2.4	901.876879	130004.477	904.791019
2.52	901.734190	-191464.862	894.447587

Figura 5.17. Pantalla que muestra la solución al IHCP tabulada en el documento en WinProbe, después de ejecutar un caso de estimación de flujo de calor por unidad de longitud (tercera columna) y temperatura de superficie (cuarta columna).

5.2.3 Resultados del problema inverso de calor

Para ejemplificar los resultados de IHCP obtenidos se tratan los datos correspondientes a la prueba 1A. Con los valores de temperatura de superficie obtenidos se construyó una gráfica de temperatura vs. tiempo (ver Figura 5.18), donde se agregó también la temperatura medida en la sub-superficie (la posición del termopar). En la Figura 5.18 se puede observar que las curvas de temperatura de superficie y sub-superficie tienen el mismo comportamiento. Por otro lado se puede apreciar que las curvas obtenidas mediante la solución del IHCP muestran oscilaciones, debido a que los fenómenos que ocurren en la superficie son de alta frecuencia, que es una de las razones por las que obtener dichas mediciones es tan complicado. Este mismo comportamiento se observó para todas las condiciones experimentales. También se estimó la rapidez de enfriamiento para la superficie, a partir de la respuesta térmica, en función del tiempo, la cual se ilustra en la Figura 5.19.

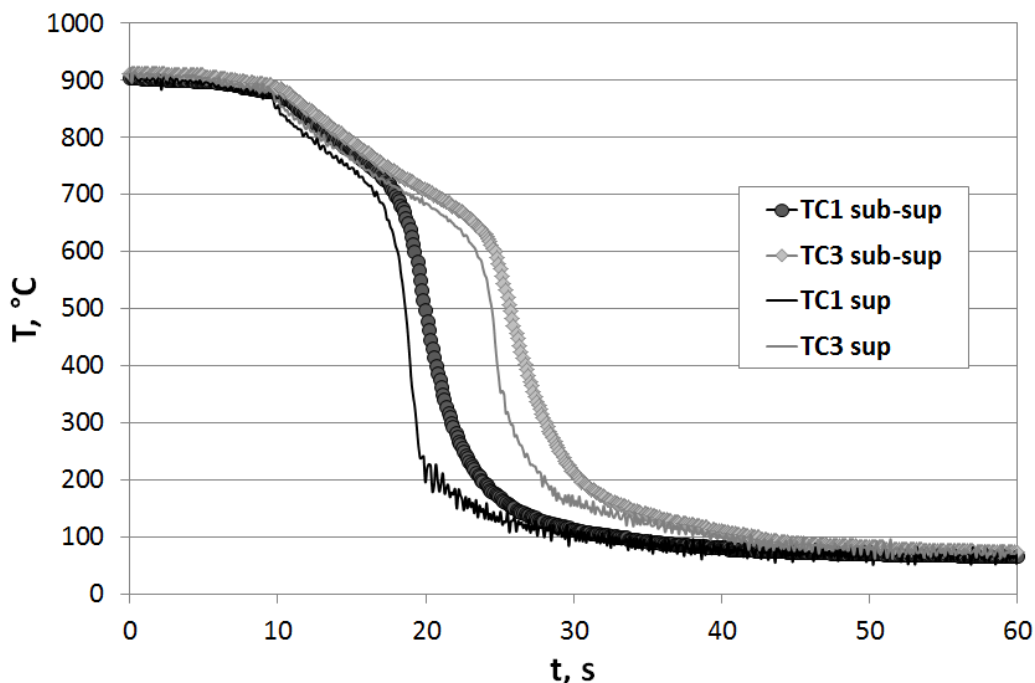


Figura 5.18. Temperatura en función del tiempo para la posición de superficie (IHCP) y de sub-superficie de los termopares 1 y 3 de la prueba 1A.

En la Figura 5.19 se observa también que hay muchas oscilaciones en las curvas de rapidez de enfriamiento. Estas rapidezces de enfriamiento se calcularon mediante una aproximación numérica, utilizando diferencias hacia adelante de dos puntos, por lo que la variación en la temperatura se ve reflejada en la oscilación de las rapidezces de enfriamiento. No obstante, se puede apreciar la tendencia de estas rapidezces, que es muy similar a la rapidez de enfriamiento obtenida para la temperatura de superficie. Para comparar dicho comportamiento, se calculó la rapidez de enfriamiento de superficie y sub-superficie en función del tiempo para los termopares 1 y 3 por separado, y se presenta en las Figuras 5.20 y 5.21, respectivamente.

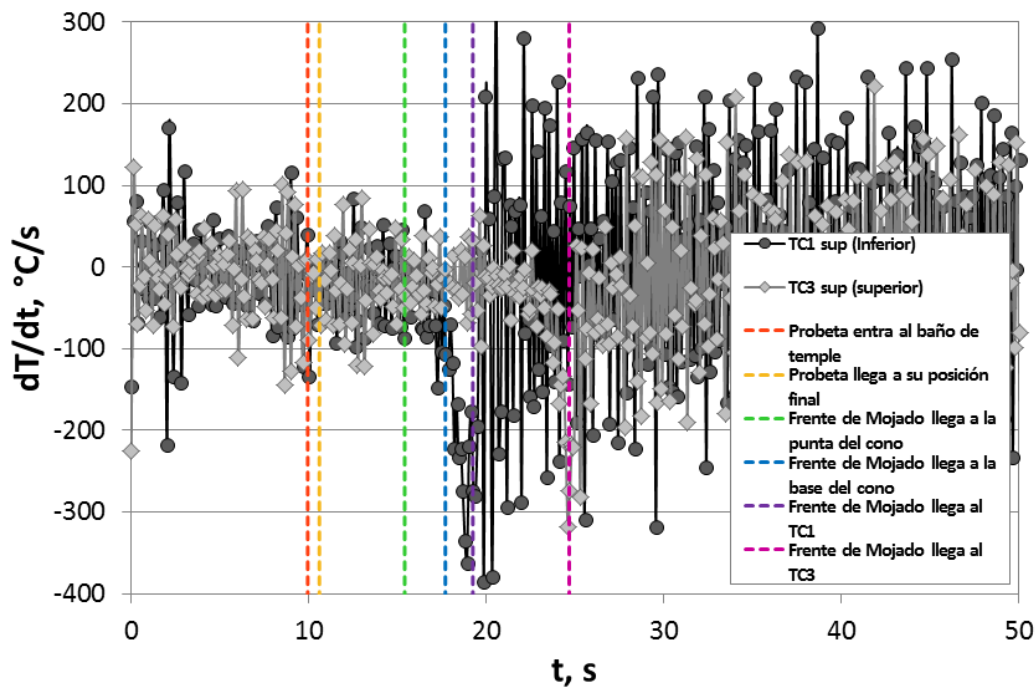


Figura 5.19. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo para la posición de superficie (IHCP) de los termopares 1 y 3 de la prueba 1A.

En las Figuras 5.20 y 5.21 se puede apreciar que las rapidezces de enfriamiento de superficie y sub-superficie tienen el mismo comportamiento, aunque la curva de la superficie se encuentra corrida hacia la izquierda y hacia abajo puesto que la superficie se enfría antes que el interior de la pieza, donde se encuentran los termopares. Por la misma razón se alcanzan mayores rapidezces de enfriamiento en la superficie.

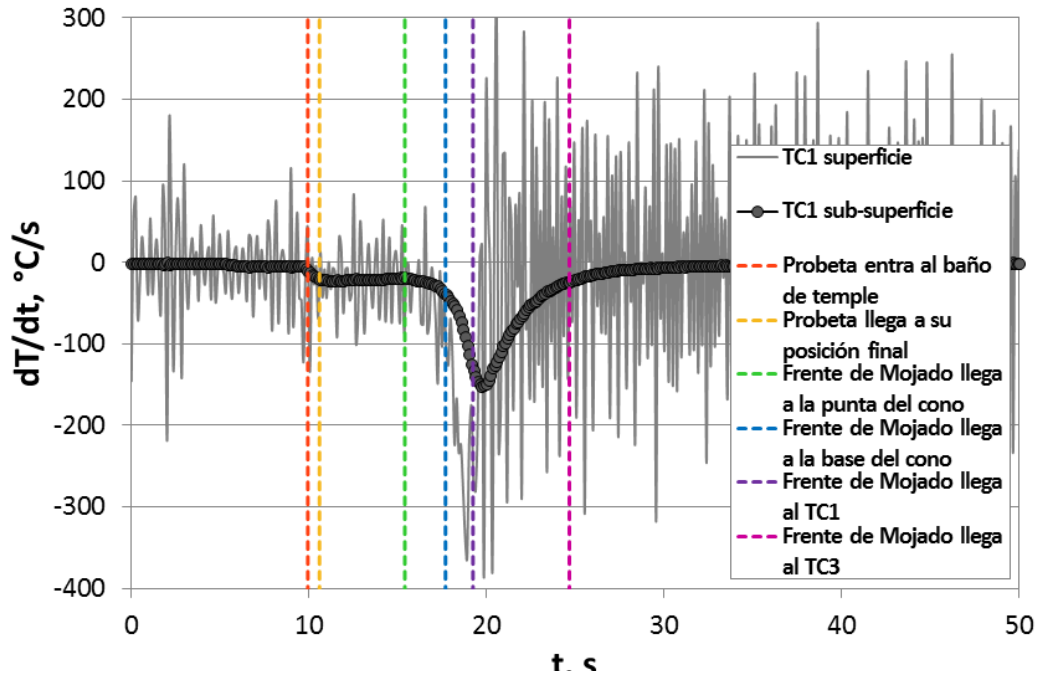


Figura 5.20. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo para la posición de superficie (IHCP) y de sub-superficie (medida) del termopar 1 de la prueba 1A.

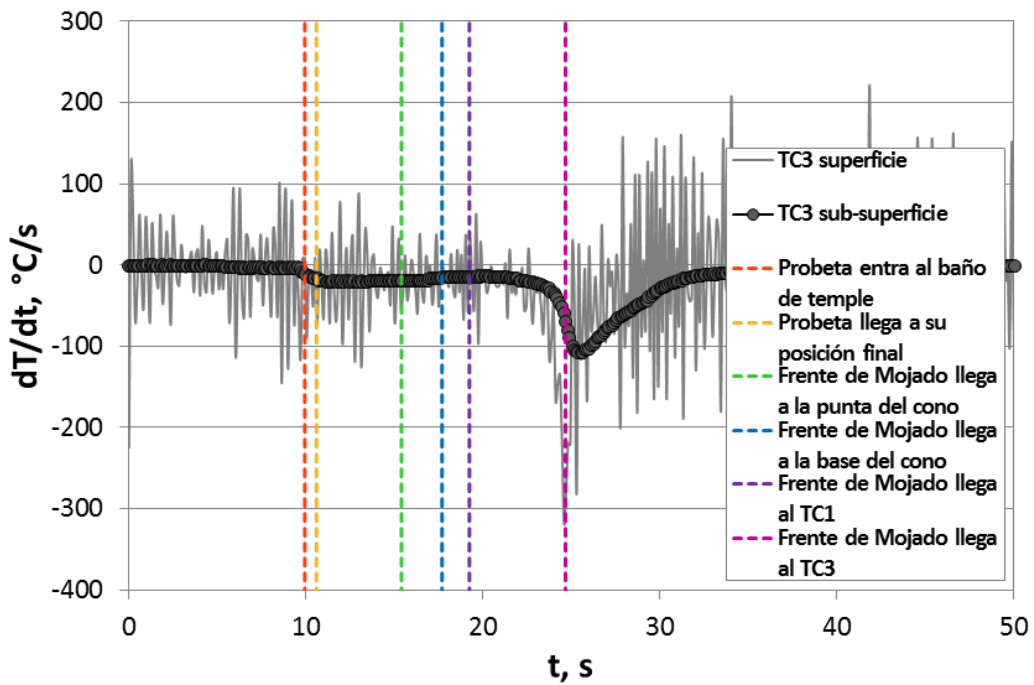


Figura 5.21. Rapidez de enfriamiento en función del tiempo para la posición de superficie (IHCP) y de sub-superficie (medida) del termopar 3 de la prueba 1A.

El flux de calor de ambos termopares, obtenido mediante IHCP, se estimó y presentó en función del tiempo y, para relacionar la extracción de calor con los eventos que ocurren en la superficie, se incluyeron líneas en los tiempos a los que ocurren dichos eventos (obtenidos de las videograbaciones), como se muestra en la Figura 5.22. Estas curvas presentan un comportamiento similar al de las curvas de rapidez de enfriamiento, pudiéndose observar las tres etapas de extracción de calor.

Es importante señalar que los puntos máximos de flux de calor en la superficie, para ambas curvas, ocurren justo en el momento en que el frente de mojado alcanza dichas posiciones, es decir, que en la superficie se logra la mayor extracción de calor en el momento en que se rompe la capa de vapor y comienza el enfriamiento en presencia de burbujas. El mismo comportamiento se observó para todas las condiciones experimentales.

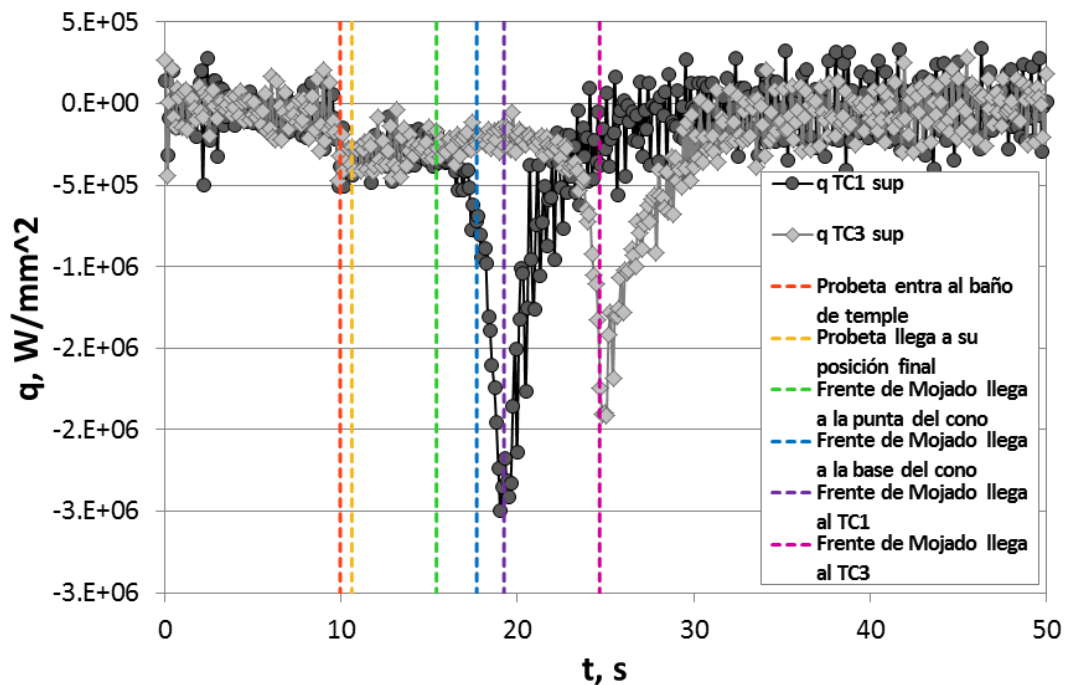


Figura 5.22. Flux de calor de la superficie (IHCP) en función del tiempo para las posiciones de los termopares 1 y 3 de la prueba 1A. Número de tiempos futuros = 2.

Para relacionar la extracción de calor con los fenómenos ocurridos en la superficie se graficaron las temperaturas de superficie y de sub-superficie y el flux de calor calculado para ambos termopares de la prueba 1A, mismos que se presentan en las Figuras 5.23 y 5.24. En estas gráficas, se puede apreciar que la mayor extracción de calor ocurre cuando la capa de vapor se rompe. En la curva de enfriamiento se observa que antes de que la capa de vapor rompa existe una extracción de calor significativa, es decir hay un desfaseamiento en la respuesta al interior de la probeta.

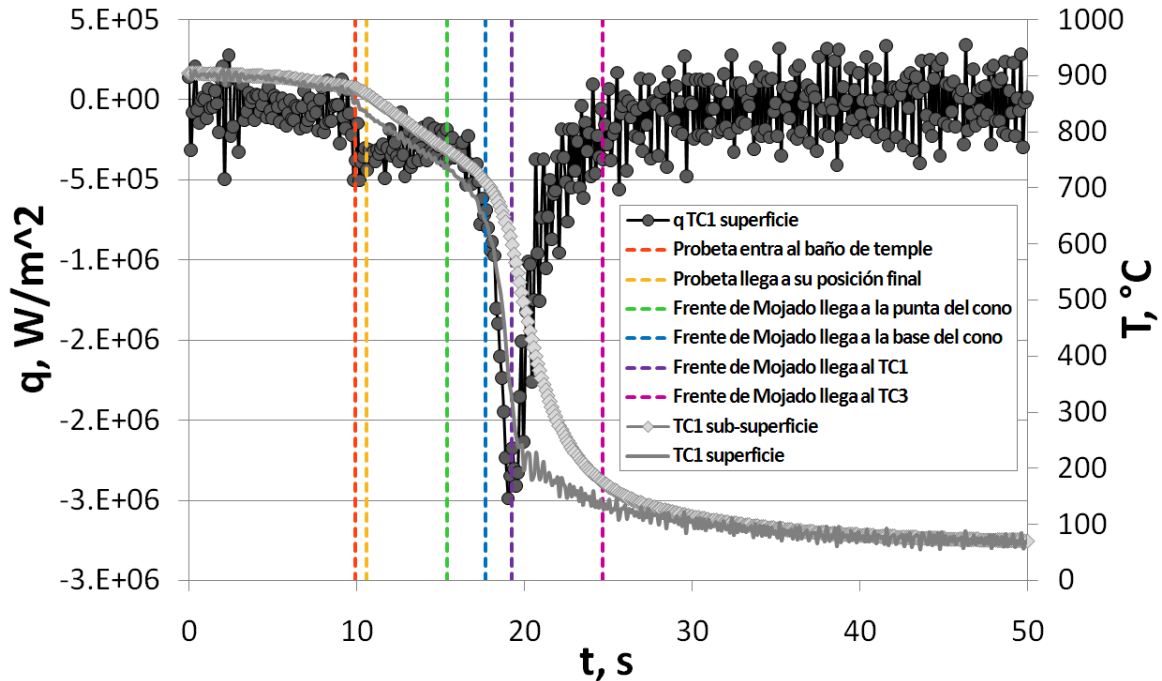


Figura 5.23. Flux de calor de la superficie (IHCP) y temperatura de superficie y de sub-superficie en función del tiempo para la posición del termopar 1 de la prueba 1A. El flux de calor se lee en el eje principal y las temperaturas en el eje secundario. Número de tiempos futuros = 2.

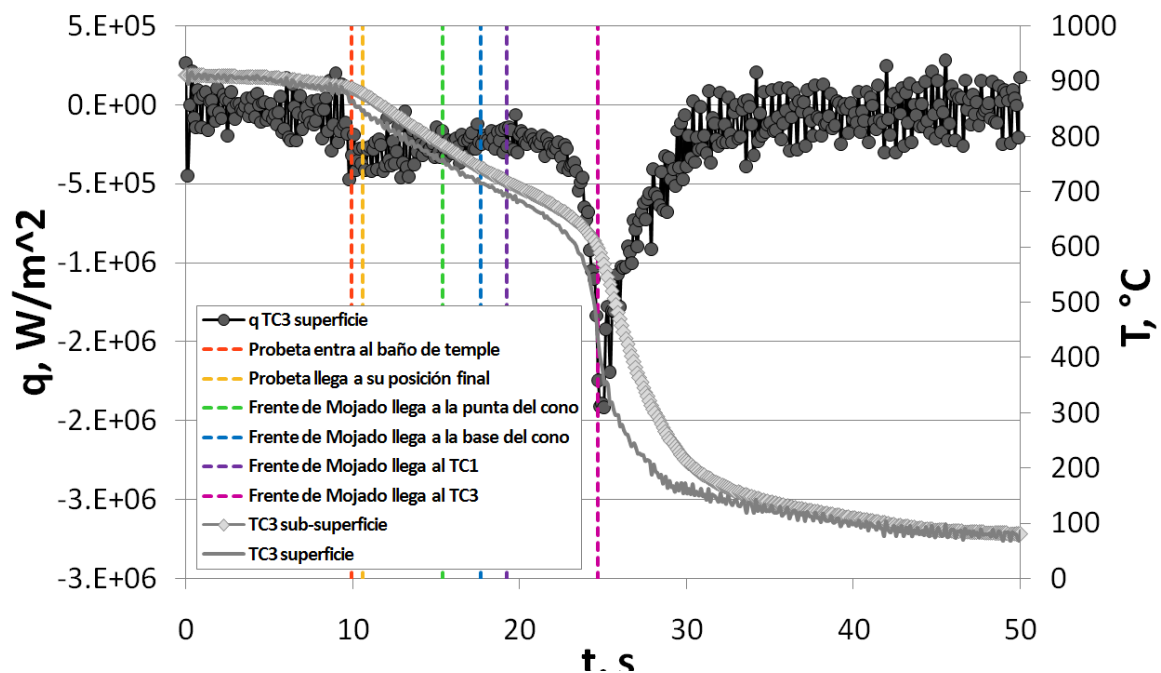
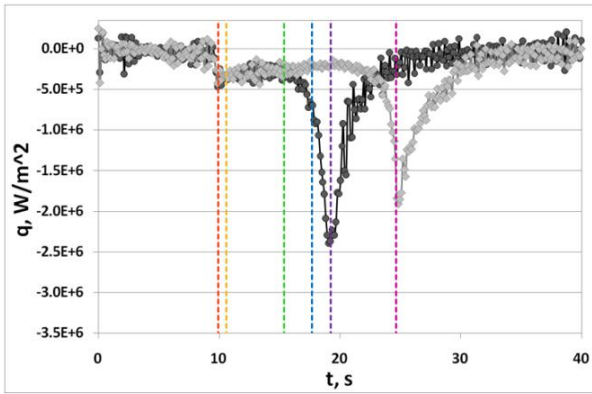


Figura 5.24. Flux de calor de la superficie (IHCP) y temperatura de superficie y de sub-superficie en función del tiempo para la posición del termopar 3 de la prueba 1A. El flux de calor se lee en el eje principal y las temperaturas en el eje secundario. Número de tiempos futuros = 2.

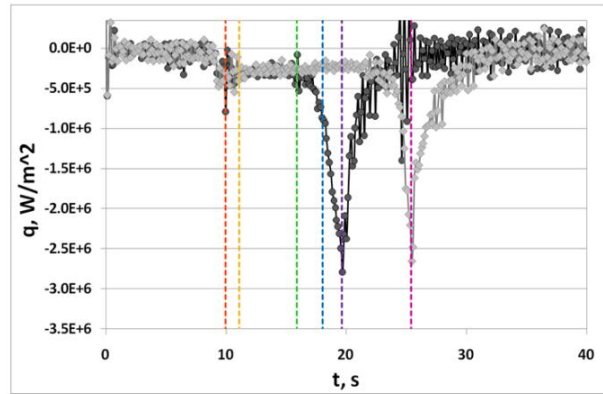
En la Figura 5.25 se presentan las curvas de flux de calor obtenidas para todas las condiciones experimentales. Al igual que para la rapidez de enfriamiento se observa que los valores máximos de extracción de calor se dan para la menor velocidad y la mayor profundidad de inmersión (Prueba 4) aunque bajo estas condiciones también se tiene la capa de vapor más estable.

5.3 Aplicaciones al temple de aceros

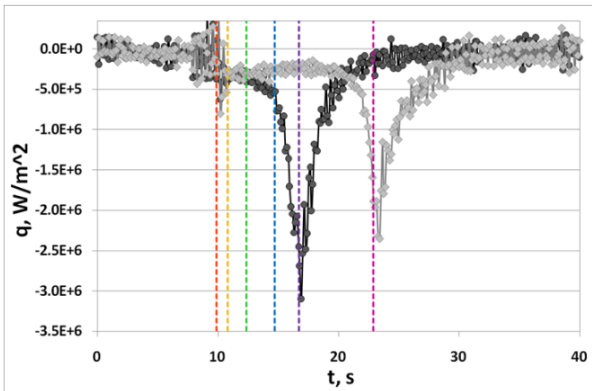
Como se sabe, las etapas de extracción de calor durante el enfriamiento están directamente relacionadas con las transformaciones que sufrirá el acero y con su microestructura final. Puesto que la microestructura que presente el material definirá a sus propiedades finales, para tomar decisiones sobre cuáles son las condiciones óptimas de operación es importante contemplar todas las variables que afectan a dicho proceso.



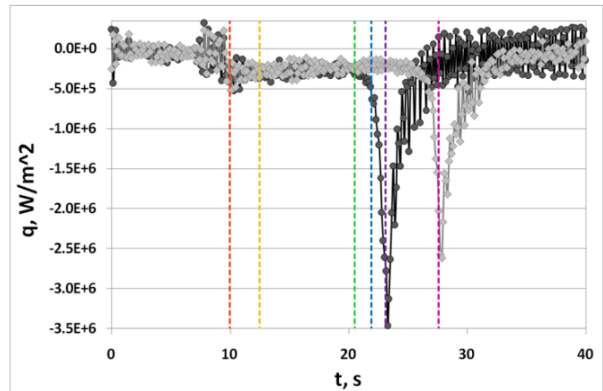
a) Profundidad de inmersión = 1 cm
Velocidad de inmersión = 22.6 cm/s



b) Profundidad de inmersión = 25 cm
Velocidad de inmersión = 22.6 cm/s



c) Profundidad de inmersión = 1 cm
Velocidad de inmersión = 14.5 cm/s



d) Profundidad de inmersión = 25 cm
Velocidad de inmersión = 14.5 cm/s

- q TC1 sup
- ◆ q TC3 sup
- Probeta entra al baño de temple
- Probeta llega a su posición final
- Frente de Mojado llega a la punta del cono
- Frente de Mojado llega a la base del cono
- Frente de Mojado llega al TC1
- Frente de Mojado llega al TC3

Figura 5.25. Historia de flux de calor de la superficie (IHCP) calculada para las dos posiciones de termopares y todas las condiciones experimentales, donde se señala el tiempo en que ocurren los eventos críticos en la superficie para las pruebas: a) 1, b) 2, c) 3, y d) 4.

En la industria se toman en cuenta diversos parámetros de operación en la extracción de calor como son la temperatura del medio de temple, la temperatura de austenización del, el medio de temple y la agitación del mismo, pero en esta investigación se encontró que la velocidad a la que el material entra en el baño de temple y la posición final dentro del mismo también afecta a las etapas de extracción de calor y a la cinemática del frente de mojado cuando el medio de enfriamiento es agua quieta. Se observó que, para la velocidad de inmersión mayor, la profundidad de inmersión no afecta significativamente a la cinemática del frente de mojado. Por el contrario, cuando la velocidad de inmersión es menor, la velocidad del frente de mojado y la estabilidad de la capa de vapor varían significativamente entre las dos profundidades de inmersión, siendo mayor en el caso en que la probeta tarda más en llegar a su posición final.

Puesto que los procesos de temple son comúnmente aplicados a piezas producidas en serie tales como piezas de construcción, herramientas, etc., y que se utilizan tecnologías estandarizadas para fabricar productos con las mismas propiedades mecánicas, es importante considerar que se deben mantener constantes tanto la velocidad como la profundidad de inmersión.

Por otro lado, en los procesos de temple generalmente se busca reducir la estabilidad de la capa de vapor puesto que esta etapa de extracción de calor es la más lenta y se corre mayor riesgo de que ocurran transformaciones de fase indeseables (perlita y bainita), puesto que la curva de enfriamiento alcanzaría a las líneas del diagrama TTT y no se lograría la transformación martensítica. Por lo tanto, son deseables las condiciones que permiten la menor estabilidad de la capa de vapor y la mayor extracción de calor. Como se puede observar en la Figura 11, si bien la combinación de mayor profundidad y menor velocidad de inmersión permite tener la mayor extracción de calor instantánea (mayores valores máximos de rapidez de enfriamiento y de flux de calor) también produce la mayor estabilidad de la capa de vapor. Por el contrario, la menor estabilidad se obtiene con una baja velocidad y profundidad de inmersión, y la máxima rapidez de enfriamiento que se logra bajo estas condiciones es muy similar a la de las dos pruebas restantes.

6. CONCLUSIONES

De los resultados experimentales, el cálculo de las rapidezces de enfriamiento y la estimación de las historias de flux de calor de la superficie así como las videograbaciones se concluye que:

- La capa de vapor que rodea a la probeta se forma inmediatamente después de que esta entra al baño de temple.
- La temperatura a la que comienza a incrementarse significativamente la rapidez de enfriamiento (después de mantenerse casi constante para cierto intervalo de temperaturas) es distinta para cada termopar, siendo mayor para el termopar que se encuentra en la parte inferior de la probeta. Como consecuencia de esto, se tienen valores mayores de máxima rapidez de enfriamiento para el termopar que se encuentra en la parte inferior de la probeta, pues la fuerza motriz es mayor que para el termopar superior.
- La temperatura de superficie a la cual ocurre la máxima rapidez de enfriamiento se encuentra dentro de un rango pequeño para las tres posiciones de los termopares. Para el termopar inferior los valores máximos de rapidez de enfriamiento se encuentran dentro de un rango menor que los del termopar superior, por lo que hay menor precisión para determinar la máxima rapidez de enfriamiento de este último, ya que esta es muy similar en un rango más amplio de temperaturas.
- Para una alta velocidad de inmersión (22.6 cm/s) el valor de velocidad del frente de mojado varía muy poco al cambiar la profundidad de inmersión. Por el contrario, en el caso de una baja velocidad de inmersión (14.5 cm/s) la velocidad del frente de mojado varía significativamente, siendo mayor cuando la profundidad de inmersión tiene el valor más alto (25 cm).
- A altas velocidad de inmersión (22.6 cm/s) el valor de tiempo transcurrido entre la llegada de la probeta a su posición final y el rompimiento del frente

de mojado en la punta de la misma es prácticamente el mismo al incrementar la profundidad de inmersión de 1 a 25 cm. Para una baja velocidad de inmersión (14.5 cm/s), dicho tiempo aumenta considerablemente (es poco más de cinco veces mayor) al incrementar la profundidad de inmersión de 1 a 25 cm. Por otro lado, para la profundidad de inmersión de 25 cm se tienen valores de tiempo menores para la velocidad de inmersión de 22.6 cm/s que para la velocidad de inmersión de 14.5 cm/s (4.76 y 6.31 s respectivamente). Esto significa que la estabilidad de la capa de vapor aumenta a bajas velocidades y altas profundidades de inmersión.

- La mayor velocidad de enfriamiento para ambos termopares ocurre para la mayor profundidad de inmersión y la menor velocidad de inmersión. La siguiente velocidad mayor de enfriamiento se tiene para la mayor profundidad de inmersión y la mayor velocidad de inmersión. La menor velocidad de enfriamiento se obtiene para la menor profundidad de inmersión y la mayor velocidad de inmersión.
- Las curvas obtenidas mediante la solución del IHCP muestran oscilaciones debido a la naturaleza de los fenómenos que ocurren en la superficie, razón por la cual obtener dichas mediciones es tan complicado.
- Los máximos de flux de calor de superficie para todos los termopares ocurren justo en el momento en que el frente de mojado alcanza las posiciones en las que éstos se encuentran, es decir, que en la superficie se logra la mayor extracción de calor en el momento en que se rompe la capa de vapor y comienza el enfriamiento en presencia de burbujas.

7. BIBLIOGRAFÍA

1. C. Chaussiin y G. Hilly. "Metalurgia Tomo 1, Aleaciones Metálicas", Ediciones Urmo, 1975, pp 157-175.
2. J. S. Téllez Martínez. "Desarrollo de un Nuevo Dispositivo para Caracterizar la Extracción de Calor en Baños de Temple", Tesis de Licenciatura, UNAM, Facultad de Química, 2000, pp 12-48.
3. G.E. Totten, C. E. Bates y N. A. Clinton: "Handbook of Quenchants and Quenching Technology", ASM Internacional, U.S.A., 1993, pp. 69-72.
4. J. R. Davis, G. M. Davidson, S. R. Lampman. "Heat Treating", ASM Handbook, Vol. 4, USA, 1a ed., 1991, pp. 80-83,88.
5. J. Apraiz Barreiro. "Tratamientos Térmicos de los aceros", Editorial Dossat, 8° ed., España, 1974, pp. 21-32.
6. H. E. Boyer. "Quenching and Control of Distortion", ASM International, 1988, pp. 12-15.
7. D. Herring, R. Hill. Heat Treatment. "Proceedings of the 23rd ASM Heat Treating Society Conference", September 25-28, Pittsburg Pennsylvania, 2005, pp. 15-18, 306-307.
8. G. Krauss. "Principles of Heat Treatment of Steel", ASM, Metals Park, 1980, pp. 141-143.
9. T.H. Kunzel, H.M. Tensi, G. Welzel. "Rewetting rate - the decisive characteristic of a quenchant", Fifth International Congress on Heat Treatment of Materials, vol. III, Budapest-Hungary, 1986, pp. 1806-1813.
10. H.M. Tensi, G.E. Totten, T. Kunzel. "Physics and technology of quenching in fluids. Part I: physics of quenching", Twentieth ASM Heat Treating Society Conference Proceedings, St. Louis MO, October 2000, pp. 727-730.

11. H. J. Vergara-Hernández y B. Hernández-Morales. "A Novel Probe Design to Study Wetting Front Kinematics during Forced Convective Quenching", *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2009, pp. 797-807.
12. H.M. Tensi, J. Stitzelberger. "Influence of wetting kinematics on quenching and hardening in water based polymers with forced convection", *Heat Treatment and Surface Engineering - New Technology and Practical Applications*, Chicago, USA, 1988, pp. 171-176.
13. H.M. Tensi, A. Stich, HJ. Spies, A. Spengler. "Fundamentals of immersion quenching", *Harterei-Technische Mitteilungen*, 1995, pp. 254-258.
14. H.M. Tensi, A. Stich. "Influence of wetting kinematics on temperature distribution and heat flux", *Proceedings of International Heat Treating Conference - Equipment and Processes*, Schaumburg, Illinois, 1994, pp. 327-335.
15. M. Sedighi, CA. McMahon. "The influence of quenchant agitation on the heat transfer coefficient and residual stress development in the quenching of steels", *Proceedings of Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2000, pp. 555-567.
16. N.I. Kobasko, N.P. Timchenko. "Cinematographic investigation of the cooling process of alloys in aqueous polymeric solutions", *Metal Science and Heat Treatment* 28, 1986, pp. 729-734.
17. G.E-Totten, N.I. Kobasko. M.A. Aronov. J. Powell. "Overview of Intensive-Quenching Processes", *Industrial Heating* 69, 2002, pp. 31-33.
18. N.I. Kobasko, A.A. Moskalenko, G.E. Totten, G.M. Webster. "Experimental determination of the first and second critical heat flux densities and quench process characterization", *Journal of Materials Engineering and Performance* 6, 1997, pp. 93-101.

19. C. R. Brooks. "Principles of the Heat Treatment of Plain Carbon and Low Alloys Steels", ASM International, Materials Park, 1996, pp. 472.
20. G.F. Vander Voort. "Atlas of Time-Temperature Diagrams for Irons and Steels", ASM International, Metals Park, 1991, pp. 14.
21. M. Aktins. "Atlas of Continuous Cooling Transformation for Engineering Steels", British Steel Corp., ASM, Metals Park, 1980, pp. 9-23.
22. S. Owaku. "Control of Quench Distortion for Steels", Proceedings of the 2nd International Conference on Quenching and the Control of Distortion, Cleveland, Ohio, 1996, pp. 149-154.
23. A. K. Sinha. "Physical Metallurgy Handbook", Editorial McGraw-Hill, U.S.A., 2004, pp. 17.1-17.38.
24. D. S. MacKenzie, B. L. Ferguson, Z. Li. "Effect of Quenching Variables on the Residual Stress and Distortion of a Heat Treated Disk", Proceedings of the 23rd ASM Heat Treating Society Conference, 2005, pp. 233.
25. B. Hernández-Morales, A.M. Dueñas-Pérez, M. Díaz-Cruz. "Mathematical Model of the Microstructural Response of a Medium-Carbon, Low-Alloy Steel Quenched in a Fluidized Bed", Proceedings of the 24th ASM Heat Treating Society Conference, ASM International 2007.
26. L. Meekisho, B. Hernández-Morales, J.S. Téllez-Martínez. "Computer aided cooling curve analysis using WinProbe", Materials and Product Technology, Vol. 24, Nos. 1-4, 2005.
27. J. Szekely, J. W. Evans y J. K. Brimacombe. "The Mathematical and Physical Metals Processing Operations", Wiley Interscience and John Wiley and Sons, U.S.A., 1988.

Apéndice A

Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP)

El objetivo al resolver el problema inverso es encontrar el mejor estimado de los elementos en las historias de densidad de flujo de calor $q(t_i)$ y temperatura $T(R, t_i)$ en la superficie de la probeta, utilizando las mediciones de temperatura Y_{ji} ($j = 1; i = 1, 2, \dots, M$). El problema es no lineal puesto que las propiedades termofísicas dependen de la temperatura y, en problemas de temple, el flux de calor es altamente no lineal.

En la solución al problema inverso se supone que la densidad de flujo de calor es constante a través de un número específico de pasos de tiempo futuros, *i. e.* después de que los valores q_1, q_2, \dots, q_{M-1} se han estimado, la densidad de flujo de calor $q_{M+1}, \dots, q_{M+r-1}$ se supone son temporalmente iguales a q_M (la densidad de flujo de calor promedio entre t_{M-1} y t_M que se estima al tiempo de cálculo actual M).

$$q_{M+1} = q_{M+2} = \dots = q_{M+r-1} = q_M \quad (A.1)$$

donde r representa el número de pasos de tiempo futuros utilizados para el cálculo. A diferencia del problema directo, los pasos de tiempo pequeños causan dificultad en el IHCP para el cálculo de los elementos de densidad de flujo de calor, la dificultad se reduce significativamente utilizando temperaturas futuras en conjunto con un criterio de mínimos cuadrados, *i. e.* debido a que el problema por resolver es matemáticamente "mal planteado", en el sentido de que la existencia, unicidad y/o estabilidad de la solución no están aseguradas, una posible solución es transformar al problema inverso en una solución aproximada "bien planteada".

La existencia de la solución a un problema inverso se garantiza si se minimiza la norma de mínimos cuadrados para dicha solución. Sea la norma de mínimos cuadrados:

$$S = \sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1})^2 \quad (A.2)$$

y puesto que $T_{j, M+i-1}$ es una función de q_M , derivando a S con respecto a q_M se tiene:

$$\frac{\partial S}{\partial q_M} = 2 \sum_{i=1}^r (Y_{j, M+i-1} - T_{j, M+i-1}) \left(-\frac{\partial T_{j, M+i-1}}{\partial q_M} \right) \quad (A.3)$$

igualando a cero:

$$\sum_{i=1}^r (Y_{j, M+i-1} - T_{j, M+i-1}) \left(-\frac{\partial T_{j, M+i-1}}{\partial q_M} \right) = 0 \quad (A.4)$$

donde $T_{j, M+i-1}$ y $\frac{\partial T_{j, M+i-1}}{\partial q_M}$ son evaluadas en el mínimo de S . La temperatura es una función de q_M y para pequeños cambios en q_k de un tiempo al siguiente, la serie de Taylor sobre q_{M-1} se expresa como:

$$T_{j, M+i-1} = T_{j, M+i-1}^* - (q_M - q_{M-1}) T_{j, M+i-1, q}^* \quad (A.5)$$

la notación * significa que T se evalúa utilizando las propiedades y la densidad de flujo de calor (q_{M-1}) para el tiempo t_{M-1} . El término:

$$T_{j, M+i-1, q}^* = \frac{\partial T_{j, M+i-1}}{\partial q_M} \quad (A.6)$$

es llamado el coeficiente de sensibilidad: la diferencia $q_M - q_{M-1}$ representa una corrección en la densidad de flujo de calor.

La expansión por serie de Taylor es exactamente verdadera y no una aproximación si las ecuaciones que determinan el problema directo son lineales, por lo que no es necesario iterar para estimar q_M , *i. e.* para pequeños pasos de tiempo Δt , las propiedades k y ρC_p cambian poco de un paso de tiempo al siguiente en cada sección dentro del cuerpo de la probeta. En otras palabras aunque la distribución de temperatura del centro a la superficie de la probeta varié extremadamente y consecuentemente las propiedades termofísicas del material al depender de la temperatura, de un paso de tiempo t_i , al siguiente t_{i+1} , la

distribución se considera permanece puntualmente constante mientras se calcula q_M . Substituyendo 6.5 en 6.4 se tiene:

$$\sum_{i=1}^r \left(Y_{j,M+i-1} - (T_{j,M+i-1}^* + (q_M - q_{M-1})T_{j,M+i-1,q}^*) \right) (T_{j,M+i-1,q}^*) = 0 \quad (A.7)$$

$$\sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^* - (q_M - q_{M-1})T_{j,M+i-1,q}^*) (T_{j,M+i-1,q}^*) = 0 \quad (A.8)$$

$$\sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^*) (-T_{j,M+i-1,q}^*) + \sum_{i=1}^r (q_M - q_{M-1}) (T_{j,M+i-1,q}^*)^2 = 0 \quad (A.9)$$

$$\sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^*) (-T_{j,M+i-1,q}^*) + (q_M - q_{M-1}) \sum_{i=1}^r (T_{j,M+i-1,q}^*)^2 = 0 \quad (A.10)$$

$$(q_M - q_{M-1}) \sum_{i=1}^r (T_{j,M+i-1,q}^*)^2 = \sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^*) (T_{j,M+i-1,q}^*) \quad (A.11)$$

$$q_M - q_{M-1} = \frac{1}{\sum_{i=1}^r (T_{j,M+i-1,q}^*)^2} \sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^*) (T_{j,M+i-1,q}^*) \quad (A.12)$$

Si:

$$\Delta M = \sum_{i=1}^r (T_{j,M+i-1,q}^*)^2 \quad (A.13)$$

entonces:

$$q_M - q_{M-1} = \frac{1}{\Delta M} \sum_{i=1}^r (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^*) (T_{j,M+i-1,q}^*) \quad (A.14)$$

Dado que coeficientes de sensibilidad cambian con el tiempo y la posición para pequeños pasos de tiempo, éstos son calculados considerando también a las propiedades termofísicas invariantes durante el cálculo de la densidad de flujo de

calor. Al hacer esta consideración las Ecs. 3.4, 3.5, 3.6 y 3.7 se linealizan. Después de que la densidad de flujo de calor q_M fue calculada, se calcula la distribución de temperatura a través del cuerpo de la probeta mediante un algoritmo con un método numérico de diferencias finitas, utilizando el valor de la densidad de flujo de calor calculado como condición de frontera en la superficie de la probeta. Utilizando los nuevos valores de temperatura se actualizan nuevamente el valor de las propiedades termofísicas, se incrementa al índice M y continua el procedimiento.

El método utilizado para el cálculo de los coeficientes de sensibilidad consiste en tomar la derivada de las ecuaciones 3.4 a 3.7 en su forma diferencial y resolver el sistema de ecuaciones resultante. La forma de las ecuaciones de diferencias finitas para los coeficientes de sensibilidad son las mismas que las utilizadas para el problema original con la variable dependiente T.

Al tiempo t_m el valor de la función $q(t)$ es uno solo e igual a q_m , el tiempo inicial es t_{M-1} y $f(r)$ la distribución de temperatura conocida al inicio en la probeta, al tiempo t_{M-1} . Los parámetros k , ρC_p son evaluados a la temperatura inicial $T_{j,m-1}$. Puesto que los coeficientes en las ecuaciones 3.4 a 3.6 constituidos por los parámetros k y ρC_p no cambian mientras se calcula q_m , las ecuaciones se linealizan, por lo que la única variable que es una función de q_m es T , se tiene que:

$$T_q = \frac{\partial T_{j,M+i-1}}{\partial q_M} \quad (A.15)$$

donde T_q es la notación del coeficiente de sensibilidad.

Tomando la derivada de las ecuaciones 2.4 a 2.7 tenemos:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T_q}{\partial r} \right) = \rho C_p \frac{\partial T_q}{\partial t} \quad (A.16)$$

$$-k \frac{\partial T_q}{\partial r} = 1, \quad \text{en } r = R \quad (A.17)$$

$$\frac{\partial Tq}{\partial r} = 0, \quad \text{en } r = 0 \quad (A.18)$$

$$Tq(r, t) = 0, \quad \text{para } t = 0, \quad \text{en } 0 < r \leq R \quad (A.19)$$

Las ecuaciones para la variable dependiente Tq tienen la misma forma que las ecuaciones para el problema original de la variable T , lo que significa que los mismos procedimientos de cálculo para la variable T se utilizan para determinar los coeficientes de sensibilidad, reduciéndose el tiempo significativamente.

Apéndice B

Resumen aceptado para la publicación de un artículo en una revista arbitrada.

Influence of travelling speed and depth of immersion on wetting front kinematics during quenching in still water.

B. Hernández-Morales¹, I. Morales-Hernández¹ and H.J. Vergara-Hernández²

¹Facultad de Química, Depto. de Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, México, D.F. 04510 MEXICO

²Posgrado de Ciencias en Metalurgia, Instituto Tecnológico de Morelia, Morelia, Michoacán, 58120 MEXICO

Abstract

The microstructural and displacement fields during quenching are largely determined by the kinematics of the wetting front, *i.e.*, the evolution with time of the locus of the boundary between vapor film and nucleate boiling. An aspect that has not been considered in previous investigations is the influence of travelling speed and depth of immersion on wetting front kinematics which in this work has been studied experimentally by quenching an instrumented stainless steel in still water at 60°C. Two travelling speeds (22.6 and 14.5 cm/s) and two depths of immersion (1 and 25 cm) were considered, generating a 2 x 2 experimental matrix. The wetting front kinematics was characterized from: 1) the measured thermal response at two longitudinal positions inside a conical-end cylindrical probe, near the surface, and 2) videos of the events that take place at the probe surface upon quenching.

From the videos, the position of the wetting front as a function of time was determined and, using a regression analysis, the wetting front velocity was determined. This velocity was constant for a given experimental condition. For the experiments at the higher travelling speed the depth of immersion did not have a significant effect on the wetting front kinematics. In contrast, when the travelling speed was low the wetting front velocity increased with the depth of immersion.

Using the measured thermal responses, the cooling rate history was computed which allows to define the main stages during quenching and their transitions. As was the case with the wetting front velocity, a significant effect on the cooling rate history curve was observed only for the lower travelling speed conditions.

Notificación de aceptación:

Delivered-To: bernie@servidor.unam.mx

Date: Wed, 19 May 2010 12:13:05 -0400

From: "JAI-ASTM" <JAI-ASTM@aip.org>

Subject: JAI Special Issue on Film and Nucleate Boiling and Heat Transfer

Dear Authors,

We are pleased to notify you that your abstract has been accepted for consideration in the JAI Special Issue on Film and Nucleate Boiling and Heat Transfer. The submission of your paper is due on or before **September 15, 2010**. Please note that only the corresponding author is being notified of this acceptance. We request that you share this acceptance notice with your co-authors.

Below you will find instructions on how to submit your paper for peer review.

To submit your paper to JAI, please go to our web-based peer review and submission system at <http://jai.peerx-press.org>. The website is currently open to accept papers for this Special Issue, and you may submit your papers on or before **September 15, 2010**. There are links to the submission form, detailed author instructions, and the ASTM Style Guide on the website. Please note the following three important items that must be uploaded for submission: (1) a cover letter (include title, authors, and contact information); (2) a double-spaced article file in MS Word; and (3) individual figure files in either PDF, Tagged Image File Format (TIFF), Postscript (PS), or Encapsulated Postscript (EPS) formats. This will ensure the best quality figures online and in print. Other formats, such as DOC or JPEG, are discouraged because they cause deficiencies in the final composed version.

Submission of figures in these other formats is at the author's own risk that final figure quality may be deficient. Figures may remain embedded in the article, but we must also have individual figure files.

All source files are converted to PDFs for use by the editor and reviewers. The source files remain in the system and are only used for actual article composition.

I am looking forward to working with you. Feel free to contact me at any time if you have questions or need assistance.

Best regards, Linda Boniello.

Supervisor, Peer Review Services.

Journal of ASTM International Editorial Office

American Institute of Physics

2 Huntington Quadrangle

Melville, NY 11747-4502

516 576-2616phone

jai-astm@aip.org