

**“INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD Y DE LA TEMPERATURA  
DEL MEDIO DE ENFRIAMIENTO EN LA EXTRACCIÓN DE  
CALOR DURANTE ENSAYOS DE TEMPLE CON PROBETAS  
CILÍNDRICAS DE PUNTA CÓNICA”**

**T E S I S**

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE

**MAESTRO EN CIENCIA E  
INGENIERÍA DE MATERIALES**

**P R E S E N T A :**

**JUAN RAMÓN GONZÁLEZ LÓPEZ**

**TUTOR**

**JOSÉ BERNARDO HERNÁNDEZ MORALES**





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:	Dr. Armando Ortiz Prado
Secretario:	Dr. Ignacio Alejandro Figueroa Vargas
1 <sup>er</sup> Vocal:	Dr. Bernardo Fabián Campillo Illanes
2 <sup>do</sup> Vocal:	Dr. Francisco Javier Solorio Ordaz
3 <sup>er</sup> Vocal:	Dr José Bernardo Hernández Morales

Lugares donde se realizó la tesis:

Facultad de Ingeniería Mecánica, UMSNH

Facultad de Química, UNAM

### **Tutor de tesis:**

Dr José Bernardo Hernández Morales

---

# Agradecimientos

A la Universidad Nacional Autónoma de México, por la oportunidad que me dio para realizar mis estudios de posgrado.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, por la beca para mis estudios de maestría.

Al Dr. José Bernardo Hernández Morales, por su apoyo y asesoría invaluable.

Al Dr. Gildardo Solorio Díaz (UMSNH) por facilitar su laboratorio para la realización de ensayos.

Al Dr. Hector Vergara Hernández y al ingeniero Alberto Cervantes Garcia por su apoyo incondicional en el desarrollo de este trabajo.

A mi padre Juan Ramón González y mi madre Elía López, por su gran ejemplo para abatir los obstáculos de la vida y seguir siempre adelante.

A todas esas personas con las cuales conviví a lo largo de todos estos años, desde el inicio de mi licenciatura hasta estos días, les agradezco esos momentos agradables que en su momento pase con ellos.

## CONTENIDO

<b>CAPÍTULO 1.- INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>1</b>
HIPÓTESIS .....	3
OBJETIVO.....	3
METAS .....	3
<b>CAPÍTULO 2 ANTECEDENTES .....</b>	<b>5</b>
2.1 TRATAMIENTO TÉRMICO DE TEMPLE.....	5
2.2 MÉTODOS DE CARACTERIZACIÓN DEL MEDIO DE TEMPLE .....	6
2.2.1 Prueba magnética ( <i>General Motors</i> ).....	7
2.2.2 Prueba de alambre caliente .....	7
2.2.3 Prueba del intervalo o de 5 segundos.....	8
2.2.4 Método de análisis de las curvas de enfriamiento.....	8
2.2.4.1 Sistema IVF Smart Quench .....	10
2.2.4.2 Estándares industriales japonés y francés para la medición de curvas de enfriamiento .....	11
2.2.4.3 Sistema del estándar internacional (ISO 9950).....	12
2.2.4.4 Método de gradiente de temperatura.....	13
2.3 ADQUISICIÓN DE LAS CURVAS DE ENFRIAMIENTO CON TERMOPARES .....	14
2.4 SISTEMAS UTILIZADOS PARA EL TEMPLE CON FLUJO EN MOVIMIENTO .....	17
2.5 MECANISMOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL TEMPLE POR INMERSIÓN .....	19
2.6 FRENTE DE MOJADO.....	22
2.7 PROBLEMA INVERSO DE CONDUCCIÓN DE CALOR (IHCP).....	25
2.8 PROBETA CILÍNDRICA CON PUNTA CÓNICA .....	28
<b>CAPÍTULO 3 PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL .....</b>	<b>31</b>
3.1 PROBETA DE PUNTA CÓNICA .....	32
3.2 EQUIPO EXPERIMENTAL .....	34
3.3 HORNO DE RESISTENCIAS TIPO LIBRO .....	35
3.4 ADQUISICIÓN DE DATOS Y DE VIDEO.....	36
3.5 CONDICIONES EXPERIMENTALES.....	38
3.6 PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL .....	39
<b>CAPÍTULO 4.- RESULTADOS Y ANÁLISIS DE RESULTADOS .....</b>	<b>40</b>
4.1 REPETITIVIDAD DEL SISTEMA .....	40
4.2 RESPUESTA TÉRMICA DEL SISTEMA .....	41
4.3 PARÁMETROS ESTIMADOS A PARTIR DE LAS CURVAS DE ENFRIAMIENTO .....	54
4.5 HISTORIAS DE <i>FLUX</i> DE CALOR EN LA SUPERFICIE.....	57
4.6 EFECTO DE LA VELOCIDAD DEL AGUA.....	59
4.7 EFECTO DE LA TEMPERATURA DEL AGUA.....	67
<b>CAPÍTULO 5 CONCLUSIONES .....</b>	<b>74</b>

<b>BIBLIOGRAFÍA .....</b>	<b>75</b>
<b>APÉNDICE 1: IMÁGENES DE LOS FENÓMENOS DE SUPERFICIE DURANTE LOS EXPERIMENTOS.....</b>	<b>82</b>
<b>APENDICE 2: ESTIMACIÓN DEL <i>FLUX</i> DE CALOR CON WINPROBE.....</b>	<b>87</b>

## Índice de figuras

Figura 2.1.- Sistema IV Smart Quench para la caracterización de los medios de temple...	11
Figura 2.2.- Probetas de plata para la adquisición de curvas de enfriamiento: a) estándar japonés, b) estándar francés..	12
Figura 2.3.- Esquema de la probeta que se emplea en el estándar ISO 9950: a) Detalles de la probeta; b) detalles del ensamblado.....	13
Figura 2.4.- Esquema de la probeta Liscic-NANMAC que se emplea en el método de gradiente de temperatura.....	14
Figura 2.5.- Esquema de la construcción de la junta caliente de un termopar. ....	15
Figura 2.6.- Sensibilidad de la respuesta térmica de un termopar posicionado en el centro de una probeta cilíndrica de 8 mm de diámetro de acero al Cr-Ni enfriada súbitamente con agua a 25°C. ....	16
Figura 2.7.- Esquema del dispositivo experimental diseñado por Tensi y colaboradores para la cuantificación de la agitación en un baño de temple. ....	17
Figura 2.8.- Esquema del dispositivo experimental empleado por IFHTSE para la evaluación del poder de enfriamiento de un medio en un temple de baño agitado.....	18
Figura 2.9.- Fenómenos de transferencia de calor que se presentan en los medios de enfriamiento volátiles.....	20
Figura 2.10.- Curva de Nukiyama para el fenómeno de ebullición: A convección libre, B ebullición nucleada, C transición, D ebullición con capa de vapor.....	21
Figura 2.11.- (a) Esquema del principio de medición de la conductancia eléctrica en medios de temple líquidos; (b) curvas temperatura-tiempo y % de superficie mojada-tiempo asociadas a la medición de conductividad eléctrica. ....	23
Figura 2.12.- Determinación del frente de mojado mediante el empleo de tres termopares cercanos a la superficie y uno en el centro en una probeta cilíndrica.....	24
Figura 2.13.- (a) Esquema de una probeta esférica de plata; (b) esquema del sistema de temple: 1) medio de temple, probeta esférica de plata, hidrófono acústico.....	25
Figura 2.14.- 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.....	27
Figura 2.15.- Imágenes extraídas de videos (30 fps) para: (a) probeta con punta plana, (b) probeta con punta cónica. Temple en agua a 60°C y con una velocidad de 0.2 m/s .....	29
Figura 2.16.- Perfiles de velocidad medidos en un ducto de 45 mm de diámetro con agua fluyendo a 0.7 m/s (número de Reynolds de 31,349) y a una altura	

en el tubo de acrílico transparente de: 0.3 m (círculos); 0.9 m (triángulos-arriba); 1.2 m (triángulos-abajo); 1.5 m (línea) .....	30
Figura 3.1.- Esquema de la probeta cilíndrica con punta cónica.....	33
Figura 3.2.- Dispositivo experimental para el estudio de la cinética del frente de mojado..	34
Figura 3.3.- Acercamiento del dispositivo experimental, donde se muestra en mayor detalle la zona en que se efectúa el enfriamiento de la probeta con punta cónica. ....	35
Figura 3.4.- Esquema del horno tipo libro.....	36
Figura 3.5.- Esquema de la probeta metálica instrumentada, el adquisidor de datos, y la posición de la probeta dentro del dispositivo experimental descrito en la Figura 3.2. ....	37
Figura 3.6.- Instrumentación de la probeta metálica con termopares y protección de barrenos con cemento marca Omega, modelo OMEGABOND 600, utilizado para evitar que se infiltre agua.....	38
Figura 4.1.- Curvas de enfriamiento para tres diferentes termopares (T/C 1, T/C2, T/C3) durante el temple en agua a 45°C con una velocidad de 0.2 m/s, durante tres pruebas independientes.....	41
Figura 4.2.- Curva de enfriamiento del termopar T/C 3 durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.....	42
Figura 4.3.- Curvas de enfriamiento de probetas de acero inoxidable: a) 25 mm de diámetro x 100 mm de longitud (punta plana), templada en agua a 30 °C fluyendo a 0.3 m/s.....	42
Figura 4.4.- Curvas de enfriamiento reducidas a partir de los datos de la figura 4.3. ....	42
Figura 4.5.- Rapidez de enfriamiento, en función del tiempo, para el termopar T/C3 durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. ....	45
Figura 4.6.- Rapidez de enfriamiento, en función de la temperatura local, para el termopar T/C 3 durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. Las líneas verticales indican los límites entre las distintas etapas de enfriamiento.....	46
Figura 4.7.- Curvas de enfriamiento de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. ....	48
Figura 4.8.- Curvas de enfriamiento de los termopares cercanos a la base durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2m/s. ....	49
Figura 4.9.- Rapidez de enfriamiento, en función del tiempo, en la posición de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.....	50



Figura 4.10.- Rapidez de enfriamiento, en función de la temperatura local, de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. ....	51
Figura 4.11.- Serie de imágenes obtenidas durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s .....	53
Figura 4.12.- Posición del frente de mojado en función del tiempo durante un temple en agua a 60 °C fluyendo a una velocidad de 0.2m/s.....	57
Figura 4.13.- <i>Flux</i> de calor en la superficie en función del tiempo para la posición del termopar T/C3 usando $r = 2$ para un temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.....	58
Figura 4.14.- <i>Flux</i> de calor en la superficie en función del tiempo para la posición del termopar T/C3 usando dos valores del parámetro $r$ (número de tiempos futuros) para un temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. ....	59
Figura 4.15.- Respuesta térmica del termopar T/C3 para diferentes velocidades del fluido durante un temple en agua a 60°C.....	60
Figura 4.16.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3 en función del tiempo, durante un temple en agua a 60°C a diferentes velocidades del fluido.....	61
Figura 4.17.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3 en función de la temperatura local, durante un temple en agua a 60°C a diferentes velocidades del fluido.....	62
Figura 4.18.- Imágenes obtenidas de la videograbación al momento en el que el frente de mojado se encuentra en la posición longitudinal de T/C 3 durante un temple en agua a una temperatura de 60°C con velocidades de agua de: a) 0.2 m/s, b) 0.4 m/s, c) 0.6 m/s.....	63
Figura 4.19.- Velocidad del frente de mojado en función de la velocidad del agua en un temple a 60°C. ....	64
Figura 4.20.- <i>Flux</i> de calor en la superficie como función del tiempo para la posición del termopar T/C3 durante un temple en agua a 60°C a diferentes velocidades del agua. ....	65
Figura 4.21.- <i>Flux</i> de calor en la superficie como función de la temperatura para la posición del termopar T/C 3 durante un temple en agua a 60°C y diferentes velocidades del agua.....	66
Figura 4.22.- Respuesta térmica del termopar T/C3 durante un temple en agua a diferentes temperaturas, con una velocidad del agua de 0.2 m/s. ....	67
Figura 4.23.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3, en función del tiempo, durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s.....	68
Figura 4.24.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3, en función de la temperatura local, durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s.....	69

Figura 4.25.- Imágenes obtenidas de las videograbaciones al momento que el frente de mojado se encuentra en la posición longitudinal de T/C 3 (indicado por una línea horizontal blanca) durante un temple con agua a las temperaturas: a) 30°C, b) 45°C, c) 60°C, con una velocidad del agua de 0.2 m/s. .... 70

Figura 4.26.- Velocidad del frente de mojado, en función de la temperatura del baño de agua, para una velocidad del agua de 0.2 m/s. .... 71

Figura 4.27.- *Flux* de calor en la superficie como función del tiempo para la posición del termopar T/C 3 durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s..... 72

Figura 4.28.- *Flux* de calor en la superficie como función de la temperatura local para la posición del termopar T/C3 durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s. .... 73

## Índice de tablas

Tabla 3.1.- Matriz Experimental.....	39
Tabla 4.1.- Estimación de parámetros de la curva de enfriamiento para la posición del termopar T/C 2.....	55
Tabla 4. 2.- Tiempos a los que el frente de mojado se localiza en las posiciones indicadas. Datos para un experimento con agua a 60 °C, fluyendo a 0.2 m/s. ....	56

## Resumen

En los medios de enfriamiento líquidos que se emplean en procesos industriales de temple para promover la extracción de calor en piezas metálicas ocurre el fenómeno de ebullición, lo cual da a lugar a diferentes mecanismos de enfriamiento: etapa de capa de vapor, etapa de ebullición nucleada y etapa de convección pura. El frente de mojado es una frontera móvil que se presenta entre las etapas de capa de vapor y de ebullición nucleada, y su cinemática afecta el tiempo y temperatura a los que ocurre cada mecanismo de enfriamiento. Los diversos mecanismos de enfriamiento tienen diferentes capacidades de extracción de calor, lo cual provoca que la evolución del campo térmico y, por ende, el campo microestructural sea diferente a lo largo de una pieza metálica durante el temple.

En este trabajo de tesis se caracterizó la respuesta de la cinemática del frente de mojado al variarse tanto la temperatura como la velocidad del medio de temple, empleándose como medio de enfriamiento agua.

Para la realización de las pruebas experimentales se empleó un sistema de temple que permite la condición de flujo completamente desarrollado y una probeta cilíndrica (de acero inoxidable AISI 304) con punta cónica la cual permite la obtención de un frente de mojado simétrico y evita la existencia de transformaciones de fase. Se emplearon velocidades de agua de 0.2, 0.4, y 0.6 m/s, en combinación con temperaturas de 30, 45, y 60°C del medio de temple.

Como resultados se obtuvieron las historias térmicas en el interior de la probeta a diferentes posiciones y videograbaciones del desplazamiento del frente de mojado y de la superficie de la probeta. Los resultados fueron procesados para la obtención de historias de rapidez de enfriamiento, velocidad del frente de mojado e historias de *flux* (densidad de flujo) de calor en la superficie.

Se observó que el aumentar la velocidad y disminuir la temperatura del medio de enfriamiento aumenta la velocidad del frente de mojado, lo cual trae como consecuencia: una disminución en la estabilidad de la capa de vapor, una mayor temperatura de Leidenfrost, que la etapa de ebullición nucleada se desarrolle a temperaturas más elevadas, que el tamaño de las burbujas (que se presentan durante dicha etapa) disminuya y que

aumenten la rapidez de enfriamiento máxima y el *flux* de calor de la superficie máximo. De las dos variables independientes estudiadas, la temperatura del agua tuvo un mayor impacto en la extracción de calor.

## **Abstract**

In liquid cooling media used in industrial processes of quenching, boiling occurs, which gives rise to different mechanisms of cooling: vapor blanket stage, nucleate boiling stage and convection (natural or forced) stage. The wetting front is a moving boundary that occurs between the stages of vapor blanket and nucleate boiling, and its kinematics affects the time and temperature at which each cooling mechanism occurs. The various cooling mechanisms have different heat removal capacity, which causes the evolution of the temperature field and hence of the microstructural field being different along the metal part.

In this work, the response of the wetting front kinematics as a function of both water temperature and velocity was characterized.

To perform the experimental tests, a quenching system that allows fully developed flow conditions and a cylindrical probe (stainless steel AISI 304) with a conical tip were employed, which allows obtaining of a symmetric wetting front and avoids the existence of phase transformations. The studied variables were water velocity (0.2, 0.4, and 0.6 m/s) combined with water temperature (30, 45, and 60 °C).

The obtained results were the thermal history within the probe at different positions and videos of the instantaneous wetting front along the surface of the specimen. The results were processed to obtain; cooling rate history, wetting front velocity, and surface heat flux history.

It was observed that increasing the water velocity and decreasing the water temperature the wetting front velocity increases, resulting in: a decrease in the stability of the vapor blanket, high values of the Leidenfrost temperature, the occurrence of nucleate boiling stage at high temperatures, a decrease in the bubble size and an increase in both the maximum cooling rate and maximum surface heat flux. The water temperature had a stronger impact on the heat extraction than the water velocity.

## Capítulo 1.- Introducción

La mejora de las propiedades mecánicas de piezas metálicas es uno de los principales objetivos de los tratamientos térmicos, siendo el proceso de temple uno de los tratamientos térmicos más empleados en la industria para alcanzar el objetivo citado. Se define al proceso de temple como un ciclo de calentamiento y enfriamiento controlado en el que el enfriamiento es suficientemente brusco como para formar martensita. El empleo del temple data desde hace cientos de años, habiendo sido uno de sus usos más comunes el aumento de la dureza de espadas de acero.

La mayoría de las piezas metálicas a las que se les aplica el proceso de temple han pasado por un número determinado de procesos y, por lo tanto, cada rechazo que se tenga de una pieza significará una pérdida económica significativa. Por lo cual la evaluación y monitoreo de un medio de enfriamiento adquiere gran importancia. Los medios más empleados para enfriar piezas metálicas son: agua, aceites, soluciones acuosas de polímeros, baños de sales, aire, gases inertes (argón, helio, hidrógeno, nitrógeno) y lechos fluidizados.

La caracterización del poder de enfriamiento que posee un medio de temple, es de las técnicas más comunes para monitorear la calidad del proceso de temple, siendo el método de curva de enfriamiento una de las herramientas más empleadas. Una curva de enfriamiento se obtiene a través de mediciones de la evolución de la temperatura en el interior de la pieza metálica de interés, que son almacenadas en tiempo real en una computadora.

En el enfriamiento de piezas metálicas con líquidos volátiles tales como el agua se presentan tres regímenes de transferencia de calor en la intercara sólido-líquido: etapa de capa de vapor, etapa de ebullición nucleada, y etapa de convección (forzada o natural) pura. Durante la transición de la etapa de capa de vapor a la etapa de ebullición nucleada se forma una frontera móvil que comúnmente es llamada frente de mojado.

En trabajos en los que se ha estudiado el fenómeno de ebullición asociado al proceso de temple, se han empleado probetas de geometría cilíndrica con punta plana de

materiales como acero inoxidable, plata e Inconel. También se tiene registrado en la literatura el empleo de probetas de geometría esférica de plata. Uno de los problemas al emplearse probetas con punta plana es que el frente de mojado que se forma no es simétrico, mientras que para el caso en el que se emplean probetas de aleaciones de plata el fenómeno de ebullición es muy rápido lo cual lo hace muy difícil de caracterizar.

Recientemente se desarrolló una probeta con un diseño novedoso la cual presenta la ventaja de que el frente de mojado que se forma es simétrico y por lo tanto más fácil de caracterizar. La probeta tiene una geometría cilíndrica con una punta y se fabrica con acero AISI 304.

Utilizando la probeta cilíndrica con punta cónica y un sistema de temple que permite la condición de flujo desarrollado, se realizaron pruebas experimentales para determinar el efecto de dos variables independientes sobre la cinemática del frente de mojado: 1) temperatura del medio de temple, y 2) velocidad del medio de temple.

Como respuestas directas del sistema se obtuvieron las historias térmicas en diferentes posiciones en el interior de la probeta variando la temperatura y velocidad del medio de enfriamiento, así como series de imágenes del frente de mojado obtenidas a partir de una cámara de alta velocidad.

Las respuestas térmicas se procesaron para calcular las historias de rapidez de enfriamiento y de *flux* de calor en la superficie. La rapidez de enfriamiento es un parámetro empleado para evaluar los medios de enfriamiento debido a que brinda una gran información y es fácil de calcular a partir de historias térmicas medidas. El *flux* de calor en la superficie es la cantidad de energía térmica (por unidad de tiempo y de área) que pasa de la probeta al medio de enfriamiento a través de la superficie de la probeta; una de las formas de estimar el *flux* de calor en la superficie es mediante la solución del problema inverso de conducción de calor (IHCP).

A partir de los resultados se analiza el efecto que tienen la velocidad y la temperatura del medio de enfriamiento sobre la cinética del frente de mojado.



## **Hipótesis**

La cinética del frente de mojado juega un papel clave en el desarrollo de los tres mecanismos de enfriamiento que se da en medios de enfriamiento volátiles. Por lo tanto la caracterización de la cinemática del frente de mojado es necesaria para explicar la evolución térmica en el interior de la probeta.

Las dos variables independientes propuestas, velocidad y temperatura del medio de enfriamiento, alteran de manera diferente la cinética del frente de mojado. Por lo cual la variable que aumente en un mayor grado la velocidad del frente de mojado, será la que mejorara en una mayor magnitud el poder de enfriamiento del medio líquido.

## **Objetivo**

Caracterizar y cuantificar el efecto de la velocidad y de la temperatura del agua en la cinemática del frente de mojado. La caracterización se realizara mediante curvas de enfriamiento e imágenes del frente de mojado, que posteriormente serán procesados para su análisis.

## **Metas**

Instalar y poner a punto el equipo experimental desarrollado por Vergara-Hernández y Hernández-Morales[1], el cual permite direccionar el fluido utilizado como medio de enfriamiento y facilita la filmación de los eventos que suceden en la superficie de la probeta durante un proceso de temple.

Caracterizar el efecto de la velocidad y temperatura del agua sobre la cinética del frente de mojado en una probeta cilíndrica de punta cónica, que es enfriada bajo un régimen de convección forzada, empleando una cámara de alta velocidad y termopares en el interior de la probeta.

Procesar las historias térmicas experimentales (curvas de enfriamiento) para la obtención de rapidez de enfriamiento y los correspondientes fluxes de calor en la

superficie de la probeta, para analizar el comportamiento de las diferentes etapas de enfriamiento que se presentan en los medios de enfriamiento líquidos volátiles.

Obtener la velocidad del frente de mojado a partir de videgrabaciones en la superficie de la probeta realizadas con una cámara de alta velocidad, para las diferentes condiciones experimentales.

## Capítulo 2 Antecedentes

### 2.1 Tratamiento térmico de temple

Los tratamientos térmicos son procesos que tienen la finalidad de modificar la estructura interna (microestructura) de piezas metálicas y, con ello, sus propiedades mecánicas [2-4]. La modificación de la microestructura puede efectuarse mediante diferentes formas, tales como: la aplicación de ciclos de calentamiento – enfriamiento, la promoción de la difusión de una especie química al interior de la pieza a través de un atmósfera controlada, etc. Existe una gran variedad de tratamientos térmicos, siendo los más comunes: temple, nitruración, cementación, revenido, carburización, nitruración, recocido, y normalizado [2-4].

El temple es un tratamiento térmico que tiene como principal objetivo el aumento de la dureza de piezas metálicas. El proceso de temple es un ciclo térmico controlado, en el que una pieza metálica se calienta a una temperatura de trabajo predeterminada (llamada “de austenización” para aceros y “de solubilización” para aluminios) en un horno, y después se enfría rápidamente para promover las transformaciones de fase o la formación de precipitados en su interior, que darán forma a una microestructura final que poseerá las propiedades mecánicas deseadas. La temperatura de austenización para los aceros está en el intervalo de 830 a 920°C, y para la solubilización en los aluminios se encuentra en el intervalo de 465 a 565°C [5,6].

En el enfriamiento de piezas metálicas se emplean diferentes tipos de medios, como pueden ser: aire, soluciones líquidas, gases inertes, sales fundidas, metal fundido, y lechos fluidizados [2-4, 7]. Los medios de enfriamiento más empleados en la industria son líquidos (agua, soluciones salinas, soluciones poliméricas y aceites). Para tener un mayor control de la microestructura que se forma, se ha tenido la necesidad de desarrollar diferentes técnicas de enfriamiento, siendo las más comunes: temple directo o por inmersión, temple interrumpido, temple por *spray*, temple en gas o temple en niebla [4].

En el temple directo el enfriamiento se efectúa al sumergir totalmente una pieza metálica en un medio de enfriamiento [4]. En esta técnica la extracción de calor es muy alta

lo cual favorece la formación de la fase martensita en aceros. La martensita se caracteriza por ser una fase que le confiere al acero dureza elevada, por lo que es de las fases que más se desean en la industria del temple. Sin embargo, a altos niveles de extracción de calor se tiene el problema de la distorsión que sufren las piezas metálicas, que en casos extremos puede incluso provocar la fractura. La distorsión y/o fractura son defectos ligados a factores relacionados a las características de la pieza metálica (grado de aleación, geometría, etc.) y a las características del medio de temple (temperatura del baño, agitación del baño, etc.). Es importante balancear la cantidad de martensita que se necesita y la distorsión de la pieza que se pueda tolerar, y para ello, es transcendental la caracterización del medio del temple debido a que los factores relacionados con las piezas casi nunca se pueden modificar, en cambio es más factible la modificación del medio de temple.

En el proceso de temple ocurren fenómenos complejos como la transferencia de calor, el flujo de fluidos, las transformaciones de fase y la generación de esfuerzos, lo cual dificulta el estudio y optimización del proceso. De ahí la necesidad de caracterizar a la extracción de calor en pruebas de laboratorio.

## **2.2 Métodos de caracterización del medio de temple**

Poder monitorear el desempeño de un medio de enfriamiento, y así asegurar que el temple que se realice a piezas metálicas sea reproducible, es de gran importancia en el control de calidad del proceso de temple. En la medición del desempeño del temple se emplean dos conceptos: poder de endurecimiento y poder de enfriamiento. El poder de endurecimiento [8,9] es la habilidad del medio de temple para desarrollar una dureza específica dentro de una pieza metálica en una combinación de material y tamaño de sección; la prueba Jominy [10,11] y la inspección de la zona transversal son metodologías que se han desarrollado para caracterizar el poder de endurecimiento. En general en las técnicas que estudian el poder de endurecimiento se tienen las siguientes desventajas: son consumidoras de tiempo, son relativamente difíciles de realizar y son técnicas generalmente caras. El poder de enfriamiento [8,9] es la respuesta térmica del medio de enfriamiento o la rapidez con que se extrae el calor de la pieza metálica por parte del medio de enfriamiento; para su caracterización se han desarrollado metodologías tales como: prueba magnética

(General Motors) [12,13], prueba de alambre caliente [14], prueba del intervalo [14] y prueba de curva de enfriamiento [9,12-16].

### *2.2.1 Prueba magnética (General Motors)*

La prueba magnética [12,15] es una de las pruebas más antiguas para cuantificar la severidad de enfriamiento de aceites; los detalles de ésta metodología se encuentran en el estándar ASTM D 3520. El método consiste en calentar una esfera de níquel con un diámetro de 22 mm a una temperatura de 885°C; después la esfera se deposita en una canasta de alambre que está suspendida en un vaso de precipitados que contiene 200 ml del aceite de interés a una temperatura de 21 a 27°C. Se activa un cronómetro al mismo tiempo que la esfera de níquel pasa por un sensor fotoeléctrico. Un imán en forma de herradura se localiza afuera del vaso de precipitados, lo más cerca posible a la esfera de níquel. Al irse enfriando la esfera su temperatura desciende hasta el punto de Curie del níquel (354°C), que es la temperatura a la cual metales como el níquel o hierro se vuelven magnéticos. Al momento que la temperatura de la esfera de níquel se encuentra en el punto de Curie, la esfera de níquel es atraída por el imán, activando un sensor que detiene el cronómetro. El tiempo requerido para que la esfera de níquel se enfríe desde 885°C hasta 354°C por un determinado aceite es grabado y utilizado, para colocar al aceite al que se le aplica la prueba en un lugar dentro de la clasificación de aceites que emplea el método GM. En general, los aceites se clasifican en función de ese tiempo como: aceites lentos (15-20 segundos), aceites medios (11-14 segundos) y aceites rápidos (8 a 10 segundos).

### *2.2.2 Prueba de alambre caliente*

En esta prueba un alambre de níquel-cromo (de calibre y resistencia eléctrica estandarizada) se sumerge en una muestra de 100 a 200 ml del medio de enfriamiento de interés [8]. El alambre se sostiene por medio de dos electrodos (de cobre o bronce); la temperatura inicial del medio de enfriamiento debe ser la misma temperatura a la que opera en el temple. El alambre se calienta al pasarle una corriente eléctrica que se incrementa gradualmente por medio de un reóstato. El poder de enfriamiento del medio se indica a través de la densidad de corriente a la cual el alambre se funde. Los medios de enfriamiento

que poseen una mayor capacidad de extracción de calor permiten pasar corrientes altas a través del alambre antes que se funda.

### 2.2.3 Prueba del intervalo o de 5 segundos

La prueba del intervalo se emplea comúnmente para comparar el poder de enfriamiento de aceites [8]. Se emplea una muestra de 2 litros del aceite de interés, que se coloca en un recipiente térmicamente aislado. Se calienta una barra de metal (comúnmente acero inoxidable) que pese alrededor de 250 gramos hasta los 815°C; la barra se temple durante 5 segundos, se retira del medio de temple, y se determina el incremento de temperatura en la muestra de aceite que se produce por el intercambio de energía térmica con la barra. La muestra del aceite se debe agitar continuamente para asegurar que la temperatura sea la misma en toda la muestra. Los pasos anteriores se repiten cuatro veces más. Finalmente, se temple una barra de metal completamente en una segunda muestra de aceite y se determina el incremento de temperatura de la muestra. La habilidad de un aceite para remover calor se calcula empleando la siguiente expresión:

$$\% \text{ velocidad de temple} = 100 \frac{A}{B} \quad (2.1)$$

Donde  $A$  es el promedio del incremento de la temperatura en la muestra de los cinco temple interrumpidos y  $B$  es el incremento de temperatura en la muestra del temple que se realiza completamente. En la prueba de intervalo se tiene la desventaja que únicamente se puede analizar la extracción de calor a altas temperaturas, lo cual puede conllevar a una errónea evaluación del poder de enfriamiento del aceite.

### 2.2.4 Método de análisis de las curvas de enfriamiento

El análisis de curva de enfriamiento [9,12-16] es el procedimiento más aceptado para caracterizar a un medio de enfriamiento, siendo la prueba más empleada en los laboratorios de tratamientos térmicos debido a que se caracteriza el proceso de enfriamiento completamente. La prueba se realiza al templar una pieza de prueba (probeta) que se instrumenta con termopares en su interior (los termopares usualmente se colocan en el

centro y la superficie de la probeta) y el proceso de enfriamiento es monitoreado a través de un equipo que registra la evolución de la temperatura durante un intervalo de tiempo.

Las curvas de enfriamiento son influidas por: las propiedades térmicas del material de la probeta, el tamaño de la probeta y la posición de los termopares en la probeta. La sensibilidad de la medición de la temperatura se incrementa cuando la conductividad térmica del material de la probeta es alta, al disminuir el tamaño de la probeta o al hacer mediciones de temperatura cerca de la superficie de la probeta. Al incrementarse la sensibilidad de la probeta se vuelve más importante la fabricación de la misma así como el diseño del dispositivo de medición de temperatura.

Los materiales que se emplean para la fabricación de la probeta usualmente son: acero inoxidable, níquel o sus aleaciones y plata, dado que en ninguno de esos materiales se presenta transformación de fase durante el temple. Comúnmente la forma de la probeta es cilíndrica.

Los valores de la rapidez de enfriamiento se calculan al tomar la primera derivada de la curva de enfriamiento con respecto al tiempo. A partir de los valores de la rapidez de enfriamiento se pueden generar curvas de rapidez de enfriamiento que estén en función del tiempo o de la temperatura. Las curvas de rapidez de enfriamiento se emplean para caracterizar a los diferentes mecanismos o etapas de enfriamiento que suceden en un temple a través de la obtención de diferentes parámetros; un ejemplo es la rapidez de enfriamiento a 750 °C que es empleada en diagramas CCT [2,3].

El empleo de parámetros que involucran al tiempo de enfriamiento así como a la rapidez de enfriamiento ha sido sugerido por varios investigadores para la evaluación de los medios de temple. Los parámetros más empleados son los siguientes:

- Tiempo desde 732°C hasta la temperatura de 260°C. Este valor relaciona el tiempo que toma enfriar una pieza de acero lo suficientemente rápido para no pasar por la nariz de un diagrama TTT (temperatura tiempo transformación) y así asegurar que únicamente se de la transformación de la fase martensita.

- Máxima rapidez de enfriamiento y la temperatura a la que ocurre. La máxima rapidez de enfriamiento es un buen indicador del poder de enfriamiento que posee un medio de enfriamiento y se desea que ocurra a altas temperaturas.
- Rapidez de enfriamiento a 300°C. Dicho valor de rapidez de enfriamiento da información importante, debido a que en la mayoría de los aceros la transformación a la fase martensita inicia en el rango de 350 a 200°C.

Para la realización de la prueba de curva de enfriamiento existen varios sistemas o estándares nacionales. Los equipos para la realización de la prueba de curva de enfriamiento existen tanto en forma fija para emplearse en laboratorios, como en forma portátil para realizar pruebas en baños de temple industrial.

#### *2.2.4.1 Sistema IVF Smart Quench*

El sistema IVF Smart Quench desarrollado por la compañía “Swerea IVF”, se emplea para la caracterización de medios de enfriamiento líquidos tales como aceites y soluciones poliméricas. El sistema consiste de una probeta en forma de barra cilíndrica de Inconel 600 (12.5 mm de diámetro y 60 mm de largo), colocándose un termopar al centro geométrico, que es conectado a un sistema de adquisición de datos. Inconel 600 es una aleación de níquel-cromo con una composición química de 72 por ciento mínimo de níquel, de 14 a 16 por ciento de cromo, de 6 a 10 por ciento de hierro, y el porcentaje restante son impurezas; esta aleación se emplea en aplicaciones que requieren resistencia a la corrosión y a altas temperaturas.

La probeta es sumergida en el medio de enfriamiento y al mismo tiempo se registra la respuesta térmica. El sistema genera gráficas de temperatura en función del tiempo y gráficas de rapidez de enfriamiento en función del tiempo. A través de los datos adquiridos se estima el poder de endurecimiento IVF (HP). El número HP es un índice de calificación para aceites propuesto por Segerberg [16] para seleccionar el mejor aceite para una determinada aplicación. El índice HP se calcula empleando tres puntos característicos en la curva de rapidez de enfriamiento que son: la temperatura de transición del estado de capa de vapor al estado de ebullición nucleada, la rapidez de enfriamiento entre los 500°C y



600°C, y la temperatura de transición del estado de ebullición nucleada al estado de convección forzada pura o convección natural pura.

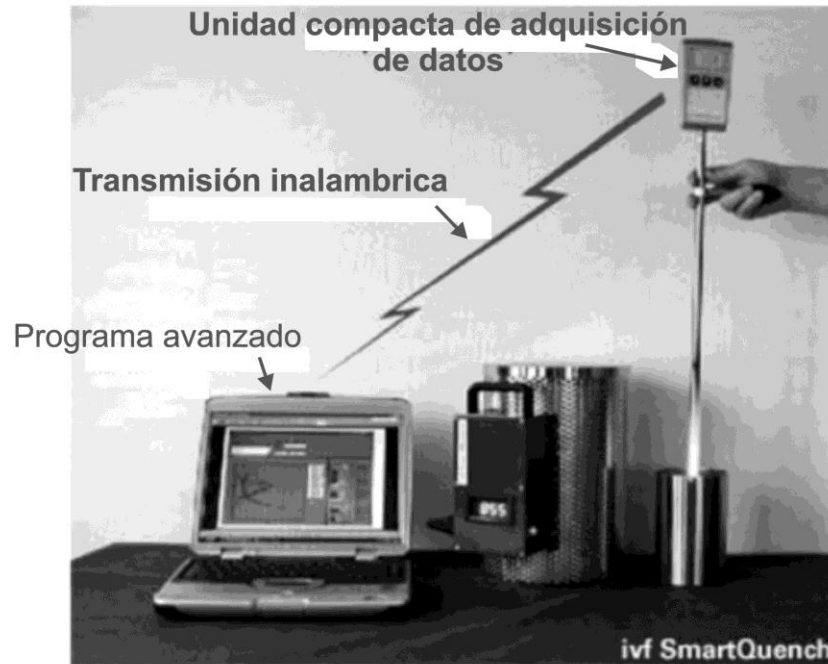


Figura 2.1.- Sistema *IV Smart Quench* para la caracterización de los medios de temple [16].

#### 2.2.4.2 Estándares industriales japonés y francés para la medición de curvas de enfriamiento

En el estándar japonés para la prueba de aceites (JIS K 2242) se utiliza la probeta desarrollada por Tamura [17] para la adquisición de curvas de enfriamiento. La probeta es de plata con una geometría cilíndrica, con una longitud de 30 mm y un diámetro de 10 mm, y es equipada con un termopar en su superficie (véase la Figura 2.2 (a)). La probeta se caracteriza por poseer una gran sensibilidad aunque la reproducibilidad en las mediciones que se realizan es muy baja. La prueba se realiza desde los 810 °C en una muestra de 250 ml de aceite. Los resultados son la temperatura de transición de la capa de vapor al estado de ebullición nucleada y el tiempo que se tarda en enfriar la probeta de los 800 hasta los 400°C.

El estándar francés para el ensayo de aceites (NFT 60178) emplea una probeta de plata de geometría cilíndrica, de un diámetro de 16 mm con una longitud de 18 mm, con un termopar en el centro de la probeta (ver Figura 2.2 (b)).

La prueba se realiza desde los 800°C en una muestra de aceite de 700 ml

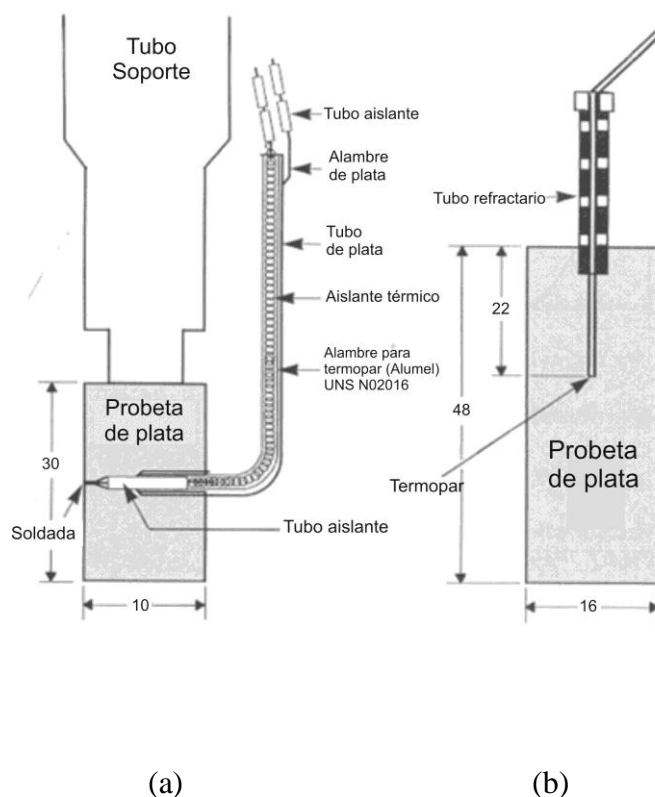


Figura 2.2.- Probetas de plata para la adquisición de curvas de enfriamiento: a) estándar japonés, b) estándar francés [17]. Cotas en milímetros.

#### 2.2.4.3 Sistema del estándar internacional (ISO 9950)

En el estándar internacional ISO 9950 [18] para el ensayo en aceites, se emplea una probeta cilíndrica de Inconel 600, de un diámetro de 12.5 mm y una longitud de 60 mm (véase Figura 2.3); la probeta fue diseñada por el Centro Wolfson. Con esta probeta se mejora la estabilidad de los datos en comparación con las probetas de plata, sus propiedades térmicas son más parecidas a las del acero, no ocurren transformaciones de fase y es resistente a la corrosión.

El ensayo se realiza desde los 850°C en una muestra de 2000 ml del aceite de interés. Los resultados se expresan como: curvas de temperatura/tiempo y curvas de rapidez de enfriamiento/temperatura. Los datos que se obtienen a partir de las curvas son los siguientes: (a) tiempo de enfriamiento a los 600, 400 y 200°C, (b) rapidez de enfriamiento máxima, (c) temperatura a la cual ocurre la rapidez de enfriamiento máxima, y (d) la rapidez de enfriamiento a los 300°C.

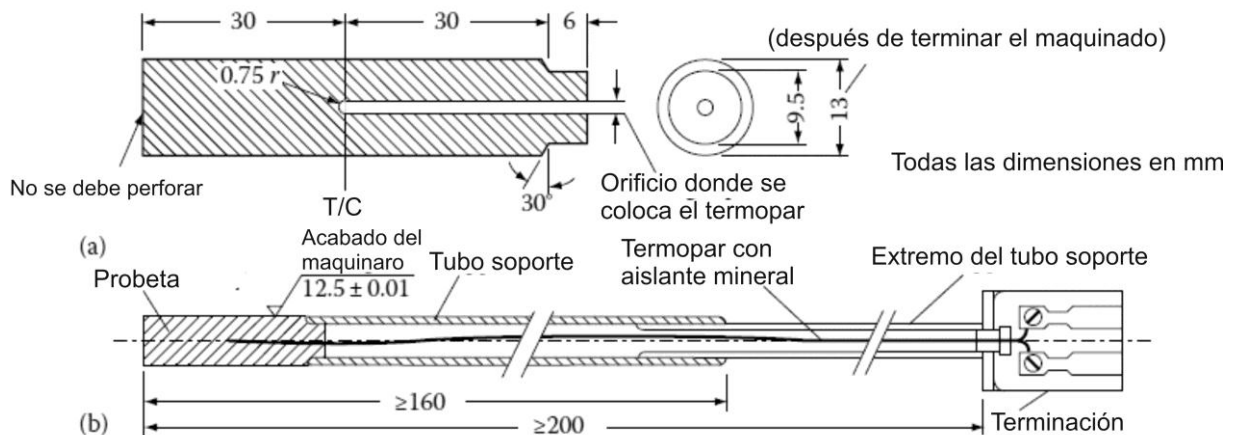


Figura 2.3.- Esquema de la probeta que se emplea en el estándar ISO 9950: a) detalles de la probeta; b) detalles del ensamblado [18].

#### 2.2.4.4 Método de gradiente de temperatura

El método de gradiente de temperatura fue diseñado por Liscic [16] en 1978. Se emplea una probeta de acero inoxidable AISI 304 de 200 mm de largo y 50 mm en diámetro que se instrumenta con 3 termopares colocados en el mismo plano transversal, a una profundidad que corresponde a la mitad de la longitud de la probeta (ver figura 2.4). La característica específica de esta probeta es que permite medir la temperatura muy cerca de la superficie de la probeta; además, la medición y la adquisición de la temperatura se realizan cada  $1 \times 10^{-5}$  segundos, lo que permite capturar cambios rápidos de temperatura. El programa computacional que se emplea es *TGQAS*, que calcula los coeficientes de transferencia de calor en la superficie de la probeta y las rapidezces de enfriamiento asociados a cada termopar. El programa *TGQAS* también posee la capacidad de predecir la



diferencia de voltaje que puede ser medida y relacionada con la temperatura de la llamada junta caliente.

Para muchas aplicaciones, especialmente las que presentan enfriamiento súbito, es importante identificar el tiempo de respuesta de los termopares. El tiempo de respuesta es principalmente función de la dimensión y construcción del termopar, propiedades térmicas de los materiales del termopar, así como del método de aislamiento y las condiciones de instalación.

Los termopares comerciales consisten de dos alambres termoeléctricos, material aislante y una capa alrededor que protege al termopar en contra de la oxidación a altas temperaturas. Existen tres formas para unir las puntas del termopar en la junta caliente (ver Figura 2.5); la unión más común es una junta caliente que se encuentra totalmente aislada (Figura 2.5 (a)).

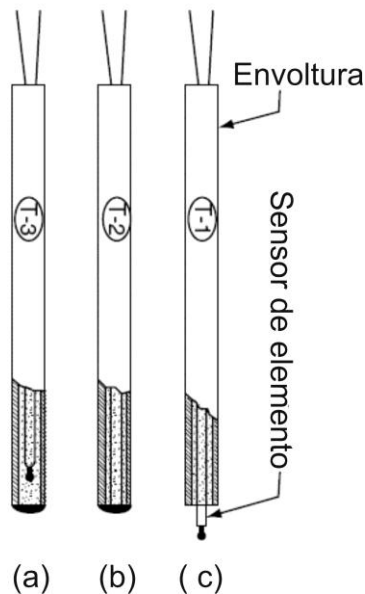


Figura 2.5.- Esquema de la construcción de la junta caliente de un termopar: a) termopar con polvo de cobertura y junta caliente soldada a la cubierta metálica; b) termopar con cubierta metálica y polvo de cobertura en la junta caliente; c) termopar con alambres soldados fuera de la cubierta metálica (junta caliente descubierta) [19].

A pesar de que la transferencia de calor sea retardada por el material aislante que protege a la junta caliente, se puede lograr una respuesta rápida al escoger diámetros pequeños (por debajo de 0.5 mm); la Figura 2.6 muestra las rapidezces de respuesta de dos termopares con material aislante de 0.5 y 1 mm de diámetro, siendo el termopar con 0.5 mm de diámetro de material aislante el que muestra la mayor sensibilidad en la medición de temperatura. El tiempo de respuesta también puede disminuirse si las puntas son soldadas con una aleación de plata.

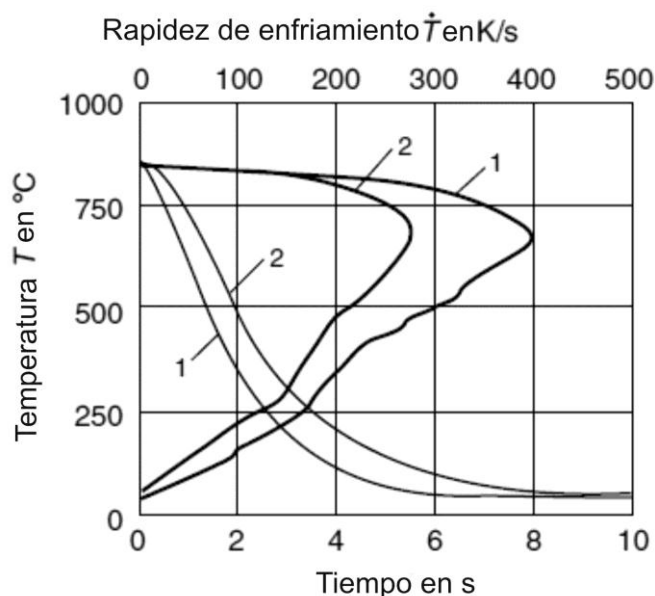


Figura 2.6.- Sensibilidad de la respuesta térmica de un termopar posicionado en el centro de una probeta cilíndrica de 8 mm de diámetro de acero al Cr-Ni enfriada súbitamente con agua a 25°C: 1) termopar de 0.5 mm de diámetro; 2) termopar de 1 mm de diámetro [19].

En la medición de curvas de enfriamiento es importante minimizar la cantidad de material removido de la probeta cuando se le realiza un barrenado para la colocación de un termopar, debido a que el comportamiento térmico de la probeta se va alterando gradualmente conforme se aumenta el tamaño del diámetro del barrenado. Entonces, en todas las investigaciones concernientes al comportamiento térmico de medios de enfriamiento en probetas que emplean mediciones de temperatura, se requiere de un buen contacto entre el termopar y la probeta, al mismo tiempo que la remoción del material para poder insertar al termopar sea el mínimo.

## 2.4 Sistemas utilizados para el temple con flujo en movimiento

La agitación en los baños de temple ejerce una gran influencia en la forma en que un medio enfría una pieza metálica, por lo cual se han diseñado aparatos que simulen, al menos cualitativamente, las condiciones de flujo en los tanques de temple industriales.

Tensi y colaboradores [20,21] han desarrollado un aparato experimental complejo para experimentos básicos que se muestra en la Figura 2.7. Consta de un circuito cerrado de tubos de vidrio con una capacidad de 9 litros, en donde se produce un flujo irrotacional y de baja turbulencia; además, cuenta con instrumentos para la medición del flujo del fluido en el circuito así como las variaciones en la velocidad del fluido en una sección transversal del tubo contenedor. La probeta que se emplea para el ensayo se calienta inductivamente dentro de un tubo guía que se encuentra en la parte superior del dispositivo; se suministra gas inerte en el interior del tubo guía para proteger a la probeta. La probeta se sumerge dentro del baño cuando se alcanza la temperatura deseada en su interior.

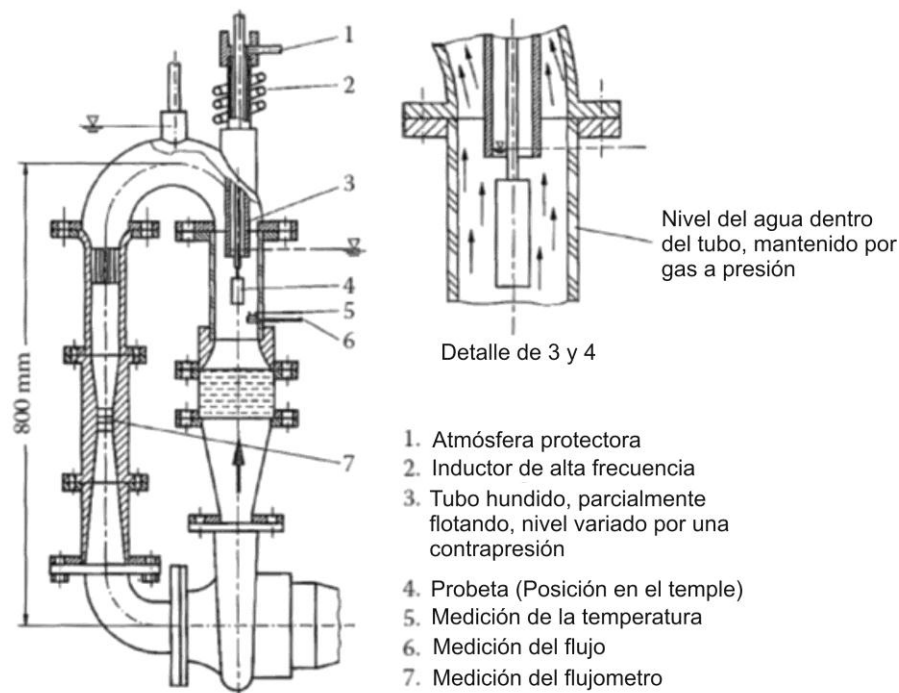


Figura 2.7.- Esquema del dispositivo experimental diseñado por Tensi y colaboradores para la cuantificación de la agitación en un baño de temple [21].



La Federación Internacional de Tratamientos Térmicos e Ingeniería de Superficies (IFHTSE, por sus siglas en inglés) [20,21] emplea un dispositivo experimental que se fabrica de vidrio o plástico con una capacidad de 1.5 litros (véase Figura 2.8). Mediante una propela de plástico se genera un flujo del medio de interés, que es direccionado hacia arriba a través de un ducto rectangular. En la parte superior se encuentra un orificio de 40 mm por donde la probeta se sumerge dentro del baño.

Los dispositivos experimentales mencionados anteriormente tienen la desventaja de no poseer una longitud suficiente en los ductos donde se realiza el temple como para garantizar la presencia de un flujo de fluido hidrodinámicamente desarrollado, lo cual repercute en la reproducibilidad de los ensayos que se realicen.

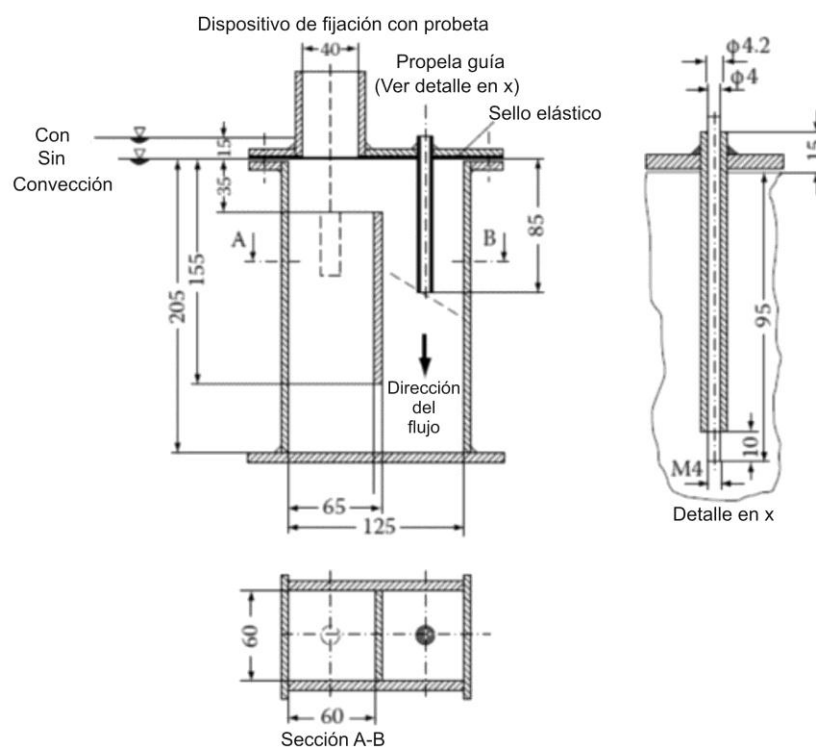


Figura 2.8.- Esquema del dispositivo experimental empleado por IFHTSE para la evaluación del poder de enfriamiento de un medio en un temple de baño agitado [21].



## 2.5 Mecanismos de transferencia de calor en el temple por inmersión

El control de la transferencia de calor tiene una gran importancia en la calidad que se desea obtener en piezas metálicas que son tratadas mediante el proceso de temple. En los medios de enfriamiento volátiles como agua, aceite o soluciones poliméricas, la transferencia de calor se ve acompañada por el fenómeno de ebullición debido a que la temperatura de las piezas al salir de un horno para ser templadas es varias veces más alta que la temperatura de ebullición del líquido que se emplea como medio de enfriamiento. Durante el enfriamiento se tienen tres etapas diferentes, que son (de mayor a menor temperatura de la superficie de la pieza):

- a) Ebullición con capa de vapor: La temperatura de la pieza metálica es suficientemente alta como para vaporizar el líquido y formar una película de vapor estable alrededor de la pieza metálica que impide que el líquido moje directamente al sólido. La capa de vapor tiene un efecto aislante provocando que la transferencia de calor sea relativamente baja: en agua se tienen coeficientes de transferencia de calor en el rango de  $100\text{-}250 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . La temperatura mínima a la cual la capa de vapor es estable se llama temperatura de Leidenfrost [22]. Cuando la temperatura de la pieza metálica en la superficie es menor que la temperatura de Leidenfrost la capa de vapor colapsa y el mecanismo de ebullición nucleada empieza.
- b) Ebullición nucleada: El líquido entra en contacto con la superficie caliente de la pieza metálica, evaporándose inmediatamente y dando lugar a burbujas que se alejan de la superficie de la pieza metálica. En esta etapa es cuando se tienen la más alta transferencia de calor de la pieza metálica al líquido. Los coeficientes de transferencia de calor para el agua rondan los valores de  $10,000$  a  $20,000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ .
- c) Convección forzada pura: Ocurre cuando la temperatura de la superficie de la pieza metálica desciende debajo de la temperatura de ebullición del líquido que se esté empleando, por lo que la superficie metálica queda totalmente impregnada del líquido, la transferencia de calor es debida únicamente a convección pura y la extracción de calor no es tan severa como en la etapa de ebullición nucleada. Se tienen coeficientes de transferencia de calor de  $700 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  para el agua.

La apariencia de la vecindad de la superficie de la probeta para cada uno de estas etapas se muestra en la Figura 2.9.

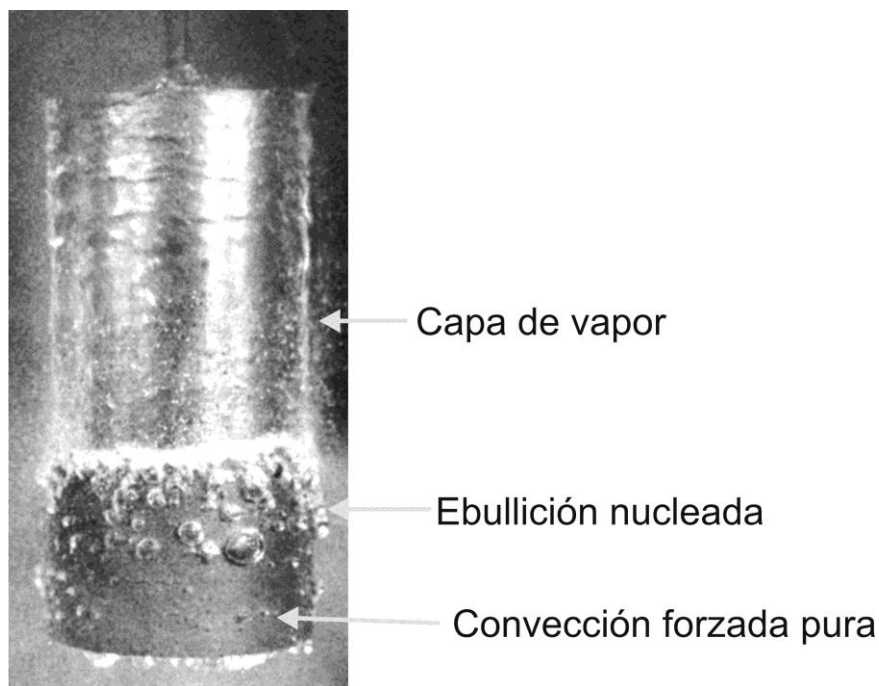


Figura 2.9.- Fenómenos de transferencia de calor que se presentan en los medios de enfriamiento volátiles [22].

Nukiyama [23] realizó un experimento simple para ilustrar el comportamiento térmico de los diferentes regímenes de ebullición, en el que utilizó una resistencia eléctrica (alambre de cromo-níquel) sumergida en una tina de agua estancada. Nukiyama midió la temperatura superficial del sólido  $T_w$  y la temperatura del líquido y las correlacionó con el *flux* de calor en la superficie  $q$ . En la Figura 2.10 se muestra la gráfica del *flux* de calor ( $q$ ) y del coeficiente de transferencia de calor ( $\alpha$ ) como función de la diferencia de temperatura entre la superficie del sólido y el líquido,  $\Delta T$ . En el principio del calentamiento, región A, se tiene un comportamiento prácticamente lineal del *flux* de calor debido a que el transporte de calor en la pared del sólido es únicamente controlado por convección libre o natural. Al comienzo de la formación de burbujas en la pared caliente del sólido, que es el punto en donde comienza la etapa de ebullición nucleada, se observa un cambio repentino en la pendiente de la curva en la Figura 2.10. En la región de ebullición nucleada, marcada como región B, las condiciones del transporte de calor se mejoran instantáneamente

teniendo *fluxes* de calor y coeficientes de transferencia de calor más altos, debido a que en la formación de burbujas se extrae más calor que en la convección natural. Al calentarse más el alambre se llega a un punto en donde se tiene la máxima transferencia de calor (este punto se conoce como el flux de calor crítico). En la región C de la curva, el *flux* de calor va disminuyendo hasta que se alcanza un determinado valor de temperatura en la superficie del sólido, que en la literatura es llamada temperatura de Leidenfrost; la disminución en el *flux* de calor se debe a que al aumentar la temperatura de la superficie del sólido la capa de vapor se vuelve más estable y no permite al líquido humectar la superficie del sólido, ocasionando una disminución en el número de burbujas que se formen en la superficie del sólido, por lo cual la eficiencia de la transferencia de calor en la superficie del sólido se vea disminuida. En la región D, el flux de calor en la pared del sólido tiene un comportamiento prácticamente constante debido a que se tiene únicamente la presencia de la capa de vapor, que tiene un carácter resistivo a la transferencia de calor desde la superficie del sólido.

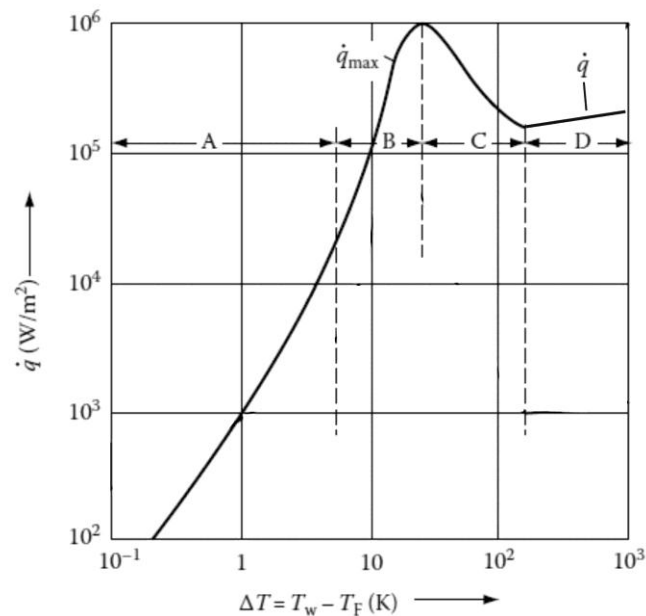


Figura 2.10.- Curva de Nukiyama para el fenómeno de ebullición: A convección libre, B ebullición nucleada, C transición, D ebullición con capa de vapor [23].

## 2.6 Frente de mojado

Al momento en el que colapsa la capa de vapor y se da lugar a la ebullición por nucleación se forma una frontera móvil que se conoce como frente de mojado. La evolución o cinemática del frente de mojado tiene un gran efecto en la evolución del campo térmico durante el temple, por lo cual se debe caracterizar cuidadosamente.

En la mayoría de las pruebas experimentales que emplean curvas de enfriamiento se tiene la gran limitación de la poca información que se puede derivar sobre el fenómeno de ebullición, debido a que se emplea un termopar a una altura específica en la probeta, generándose únicamente información que describe en forma local el fenómeno de ebullición, lo cual no permite una descripción satisfactoria de la cinemática del frente de mojado. Por lo cual se han desarrollado métodos experimentales que complementen a la medición de curvas de enfriamiento para permitir una descripción satisfactoria de la cinemática del frente de mojado; ejemplos de estas técnicas son la medición de la conductancia eléctrica entre el medio de temple y el sólido y el empleo de termopares a lo largo de la probeta.

El método que emplea la medición de la conductancia eléctrica [20] entre la probeta cilíndrica y el tanque de temple se muestra en la Figura 2.11. Debido a los efectos aislantes de la capa de vapor formada alrededor de toda la probeta, cuando ésta se encuentra a altas temperaturas ( $T_i$ ) la continuidad eléctrica era muy baja. Cuando la película de vapor comenzaba a colapsarse en algún punto de la probeta ( $T_m$ ), la conductividad se incrementaba proporcionalmente a la superficie donde la etapa de ebullición por nucleación tenía lugar. En la etapa de convección pura (forzada o natural) se tiene los máximos valores de conductancia, debido a que la probeta se encuentra completamente mojada por el medio de temple.

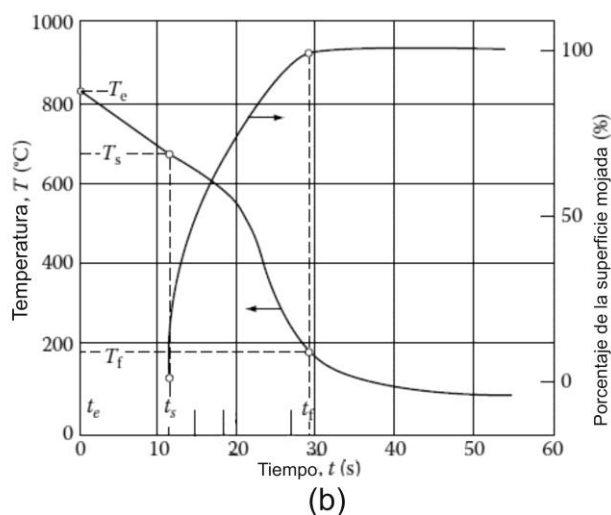
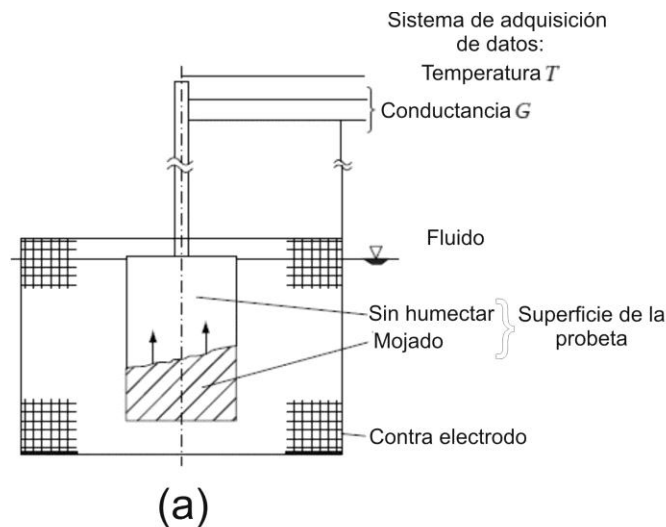


Figura 2.11.- (a) Esquema del principio de medición de la conductancia eléctrica en medios de temple líquidos; (b) curvas temperatura-tiempo y % de superficie mojada-tiempo asociadas a la medición de conductividad eléctrica [20].

Otra forma de determinar la cinética del frente de mojado es mediante la medición del movimiento del frente de mojado a lo largo de una probeta instrumentada con termopares que se encuentran cerca de la superficie y a diferentes alturas (véase Figura 2.12). Mediante videgrabaciones se mide el movimiento del frente de mojado para posteriormente calcular su velocidad. Los termopares se emplean para registrar la historia

térmica en diferentes puntos dentro de la probeta; dicha historia térmica es procesada para calcular las condiciones a la frontera en términos del *flux* de calor. Mediante las mediciones del movimiento del frente de mojado y de las historias térmicas, se realiza un análisis del efecto de la cinética del frente de mojado sobre el campo térmico en el interior de la probeta.

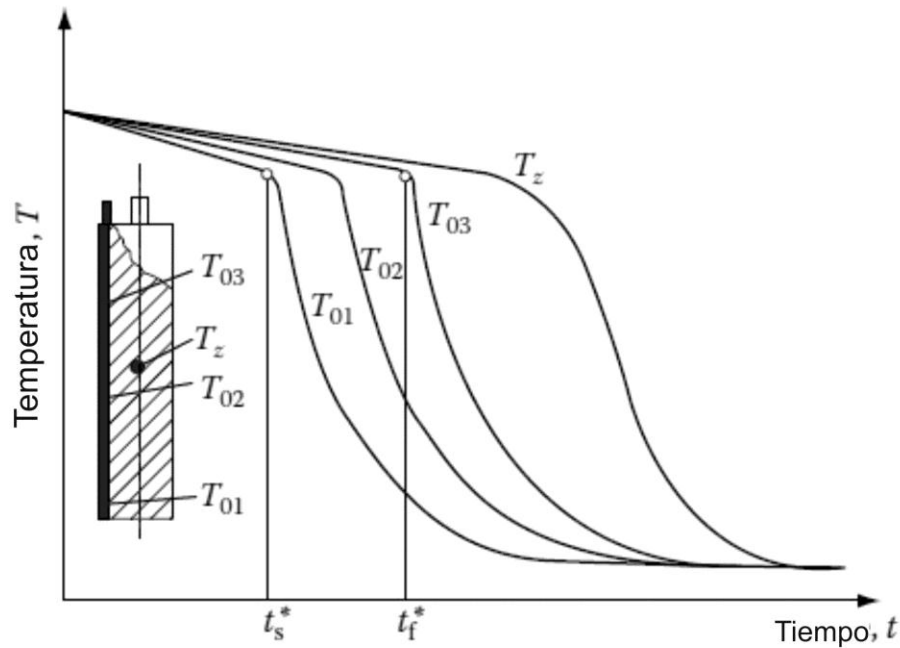


Figura 2.12.- Determinación del frente de mojado mediante el empleo de tres termopares cercanos a la superficie y uno en el centro en una probeta cilíndrica [20].

Kobasko y colaboradores [24,25] utilizan una esfera de plata (véase Figura 2.13) 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 aproximadamente 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 para el que se produce la transición entre ebullición con capa de vapor estable y la ebullición en presencia de burbujas. En los experimentos, la respuesta térmica en el centro geométrico de la probeta se registra mediante un termopar y

la evolución del nivel de ruido se graba mediante micrófonos situados cerca de la esfera. Lamentablemente, esta técnica no permite la determinación de la velocidad del frente de mojado, ni de las temperaturas que delimitan la etapa de ebullición nucleada.

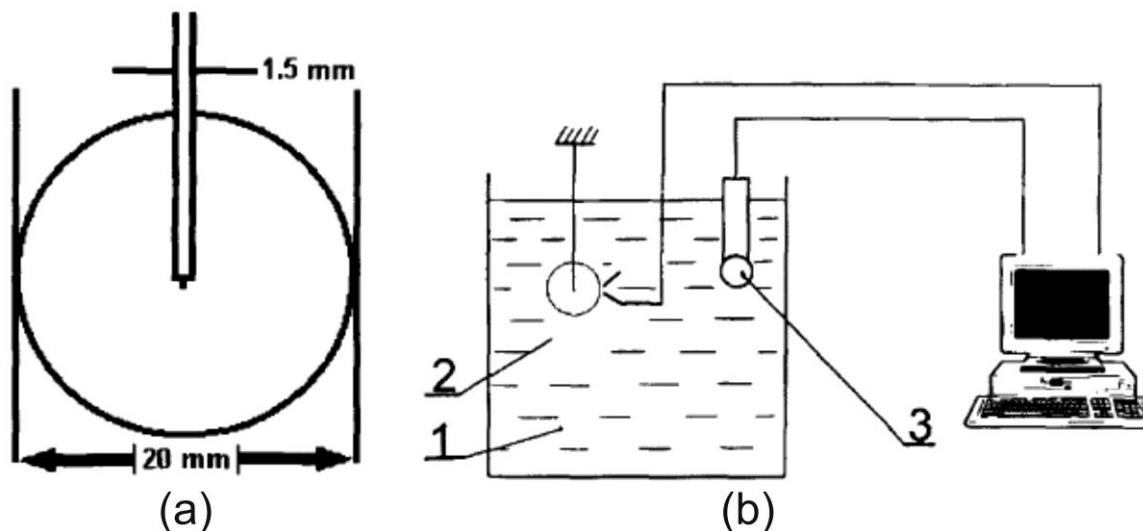


Figura 2.13.- (a) Dimensión de la probeta esférica de plata instrumentada; (b) esquema del sistema de temple: 1) medio de temple, 2) probeta esférica de plata, 3) hidrófono acústico [24].

### 2.7 Problema inverso de conducción de calor (IHCP)

En muchas situaciones dinámicas de transferencia de calor, resulta difícil obtener mediciones confiables de la temperatura o del *flux* de calor de la superficie de un sólido debido a que: la situación física de la superficie no permite el posicionamiento de un sensor o la exactitud de mediciones que se realicen cerca de la superficie del sólido son afectadas por la presencia de un sensor.

Por otro lado, el *flux* de calor y la temperatura superficial de un sólido se pueden estimar a partir de mediciones de temperatura experimentales en uno o varios lugares dentro del sólido; a esta metodología particular para calcular las condiciones a la frontera de la superficie de un sólido se le llama problema inverso de conducción de calor (IHCP, de sus iniciales en inglés). En contraste, 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, la condición inicial y las condiciones de frontera así como los términos de generación de calor.

Desde un punto de vista matemático, el IHCP 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. Existe una gran variedad de aproximaciones al problema inverso de conducción de calor, que abarcan desde aproximaciones analíticas como el teorema de Duhamel [26] que está restringido a problemas lineales, hasta aproximaciones numéricas basadas en diferencias finitas o elemento finito [27] que poseen la ventaja de que pueden tratar problemas no lineales.

Los problemas inversos tienen una importante aplicación en ciencia e ingeniería. El avance tecnológico en sistemas de cómputo ha favorecido la aplicación de modelos matemáticos sofisticados para dar solución a problemas que antiguamente requerían de recursos de *hardware* y *software* no disponibles en ese entonces; consecuentemente el tiempo de cálculo se ha reducido significativamente para llevar a cabo estas tareas [26,27].

Existen tres métodos básicos para resolver el IHCP: especificación de función, regularización y una formulación mezclada. Cada método se puede implementar de dos formas: secuencialmente, el cálculo de un solo componente del *flux* de calor superficial en un instante de tiempo, o de dominio completo cuando todos los componentes del *flux* de calor superficial son calculados simultáneamente. El algoritmo secuencial presenta la ventaja de que los tiempos de cómputo son menores que en el caso de dominio completo.

Beck y colaboradores [26,27] desarrollaron un algoritmo computacional empleando el método secuencial de especificación de la función para calcular el *flux* de calor en función del tiempo para el caso en que la transferencia de calor es en una dimensión, introduciendo el concepto de tiempos futuros, con lo cual se estabiliza la solución y se minimiza el efecto del ruido asociado con las mediciones. En la Figura 2.14 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 un *flux* de calor desconocido  $q(t)$  en la frontera en  $x = L$ , mientras que la frontera en  $x = 0$  es simétrica con respecto al gradiente térmico. Para estimar la



función  $q(t)$ , las mediciones de temperatura se hacen en la posición  $x_l$ . Se supone que no hay información disponible con respecto a la forma de  $q(t)$ , y por lo tanto se requiere de un gran número de componentes de  $q(t)$  para estimarla.

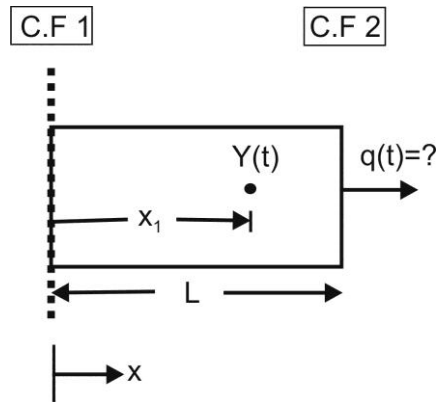


Figura 2.14.- Representación esquemática del IHCP en una dirección de flujo para una placa de espesor  $2L$ . En  $x = 0$  se tiene simetría y en  $x = L$  una densidad de flujo de calor desconocida [27].

Para la estimación de *flux* de calor desconocido en la superficie de la placa se emplea las mediciones de temperatura, en donde se incluye varios pasos en el futuro, y se minimiza la siguiente expresión de mínimos cuadrados:

$$S = \sum_{i=1}^r (Y^{M+i-1} - T^{M+i-1})^2 \quad (2.2)$$

Donde  $Y^{M+i-1}$  es la temperatura medida al tiempo  $t_{M+i-1}$ ;  $T^{M+i-1}$  es la correspondiente temperatura calculada; y  $r$  es el número de pasos en el futuro adoptado para estimar el flux de calor  $q^M$ .

Al diferenciarse la ecuación 2.2 con respecto a  $q^M$ , y reemplazando  $q^M$  por  $\hat{q}^M$  (flux de calor estimado al tiempo  $t_m$ ), e igualando la expresión a cero, se obtiene:

$$2 \sum_{i=1}^r (Y^{M+i-1} - T^{*M+i-1}) \left( \frac{\partial T^{M+i-1}}{\partial q^M} \right) = 0 \quad (2.3)$$

La temperatura futura,  $T^{M+i-1}$ , se puede calcular a través de una expansión de serie de Taylor sobre el término  $\hat{q}^{M-1}$ :

$$T^{M+i-1} = T^{*M+i-1} + (q^M - \hat{q}^{M-1})X^{*M+i-1} \quad (2.4)$$

El asterisco implica que la función T y X se evalúan empleando propiedades térmicas a un tiempo  $t_{M-1}$ .

La cantidad  $X^{M+i-1}$  se llama coeficiente de sensibilidad y se define como:

$$X^{M+i-1} = \frac{\partial T^{M+i-1}}{\partial q^M} \quad (2.5)$$

Al sustituirse la ecuación 2.4 en la ecuación 2.3 y despejando para obtener el valor de  $\hat{q}^M$ , se obtiene:

$$\hat{q}^M = \hat{q}^{M-1} + \frac{1}{\Delta M} \sum_{i=1}^r (Y^{M+i-1} - T^{*M+i-1}) X^{*M+i-1} \quad (2.6)$$

Donde la variable  $\Delta M$  es la agrupación de los términos siguientes:

$$\Delta M = \sum_{i=1}^r (X^{M+i-1})^2 \quad (2.7)$$

## 2.8 Probeta cilíndrica con punta cónica

Al emplearse probetas cilíndricas de punta plana para caracterizar medios de enfriamientos líquidos se tiene la desventaja de que el frente de mojado que se desarrolla no es siempre simétrico (ver Figura 2.15 (a)), lo cual dificulta su caracterización.

Para solucionar el problema de la simetría del frente de mojado Vergara-Hernández y HernándezMorales [1] desarrollaron un nuevo diseño de probeta. La probeta es de acero inoxidable AISI 304 con una geometría cilíndrica con punta cónica. En la Figura 2.15 (b) se muestra una secuencia de imágenes del trabajo de Vergara-Hernández y HernándezMorales [1] para un temple en agua a 60°C y con una velocidad de 0.2 m/s; se aprecia que

se forma un frente de mojado simétrico con un desplazamiento homogéneo (compárese con la secuencia de imágenes de la Figura 2.15 (a)).

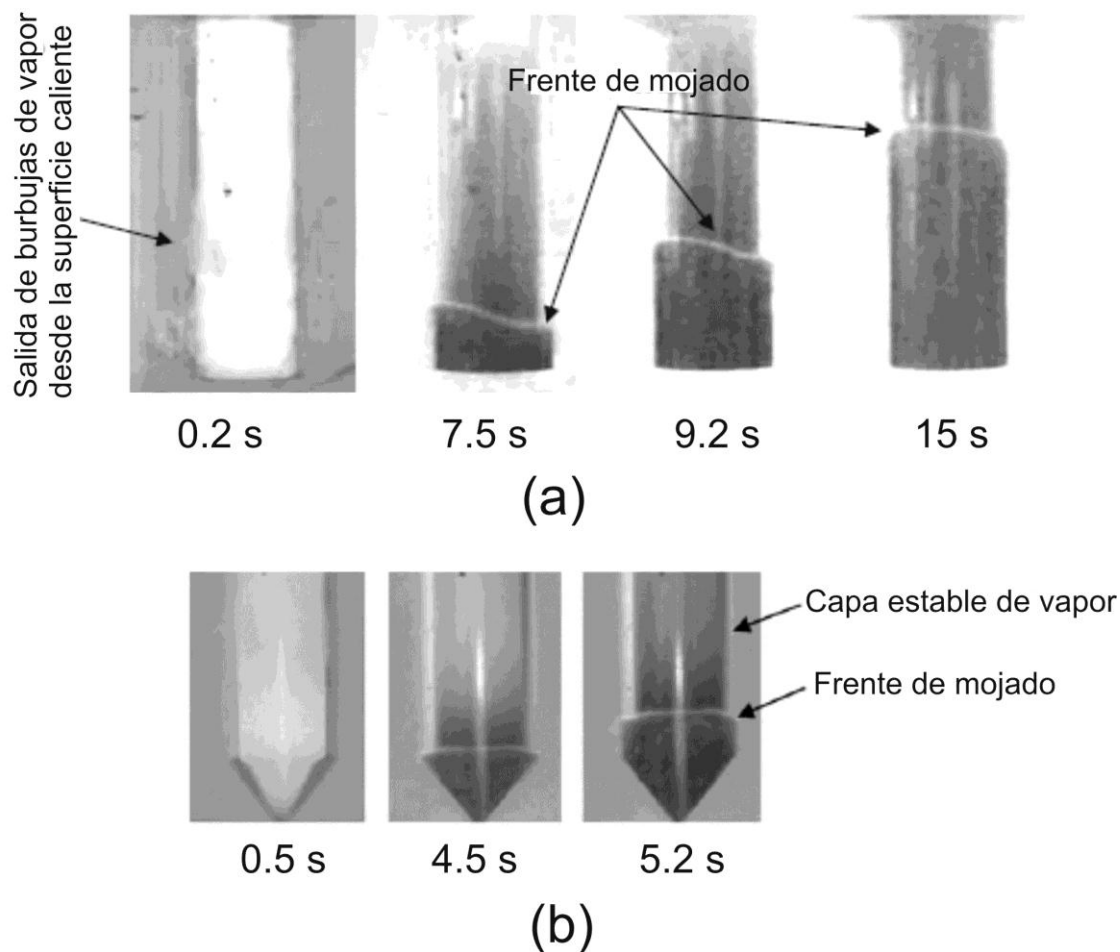


Figura 2.15.- Imágenes extraídas de videos (30 fps) para: (a) probeta con punta plana, (b) probeta con punta cónica. Temple en agua a 60°C y con una velocidad de 0.2 m/s [1].

Vergara-Hernández y Hernández-Morales también realizaron simulaciones en donde calculaban el campo de vorticidad para probetas con punta cónica y con punta plana. Encontraron que existía un significativo gradiente de vorticidad en la probeta con punta plana lo cual provocaba el rompimiento caótico del frente de mojado; en cambio, para la probeta con punta cónica el gradiente de vorticidad no era tan grande y el rompimiento del frente era más simétrico y homogéneo, por lo cual la probeta con punta cónica sería la ideal para la caracterización de la cinética del frente de mojado. Para corroborar los resultados del estudio de vorticidad hicieron experimentos en donde se observa la evolución del frente

de mojado en ambas probetas; cada experimento era grabado en video para realizar un análisis más detallado. En las grabaciones de video verifican la predicción hecha en los estudios de vorticidad, en donde el frente de mojado es más simétrico y homogéneo en la probeta con punta cónica. Para su sistema de temple corroboraron que el flujo de agua estuviera completamente desarrollado mediante la técnica PIV (por sus siglas en inglés, Particle Image Velocimetry). En la Figura 2.16 se muestra el perfil de velocidades en un ducto de 45 mm de diámetro con agua fluyendo a 0.7 m/s a diferentes alturas del ducto. De la gráfica se desprende que la altura mínima para obtener la condición de flujo desarrollado en ese sistema es de 1.5 m.

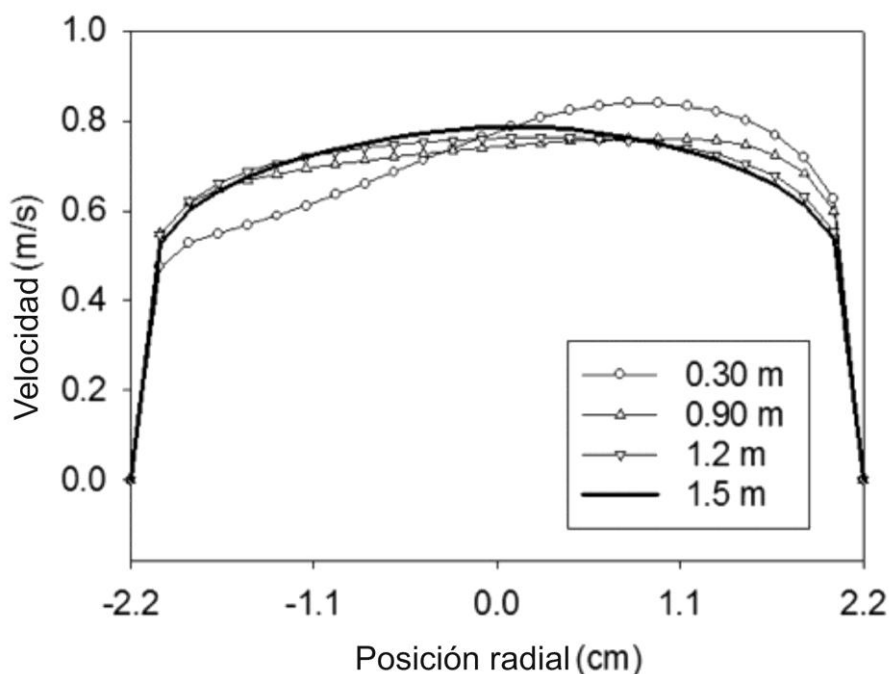


Figura 2.16.- Perfiles de velocidad medidos en un ducto de 45 mm de diámetro con agua fluyendo a 0.7 m/s (número de Reynolds de 31,349) y a una altura en el tubo de acrílico transparente de: 0.3 m (círculos); 0.9 m (triángulos-arriba); 1.2 m (triángulos-abajo); 1.5 m (línea) [1].

### **Capítulo 3 Procedimiento experimental**

Como se ha mencionado anteriormente, el temple es un tratamiento térmico que inicia con un calentamiento hasta una temperatura en la cual se obtiene una única microestructura llamada austenita; posteriormente, la pieza metálica se enfría súbitamente con la finalidad de formar una nueva fase, de nombre martensita, que le confiere al acero una alta dureza. Para lograr un enfriamiento súbito se suelen utilizar fluidos cuyas temperaturas de saturación son mucho menores que la temperatura de austenización, por lo que el enfriamiento ocurre en presencia de ebullición; es práctica común que el medio de temple esté en movimiento. En este capítulo se describen el equipo y la técnica experimental que se utilizó para la caracterización de los fenómenos de ebullición en la superficie de una probeta cilíndrica con punta cónica sometida a temple en agua (en flujo paralelo a la superficie lateral de la probeta). Las variables independientes de interés son la velocidad y la temperatura del agua.

En la caracterización de los fenómenos de ebullición que suceden en medios de enfriamiento líquidos, toma un papel importante la estabilidad del frente de mojado, la cual es afectada significativamente por los patrones de flujo cercanos a la frontera sólido-fluido, así como por la geometría y el material de la probeta que se emplee en el estudio.

En la literatura se han descrito varios dispositivos experimentales desarrollados para la caracterización de la cinética del frente de mojado, como tubos J, aunque en tales dispositivos se presenta la desventaja de tener regímenes turbulentos en el fluido antes de impactar a la probeta lo cual disminuye la estabilidad del frente de mojado.

Vergara-Hernández y Hernández-Morales [1] desarrollaron un equipo experimental que favorece la formación de un frente de mojado estable. En ese equipo experimental se obtiene la condición de flujo completamente desarrollado (lo cual asegura una mayor reproducibilidad del campo de velocidad y la estabilidad del frente de mojado) a alturas mayores de 1.5 m. Por tal razón se decidió emplear el diseño del dispositivo experimental desarrollado por esos investigadores para llevar a cabo los experimentos.

### 3.1 Probeta de punta cónica

En la caracterización de la transferencia de calor en los procesos de temple se han utilizado probetas de geometría simple fabricadas con diversos materiales. En China y Japón se utilizan por norma cilindros de plata de  $\text{Ø}10$  mm x 30 mm, mientras que en USA y en gran parte de Europa se utilizan cilindros de la aleación Inconel 600 de  $\text{Ø}12.5$  mm x 60 mm. Se han utilizado probetas cilíndricas de base plana para caracterizar la capacidad de enfriamiento de diferentes medios de temple [28] pero en todos ellos se tiene la desventaja de que no se desarrolla un frente de mojado simétrico en la dirección angular. En cambio, en la probeta diseñada por Vergara-Hernández y Hernández-Morales, la cual se caracteriza por tener una punta cónica, el frente de mojado que se desarrolla sí es simétrico; por tal razón se escogió ese diseño para realizar las pruebas experimentales.

La probeta que se empleó para realizar los experimentos es de acero inoxidable AISI 304, de forma cilíndrica en el cuerpo y cónica en la punta. En la parte cilíndrica tiene una longitud de 60 mm con un diámetro de 12.7 mm (0.5 in.). La parte cónica tiene una longitud de 10 mm por lo que el cono forma un ángulo de inclinación de  $57^\circ$ . La instrumentación de la probeta se muestra en la Figura 3.1. Las posiciones de la punta caliente de los termopares T/C 1, T/C 2 y T/C 3 se utilizaron para estimar tanto a la rapidez local de enfriamiento como el *flux* de calor local en la superficie, mientras que aquellas para los termopares T/C 4, T/C 5 y T/C 6 se emplearon para caracterizar a la extracción axial de calor.

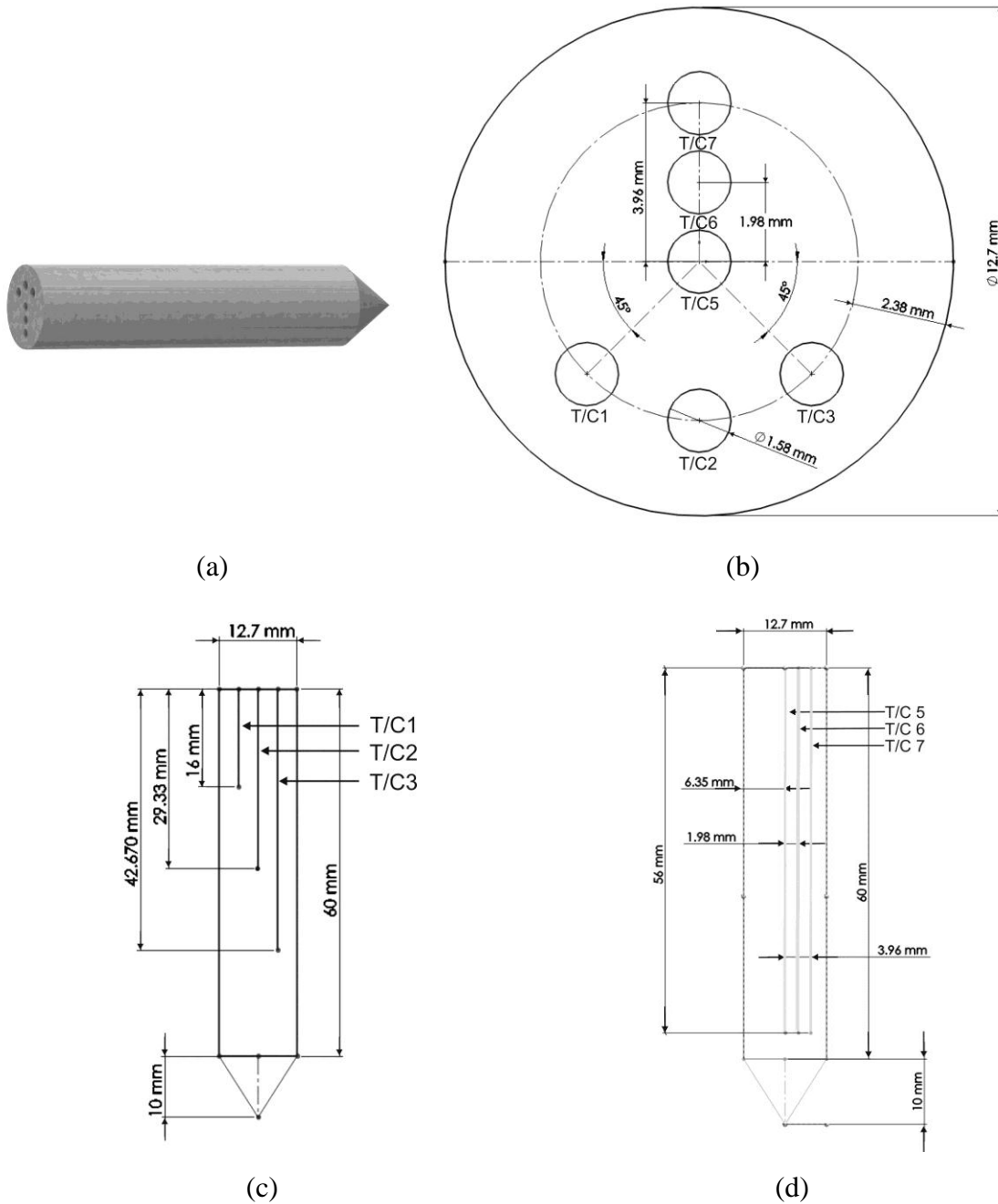


Figura 3.1 Esquema de la probeta cilíndrica con punta cónica: (a) vista isométrica, (b) vista superior de la distribución de todos los barrenos para termopares, (c) vista lateral de los barrenos para termopares cercanos a la superficie, (d) vista lateral de los barrenos para termopares cercanos a la base del cono.

### 3.2 Equipo Experimental

El equipo experimental diseñado por Vergara-Hernández y Hernández-Morales [1] que se emplea para la realización de los experimentos se muestra en la Figura 3.2. Consiste de un tubo de acrílico de 1.85 m de longitud y 44 mm de diámetro interno el cual permite video grabar los fenómenos de ebullición que suceden en la superficie metálica de la probeta, una bomba de ¼ Hp de potencia que recoge agua de un contenedor primario y bombea agua al tubo de acrílico, un rotámetro que fija el flujo de agua y calentadores (de resistencia eléctrica) que se colocan en el contenedor primario para calentar el agua a la temperatura deseada. El sobreflujo proveniente del tubo de acrílico se captura en un contenedor secundario y se envía de regreso al contenedor primario a través de un tubo de pvc.

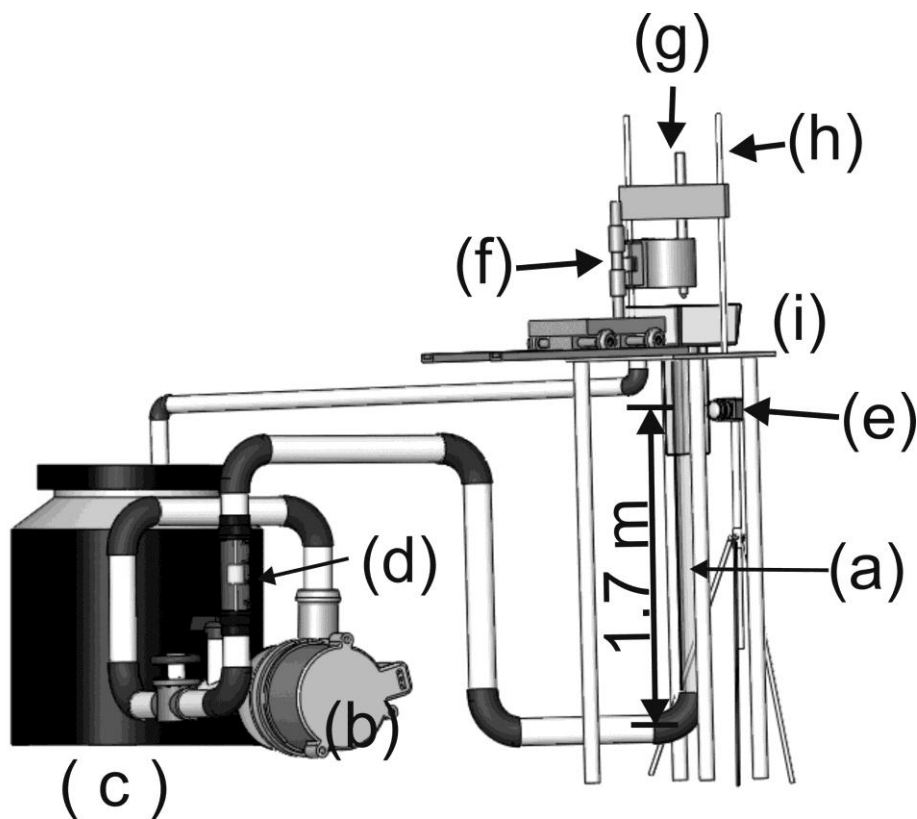


Figura 3.2.- Dispositivo experimental para el estudio de la cinemática del frente de mojado: (a) tubo de acrílico; (b) bomba de agua; (c) contenedor principal; (d) rotámetro; (e) cámara de alta velocidad; (f) horno de resistencias de apertura tipo libro; (g) cabezal; (h) tubos guía; (i) contenedor secundario.



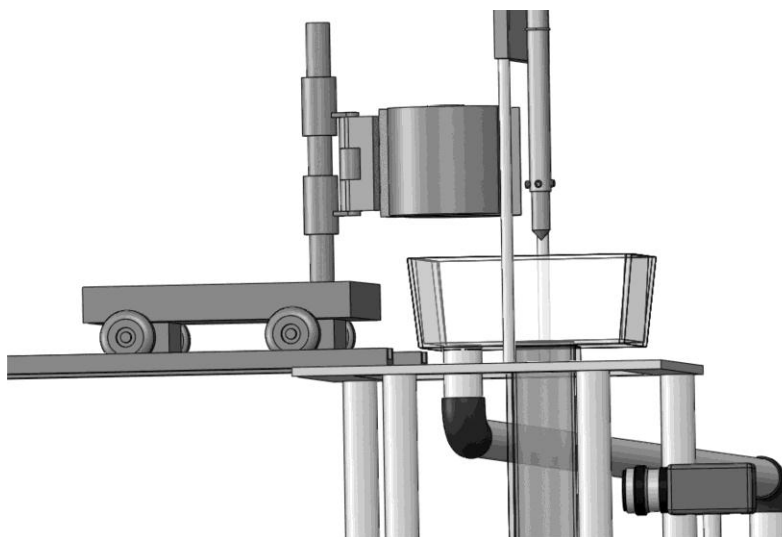


Figura 3.3.- Acercamiento del dispositivo experimental, donde se muestra en mayor detalle la zona en que se efectúa el enfriamiento de la probeta con punta cónica.

Para sostener y desplazar a la probeta se emplea un cabezal que a su vez soporta una lanza guía que sujeta a la probeta de prueba (ver Figura 3.2). Es importante mencionar que el cabezal debe moverse a una velocidad constante, para que la entrada de la probeta al medio de enfriamiento sea lo más uniforme posible, se logró con un motor eléctrico. La idea de utilizar un motor es que la pieza metálica siempre se introduzca al ducto de acrílico a una misma velocidad. Si esto se hace manualmente, la inmersión puede darse de forma violenta y este impacto puede modificar desde un inicio la estabilidad de los fenómenos de ebullición.

### **3.3 Horno de resistencias tipo libro**

Para calentar la probeta a la temperatura de trabajo se emplea un horno de resistencia con diseño tipo libro, que facilita la colocación de la probeta dentro del mismo y el eventual traslado de la probeta desde el horno al sistema de temple. La temperatura puede variarse desde la ambiente hasta más de 1000°C. Es importante mencionar que la altura donde el horno funcionará es del orden de los 2.3 metros. El esquema del horno se muestra en la Figura 3.4.

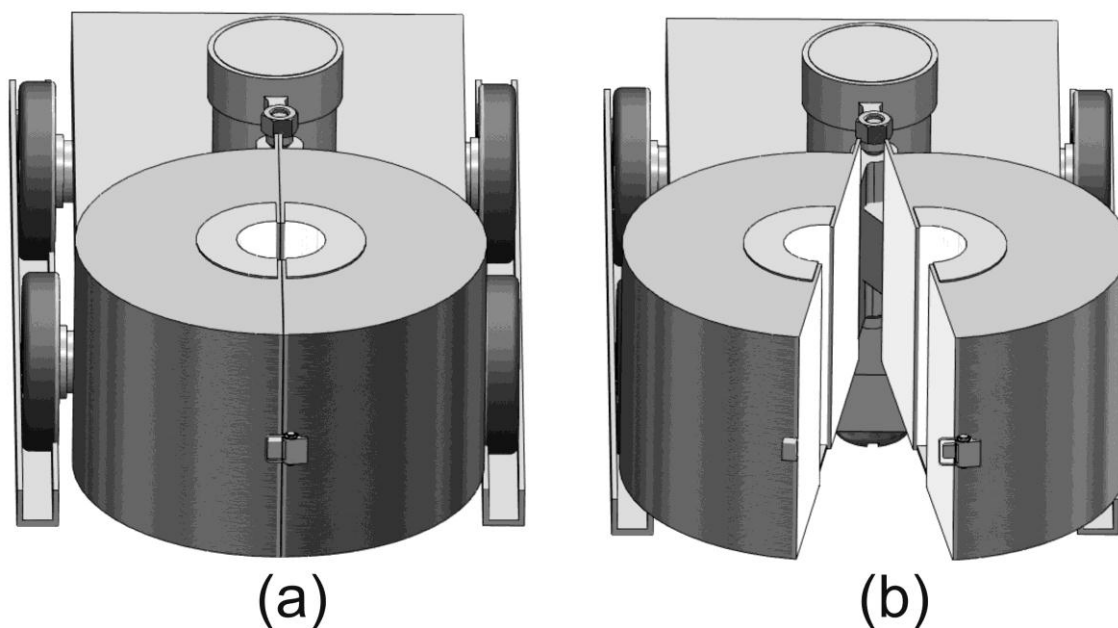


Figura 3.4.- Esquema del horno tipo libro: (a) cerrado, (b) abierto.

### 3.4 Adquisición de datos y de video

Para la adquisición de la historia térmica de las pruebas experimentales se emplea un sistema de adquisición de datos que consiste de una computadora, una interfaz de adquisición de datos (adquisidor de datos) y termopares tipo K con sus correspondientes extensiones.

Las puntas (positiva y negativa) de los termopares se conectan a una tarjeta de adquisición de datos marca IOTECH modelo TempScan 1100 (ver Figura 3.5). La tarjeta cuenta con 32 canales y una capacidad de lectura de hasta 10 muestras por segundo. La frecuencia de adquisición así como el disparo y la interrupción de la lectura de datos pueden ajustarse con el *software* ChartView. El adquisidor de datos se conecta a una computadora por medio de un puerto serial (RS-232).

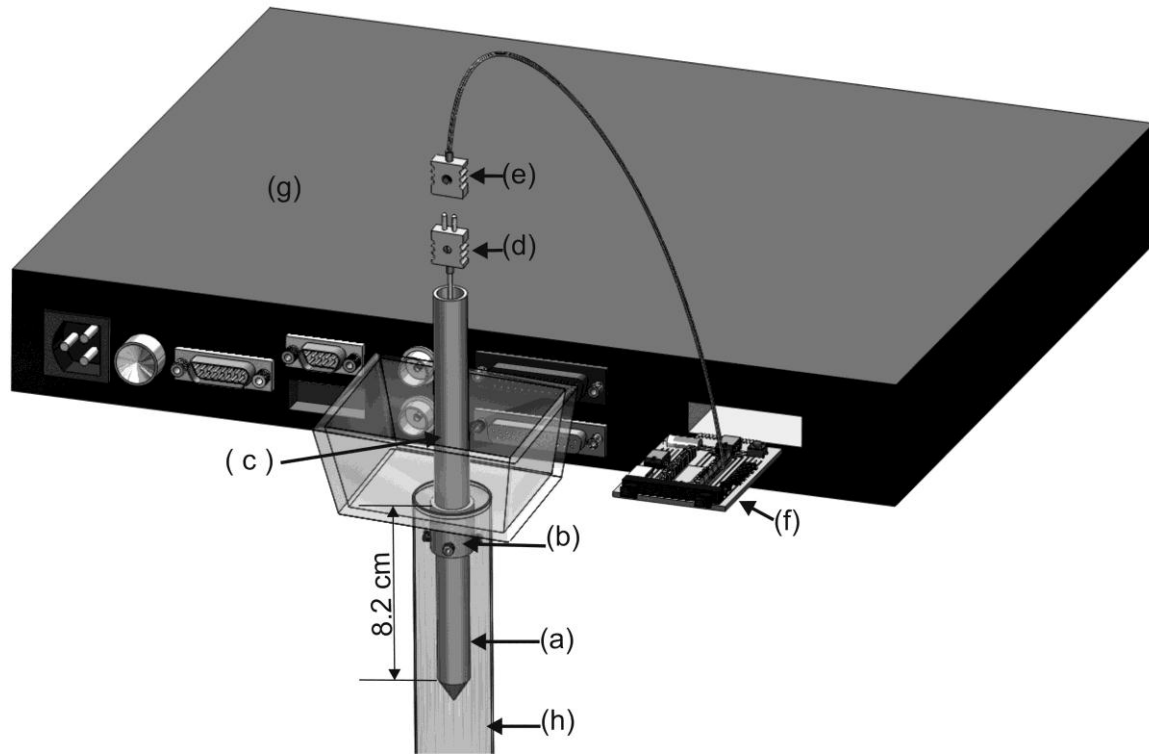


Figura 3.5.- Esquema de la probeta metálica instrumentada, el adquisidor de datos, y la posición de la probeta dentro del dispositivo experimental descrito en la Figura 3.2: (a) probeta cilíndrica de punta cónica, (b) cople, (c) tubo guía, (d) termopar tipo K, (e) extensión de termopar, (f) tarjeta de datos, (g) adquisidor de datos y (h) tubo de acrílico.

Para evitar que los termopares de la probeta instrumentada se muevan o se desconecten, es importante que los barrenos sean maquinados cuidadosamente para lograr orificios con un diámetro apenas más grande que el del termopar. Aunque los termopares entran dentro de los barrenos a presión, se debe evitar que el agua penetre al interior de los barrenos, ya que al introducir la probeta al horno, el agua que se llegue a infiltrar sufrirá un cambio de fase (agua-vapor); el cambio de presión repentino en el interior de los barrenos podría destruir a los termopares.

Para evitar dañar los termopares es importante cubrir la superficie de la probeta donde entran los termopares (ver Figura 3.6) con un cemento especial (High Temperature Chemical Cement) de la marca Omega, modelo OMEGABOND 600; este cemento tiene la

peculiaridad de no disolverse en agua. La protección con el cemento debe renovarse después de cada experimento.

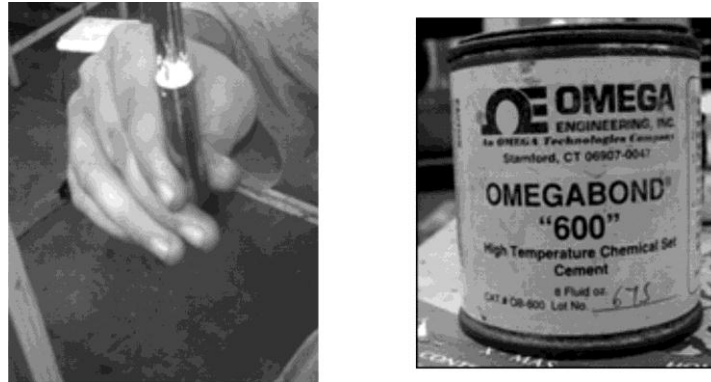


Figura 3.6.- Instrumentación de la probeta metálica con termopares y protección de barrenos con cemento marca Omega, modelo OMEGABOND 600, utilizado para evitar que se infiltre agua [30].

La grabación de video se efectúa por medio de una cámara de alta velocidad (marca Photron, modelo PCI R2). Los parámetros de grabación fueron: frecuencia de 125 fps y una resolución de  $512 \times 480$ .

### 3.5 Condiciones experimentales

Las variables de interés para este trabajo de tesis son la velocidad y la temperatura del agua que se utilizó como medio temple en la región de flujo libre, es decir, antes de impactar a la probeta. Para caracterizar el efecto de esas dos variables sobre el fenómeno de ebullición se realizaron pruebas experimentales a tres velocidades diferentes y a tres temperaturas distintas generándose una matriz experimental de  $3 \times 3$ . En la Tabla 3.1 se muestran los valores de la velocidad y de la temperatura del baño de agua que se emplearon para realizar los experimentos.

*Tabla 3.1 Matriz Experimental*

Condiciones de flujo de agua en el tubo antes de impactar a la probeta

Velocidad promedio, m/s	Temperatura, °C
0.2	30
0.4	45
0.6	60

### **3.6 Procedimiento experimental**

El procedimiento experimental que se siguió para la realización de los experimentos se describe a continuación:

1. Preparación de la probeta. Antes de comenzar cada prueba es necesario lijar toda la probeta a espejo, para desprender todos los óxidos que se forman. Se preparan los termopares para que entren en los barrenos correspondientes dentro de probeta. Los termopares se etiquetan para saber a qué posición corresponde cada uno de ellos dentro de la probeta y se colocan dentro del cople. Los termopares se colocan dentro de la probeta, se pone cemento térmico en la parte superior de la probeta para sellar la entrada y no permitir la entrada de agua. Se deja curar el cemento por un periodo de 5 horas. Se ajusta la probeta a la posición que le corresponde dentro del cople. La probeta se coloca en un horno de resistencia con diseño tipo libro y se calienta (en aire quieto) hasta una temperatura de 930°C.
2. Puesta a punto del sistema de enfriamiento. Se prende la bomba y se ajustan los parámetros experimentales, que son la temperatura del baño y la rapidez del flujo.
3. Enfriamiento de la probeta y grabación de datos y video. Se abre el horno y se sumerge la probeta en el agua; al mismo tiempo empieza la grabación de datos y de video.

## Capítulo 4.- Resultados y Análisis de resultados

En este capítulo se muestran las mediciones obtenidas a través de los experimentos realizados, así como su posterior procesamiento y análisis.

Para realizar las corridas experimentales se empleó el dispositivo experimental diseñado por Vergara-Hernández y Hernández-Morales [1], que se detalla en el Capítulo 3 y una probeta con punta cónica de acero inoxidable AISI 304 que presenta la ventaja de favorecer la formación de un frente de mojado estable.

La velocidad y la temperatura del agua que se utilizó como medio temple en la región de flujo libre, es decir, antes de impactar a la probeta son las variables independientes que se estudiaron en esta investigación.

Los resultados que se obtuvieron de las pruebas experimentales fueron:

- Historias térmicas (curvas de enfriamiento) medidas con los termopares con los que se instrumentó la probeta, a diferentes condiciones experimentales (temperatura y velocidad del fluido).
- Videograbaciones de los eventos que ocurrían cerca de la superficie durante los experimentos realizados.

Posteriormente se procesaron estos resultados y se obtuvieron:

- Historias de rapidez de enfriamiento
- Velocidades del frente de mojado
- Historias de flux de calor en la superficie de la probeta.

### 4.1 Repetitividad del sistema

La respuesta térmica del sistema se obtuvo a través de mediciones de temperatura y se representa como curvas de enfriamiento (gráficas de temperatura vs. tiempo). La repetitividad de la respuesta del sistema es muy importante para garantizar que los resultados sean confiables. En la Figura 4.1 se grafican las curvas de enfriamiento de los termopares cercanos a la superficie para tres pruebas independientes de temple en agua a

45°C y una velocidad de 0.2 m/s; se observa una gran similitud en la respuesta de los tres termopares, lo que indica que los resultados de los experimentos son repetitivos.

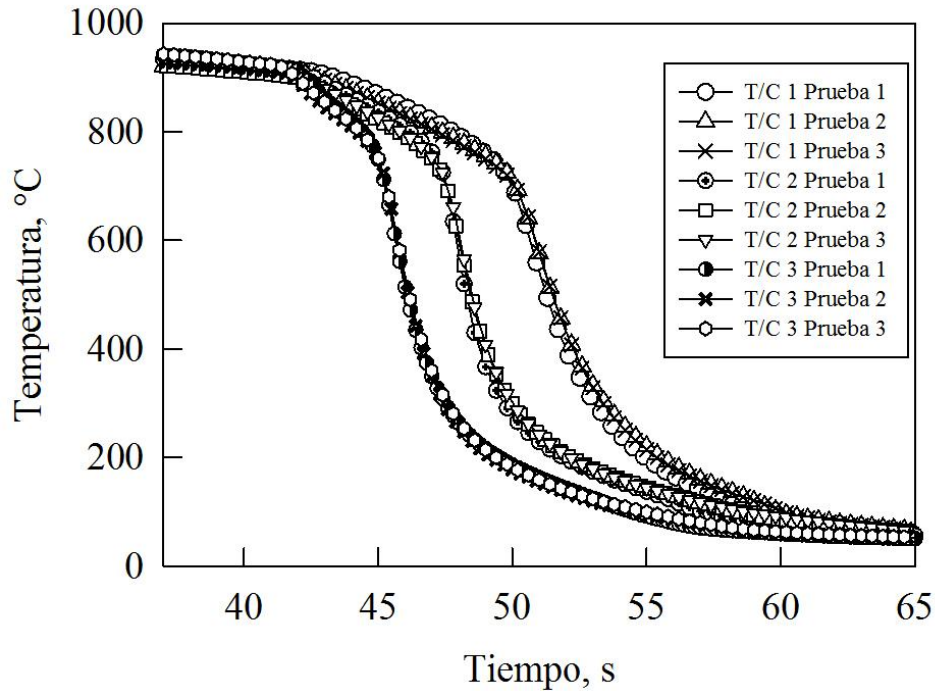


Figura 4.1.- Curvas de enfriamiento para tres diferentes termopares (T/C 1, T/C2, T/C3) durante el temple en agua a 45°C con una velocidad de 0.2 m/s, durante tres pruebas independientes.

#### 4.2 Respuesta térmica del sistema

A continuación se describe la respuesta térmica medida del termopar T/C 3 durante un temple en agua a 60°C con un flujo de 0.2 m/s (ver Figura 4.2). En la primera parte de la curva de enfriamiento se observa un comportamiento horizontal, a una temperatura aproximadamente constante de 925 °C, debido a que la probeta todavía se encuentra dentro del horno (I); después se observa un ligero cambio de pendiente que indica el momento en el que se abre el horno y la probeta se transporta al sistema de temple (II). Después de que la probeta alcanzó su posición final en el baño (a los 29.1 s con respecto al inicio de adquisición de datos) se forma instantáneamente una capa de vapor (III) que cubre toda la probeta, la cual provoca un decremento en la temperatura a una rapidez de enfriamiento

casi constante. A los 37.9 s se presenta un aumento pronunciado de la pendiente, lo que es un indicativo de una mayor extracción de calor, lo cual se debe a que el frente de mojado alcanza la posición de termopar T/C 3 y la etapa de crecimiento nucleación y crecimiento de burbujas (IV) tiene lugar. Aproximadamente a los 40 s cesa la etapa de crecimiento y nucleación de burbujas; únicamente se tiene la etapa de convección forzada pura (V) como mecanismo de enfriamiento, por lo cual la curva de enfriamiento decrece suavemente hasta una temperatura de 60°C que es cuando se detiene la grabación de la historia térmica dado que ya se ha alcanzado la temperatura del baño.

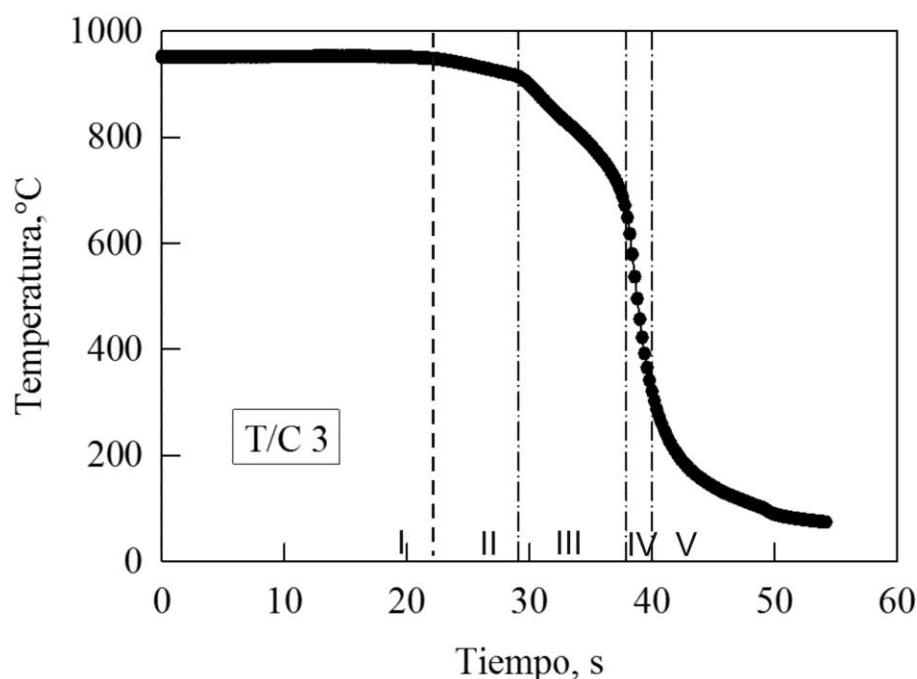


Figura 4.2.- Curva de enfriamiento del termopar T/C 3 durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s: I) horno, II) transporte, III) película de vapor, IV) nucleación y crecimiento de burbujas, V) convección forzada pura.

Es importante mostrar que los resultados de este trabajo concuerdan con investigaciones independientes. Desafortunadamente, los estándares internacionales para medición de curvas de enfriamiento requieren que el termopar se ubique en el centro geométrico de la pieza, lo cuál lleva a resultados muy distintos a los de este trabajo. Una de las pocas investigaciones independientes en las que se utilizan termopares localizados en la sub-superficie es la de Tensi *et al.* [5], quienes colocaron 3 termopares cerca de la superficie de



probetas de acero Cr-Ni de 25 mm de diámetro por 100 mm de longitud; como medio de enfriamiento utilizaron agua a 30 °C, fluyendo a 0.3 m/s. En la figura 4.3 se muestra una curva de enfriamiento experimental reportada por Tensi *et al.* [5] junto con una de las curvas de enfriamiento experimentales obtenidas en este trabajo de tesis (ésta última para una temperatura del baño de agua de 30 °C y una velocidad del fluido de 0.2 m/s). Aunque la tendencia en ambas curvas es similar, la duración de la capa de vapor es mucho mayor en el experimento de Tensi *et al.*, lo que se explica al considerar que esa probeta tiene una mayor masa y, por lo tanto, un mayor contenido energético al inicio del ensayo lo cuál permite mantener a la capa de vapor durante un mayor tiempo.

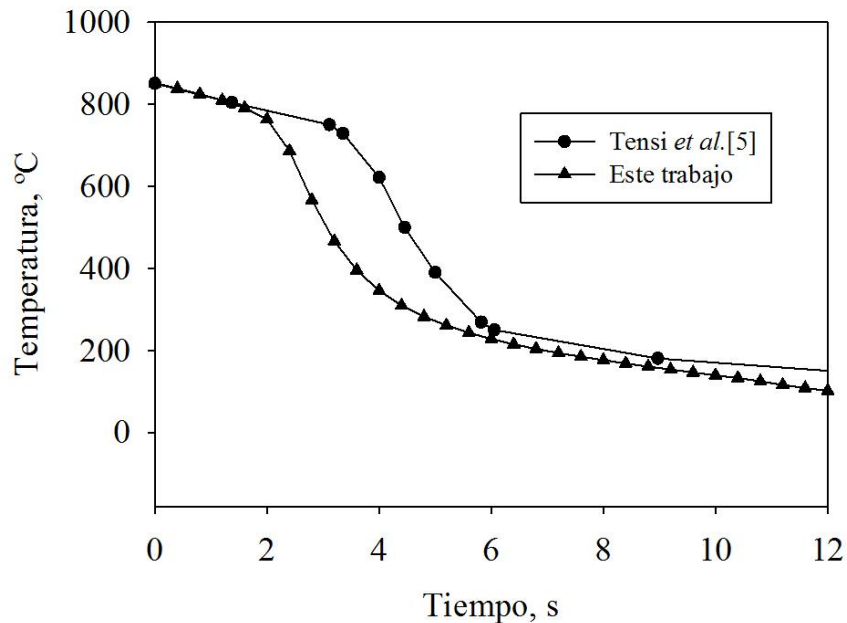


Figura 4.3.- Curvas de enfriamiento de probetas de acero inoxidable: a) 25 mm de diámetro x 100 mm de longitud (punta plana), templada en agua a 30 °C fluyendo a 0.3 m/s [5] (círculos); b) probeta de punta cónica utilizada en este trabajo, templada en agua a 30 °C fluyendo a 0.2 m/s (triángulos).

Para poder realizar una mejor comparación se empleó el método desarrollado por Narazaki *et al.* [32], que permite homologar curvas de enfriamiento de probetas de diferente tamaño. Esto se realiza realizando un cambio de variable para obtener un tiempo modificado dado por:

$$t^* = \frac{t}{\left[\frac{\rho C_p V}{S}\right]} \quad (4.1)$$

Donde  $t^*$  es el tiempo modificado  $\left(\frac{s}{\text{kJ/m}^2\text{k}}\right)$ ,  $\rho$  densidad del agua ( $\text{kg/m}^3$ ),  $C_p$  Capacidad calorífica a presión constante ( $\text{kJ/mol}$ ),  $V$  volumen ( $\text{m}^3$ ),  $S$  Área ( $\text{m}^2$ ).

Las curvas mostradas en la figura 4.3 se modificaron de acuerdo a la Ec. 4.1 para generar dos curvas de enfriamiento reducidas, que se muestran en la figura 4.4. Se observa que la forma de las curvas de enfriamiento reducidas son semejantes entre sí; sin embargo, la rapidez de enfriamiento durante la etapa de capa de vapor es mayor para el experimento de Tensi *et al.*, debido a que utilizan una mayor velocidad del fluido. A pesar de que las curvas de enfriamiento reducidas no son exactamente iguales, son lo suficientemente parecidas como para corroborar las pruebas experimentales que se han realizado para esta tesis.

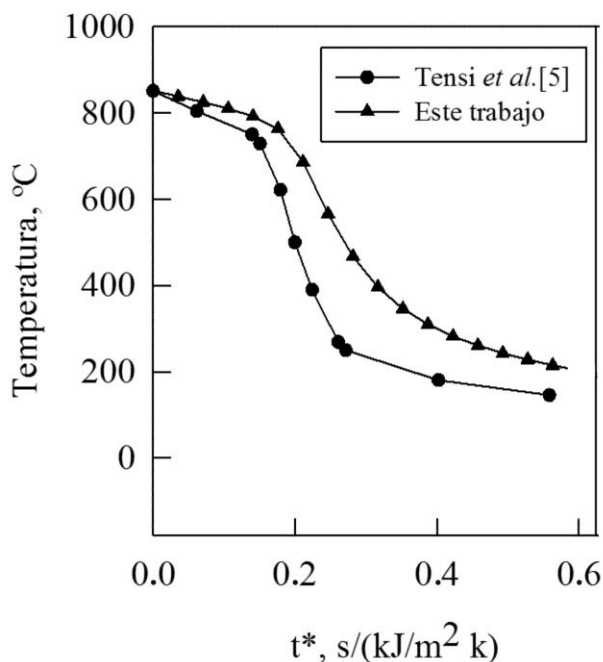


Figura 4.4.- Curvas de enfriamiento reducidas a partir de los datos de la figura 4.3: a) 25 mm de diámetro x 100 mm de longitud (punta plana), templada en agua a 30 °C fluyendo a 0.3 m/s [5] (círculos); b) probeta de punta cónica utilizada en este trabajo, templada en agua a 30 °C fluyendo a 0.2 m/s (triángulos).

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

En la Figura 4.6 se muestra la curva de rapidez de enfriamiento en función de la temperatura local para el termopar T/C3 durante un temple en agua a 60°C con un flujo de 0.2 m/s; la lectura de este tipo de diagramas se realiza en el sentido de derecha a izquierda en el eje de temperatura. Primeramente se observa que la etapa de película de vapor ocurre en el rango de temperaturas de 917 a 753 °C con una rapidez de enfriamiento de -24 °C/s. La etapa de ebullición y crecimiento de burbujas ocurre en el intervalo de temperaturas de 620.1 a 239°C; la máxima rapidez de enfriamiento es de -213°C y ocurre a la temperatura de 536.6°C. Se debe destacar que las dos etapas de extracción de calor mencionadas tiene una gran repercusión en el estado de esfuerzos que se desarrolla al interior de la pieza antes de que inicie la transformación martensítica, por lo cual toma una gran importancia la caracterización del frente de mojado, que es la frontera que delimita la etapa de capa de vapor y la etapa de ebullición nucleada. A partir de los 222°C ocurre la etapa de convección forzada pura, en la que la rapidez de enfriamiento decrece suavemente conforme disminuye la temperatura.

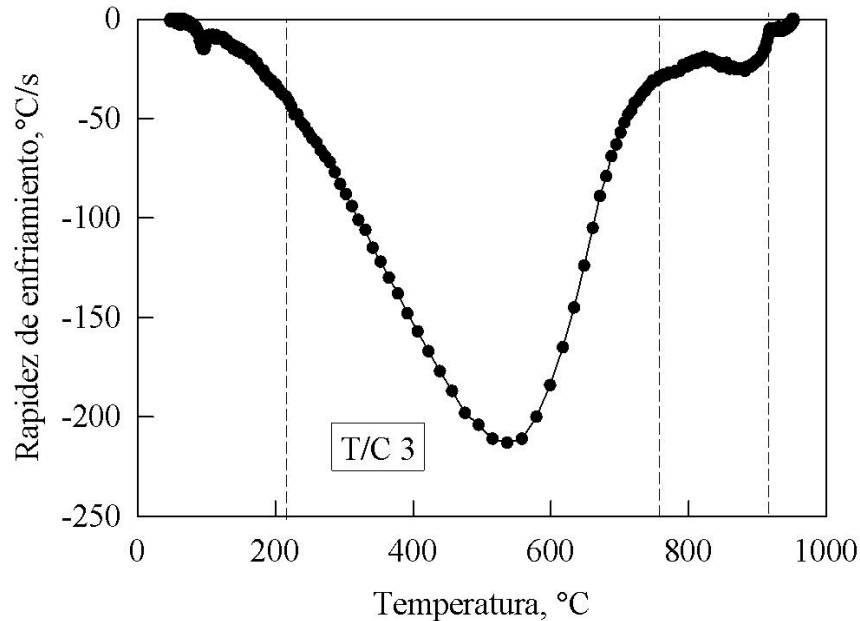


Figura 4.6.- Rapidez de enfriamiento, en función de la temperatura local, para el termopar T/C 3 durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. Las líneas verticales indican los límites entre las distintas etapas de enfriamiento.

Al compararse el rango de rapidez de enfriamiento de la etapa de ebullición nucleada con las rapidez de enfriamiento de la etapa de capa de vapor de las Figuras 4.5 y 4.6, se observa que la etapa de capa de vapor tiene un carácter más resistivo a la transferencia de calor que la etapa de ebullición nucleada. Por lo cual en un medio de temple que presenta el fenómeno de ebullición, una pieza metálica estaría enfriada a diferentes condiciones y no se podría suponer una condición de frontera (ya sea *flux* de calor o coeficiente de transferencia de calor) homogénea y constante como se ha hecho varias veces en la literatura (ver, por ejemplo, [5]).

En la Figura 4.7 se presenta la respuesta térmica de los termopares cercanos a la superficie (T/C1, T/C2, T/C3) para una prueba a 60°C y una velocidad de 0.2 m/s. La curva de enfriamiento más rápida ocurre en la posición del termopar T/C3, mientras que a la altura del termopar T/C1 se presenta la curva de enfriamiento más lenta. Esta diferencia en las curvas de enfriamiento se debe al tiempo que han estado en contacto con la capa de vapor. La posición del termopar T/C3 es en donde se tuvo un menor tiempo de contacto con la capa de vapor, mientras a la altura del termopar T/C1 es la posición en donde se tuvo el mayor tiempo de contacto. Este comportamiento es coherente, ya que en los videos se observa como la capa de vapor se rompe primero en la parte inferior de la probeta, formándose el frente de mojado que avanza verticalmente hasta la parte superior de la misma. En la figura se aprecia claramente que las tres respuestas térmicas constituyen a una familia de curvas, lo que permite anticipar que podrán parametrizarse las cantidades que se deriven de estas mediciones.

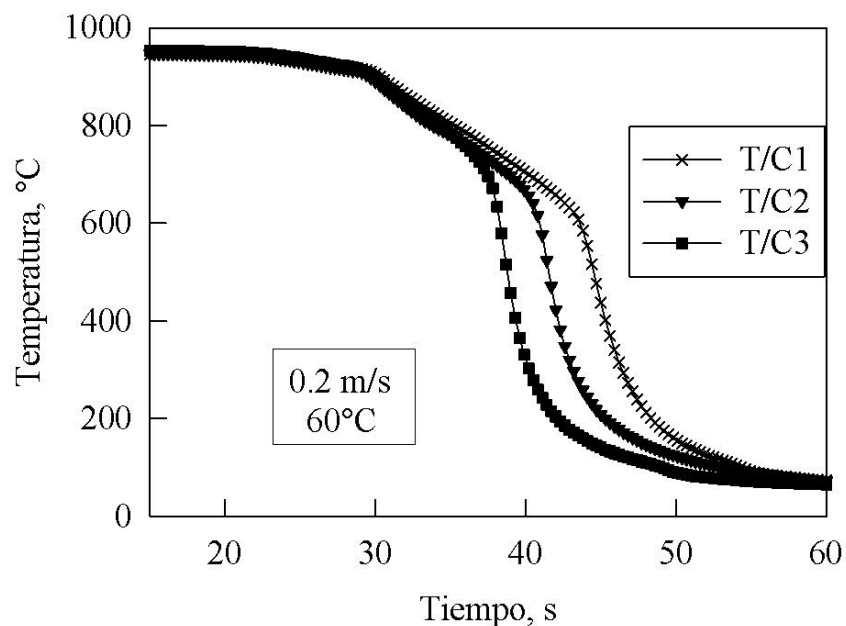


Figura 4.7.- Curvas de enfriamiento de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.

En la Figura 4.8 se presentan las curvas de enfriamiento obtenidas para los termopares que están en un plano transversal cerca de la base del cono invertido. En un principio se esperaba que el orden en la rapidez de las curvas de enfriamiento fuera que el termopar T/C7 fuera el que se enfriara más rápido seguido por el termopar T/C6 y al final el termopar T/C5 (referirse a la Figura 3.1). Pero el orden que se obtuvo fue que el termopar T/C7 es el que se enfría más rápidamente, seguido por T/C5, y al final el termopar T/C6. Puede especularse que este comportamiento se debe a la presencia de un canal de enfriamiento en el centro de la probeta provocado por la punta de la misma y que sirve como iniciador del rompimiento de la capa de vapor.

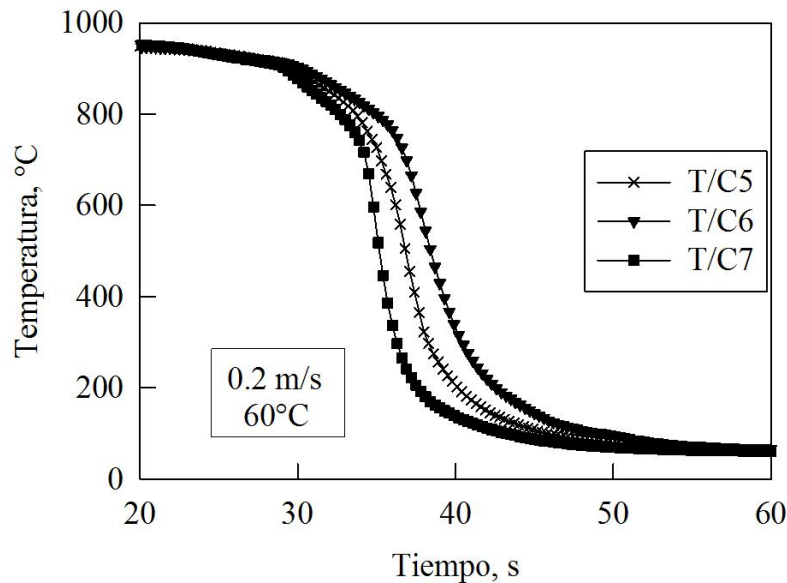


Figura 4.8.- Curvas de enfriamiento de los termopares cercanos a la base durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2m/s.

Las rapidezces de enfriamiento en función del tiempo para los termopares cercanos a la superficie (T/C1, T/C2, T/C3) durante un temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s se presentan en la Figura 4.9. Se observa que el tiempo de estabilidad de la etapa de capa de vapor decrece conforme la profundidad de cada termopar disminuye, debido a que la capa de vapor empieza su rompimiento en la parte inferior de la probeta; como consecuencia de esto, los tiempos en que se dan las etapas de ebullición nucleada y convección forzada pura son diferentes para cada termopar. La rapidez de enfriamiento de la etapa de capa de vapor es de  $-21^{\circ}\text{C/s}$  para todos los termopares. El tiempo de duración de la etapa de ebullición nucleada es prácticamente el mismo para todos los termopares, debido a que, como se puede demostrar más adelante, la velocidad del frente de mojado para la probeta de punta cónica es prácticamente constante en su parte cilíndrica. En cambio, los valores máximos de las rapidezces de enfriamiento son distintos, siendo el termopar T/C3 el que presenta el valor más alto ( $-213^{\circ}\text{C/s}$ ) y el termopar T/C 1 el valor más bajo ( $-133^{\circ}\text{C/s}$ ); este comportamiento se debe a la cinemática del frente de mojado que provoca que las posiciones de los termopares menos profundos se enfríen (si bien lentamente) a través de la capa de vapor durante más tiempo, de tal forma que cuando el

frente de mojado alcanza la posición de los termopares menos profundos y da paso a la etapa de ebullición nucleada, se encuentra con una temperatura en la superficie menor y, por lo tanto, la extracción de calor es menor en los termopares menos profundos al existir una menor fuerza motriz.

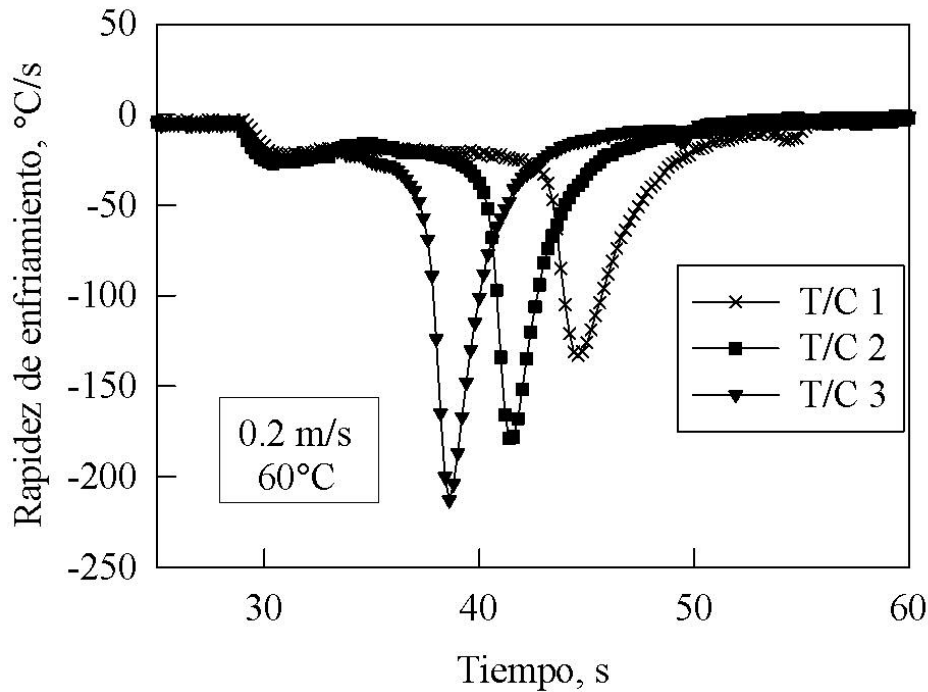


Figura 4.9.- Rapidez de enfriamiento, en función del tiempo, en la posición de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.

En la Figura 4.10 se muestran las rapidezces de enfriamiento en función de la temperatura local para los termopares T/C1, T/C2, y T/C3 durante un temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s. Uno de los primeros efectos que se observa es que la etapa de capa de vapor es más estable en un rango más amplio de temperaturas para el termopar T/C1 y, en cambio, para el termopar T/C3 (que es el más profundo) el rango es menor. Dicho comportamiento es debido a la forma en que se desplaza el frente de mojado, que es de abajo hacia arriba. Como consecuencia de la mayor estabilidad en el frente de mojado para la posición del termopar T/C1, la etapa de ebullición nucleada aparece a una



menor temperatura en comparación a los termopares más profundos, mientras que para el termopar T/C3 la etapa de ebullición nucleada ocurre a una mayor temperatura.

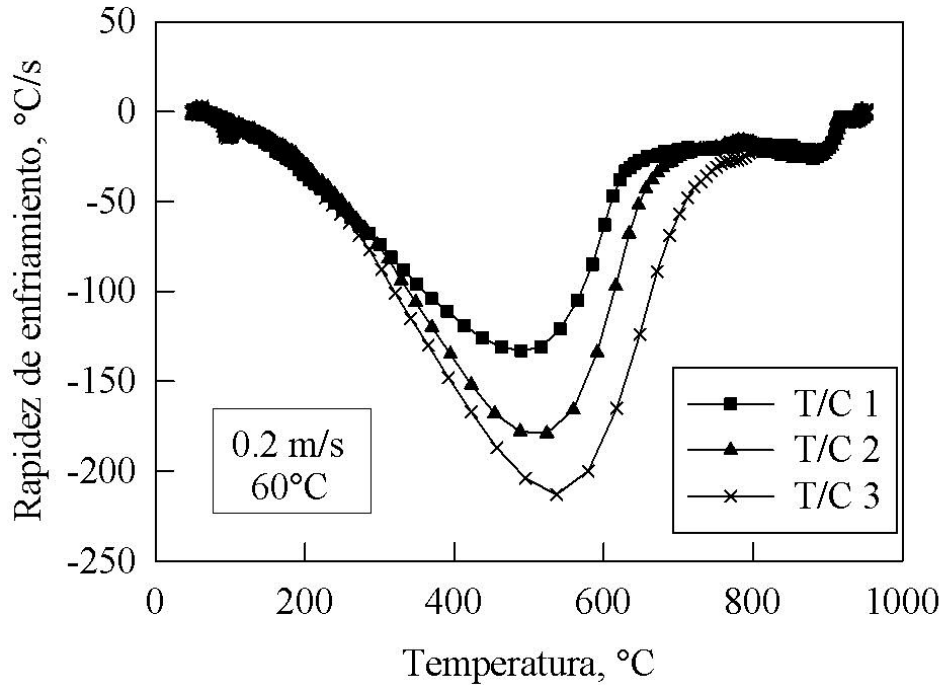


Figura 4.10.- Rapidez de enfriamiento, en función de la temperatura local, de los termopares cercanos a la superficie de la probeta durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s.

Como consecuencia de que la etapa de ebullición nucleada comience a diferentes temperaturas, los valores máximos de las rapidezces de enfriamiento se presentan a temperaturas ligeramente distintas: la rapidez de enfriamiento máxima para el termopar T/C1 fue de -133 °C/s que fue el menor valor, como consecuencia de que la etapa de ebullición nucleada comenzada a una menor temperatura (641.4°C) y por ende hubiera menor cantidad de calor para disipar; la rapidez de enfriamiento máxima del termopar T/C2 fue la siguiente en orden con un valor de -179 °C/s y ocurre a 706.3 °C; mientras que el valor de la rapidez de enfriamiento máxima para el termopar T/C3 fue el más alto con un valor de -213°C/s (a una temperatura local de 762.9 °C), que es resultado de que la etapa de ebullición nucleada sucediera a una temperatura más alta para ese termopar porque el frente

de mojado llega primero a esta posición. La etapa de convección forzada pura para los diferentes termopares se desarrolla a temperaturas bajas, con la peculiaridad de que prácticamente comienza a la misma temperatura para los tres termopares.

En la Figura 4.11 se presenta una serie de imágenes de la superficie de la probeta, extraídas a diferentes tiempos, que muestran la evolución del frente de mojado. Las imágenes se obtuvieron de la videograbación de una prueba a 60 °C con una velocidad del fluido de 0.2 m/s. En el inciso (a), que corresponde a un tiempo de 29.1 s desde que se inicia la prueba, se observa el momento en que la probeta alcanza su posición final dentro del baño de temple y la formación casi instantánea de la capa de vapor alrededor de la probeta. En el inciso (b) la capa de vapor se empieza a romper en la parte inferior de la probeta, debido a que la punta de la probeta facilita el rompimiento local de la capa de vapor dando paso al frente de mojado, el cuál se desplaza hacia arriba en una forma simétrica. En el inciso (c) el frente de mojado ha alcanzado la posición de la base cilíndrica de la probeta (a los 33.5 s), la capa de vapor envuelve en su mayor parte la probeta y la etapa de ebullición nucleada apenas alcanza la parte cónica de la probeta. Para el inciso (d) el frente de mojado alcanza la posición del termopar T/C3 (a los 37.9 s), la capa de vapor se ha adelgazado y se tiene desarrollada la etapa de ebullición nucleada. Para el inciso (e), cuando el frente de mojado alcanza la posición del termopar T/C2 a los 41 s, se presenta la coexistencia de las tres etapas de enfriamiento: capa de vapor, ebullición nucleada, y convección forzada pura. Por último, en el inciso (f) cuando el frente de mojado alcanza la posición del termopar T/C1 a los 43.4 s, prácticamente ya no se tiene la presencia de la capa de vapor y el enfriamiento únicamente se da por medio de ebullición nucleada y convección forzada pura.

De las imágenes se observa un frente de mojado bien definido, lo cual permite poder realizar un mejor análisis del fenómeno, reiterándose así la ventaja de emplear las probetas cilíndricas con punta cónica. A partir de la secuencia de imágenes se observa que la probeta no se enfría homogéneamente en todas sus partes, sino que a medida que evoluciona el frente de mojado se van teniendo diferentes condiciones de enfriamiento.

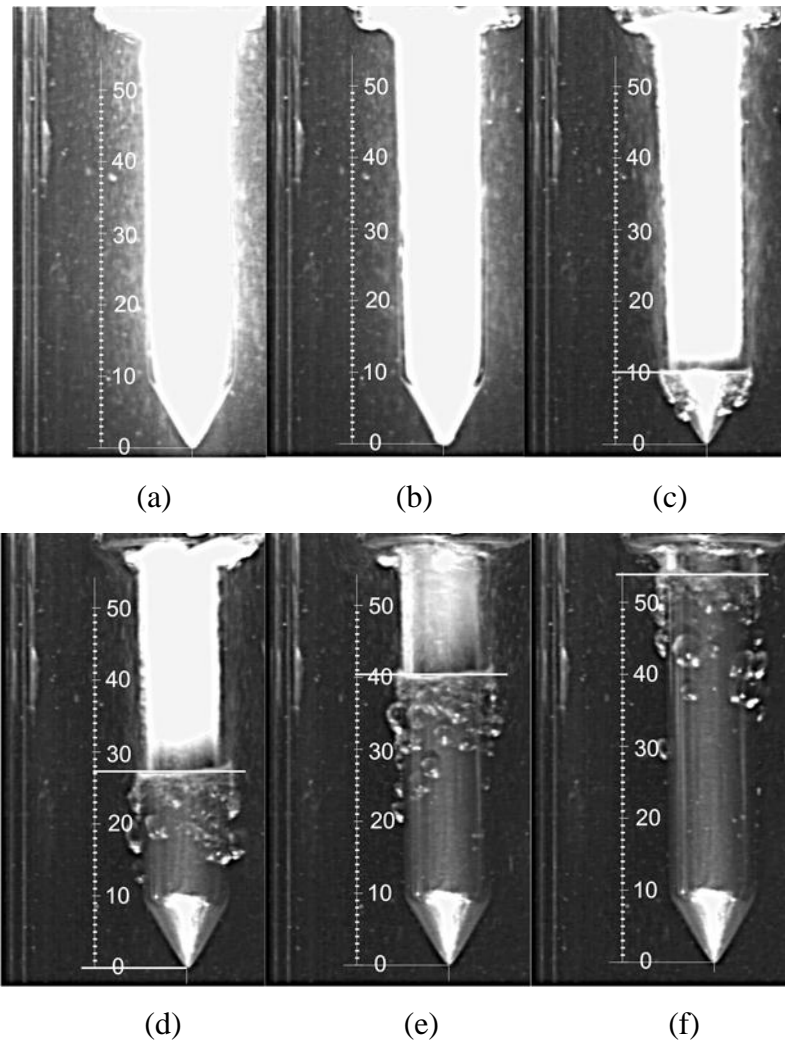


Figura 4.11.- Serie de imágenes obtenidas durante el temple en agua a 60°C con una velocidad de 0.2 m/s (las líneas blancas horizontales indican las diferentes posiciones longitudinales del frente de mojado): (a) 29.1 s; (b) 31.1 s; (c) 33.5 s; (d) 37.9 s; (e) 41 s y (f) 43.4 s.

### 4.3 Parámetros estimados a partir de las curvas de enfriamiento

Para el análisis del poder de enfriamiento es común el empleo de parámetros que ofrecen un panorama general del rendimiento de un medio de temple. Como ya se ha mencionado en el capítulo “Antecedentes” los parámetros más empleados son los siguientes: tiempo de remojado ( $t_{A-B}$ ), rapidez de enfriamiento a  $700^{\circ}\text{C}$  ( $R_{700}$ ), rapidez de enfriamiento máxima ( $R_{\text{max}}$ ), temperatura a la cual sucede la rapidez de enfriamiento máxima ( $T_{R_{\text{max}}}$ ) y la rapidez de enfriamiento a  $300^{\circ}\text{C}$  ( $R_{300}$ ). El primero de estos parámetros representa el tiempo necesario para que se rompa la capa de vapor, es decir, la superficie se moje nuevamente (“remojado”)

En la Tabla 4.1 se presentan los valores de estos parámetros que se obtuvieron para la posición del termopar T/C2 y diferentes valores tanto de la velocidad como de la temperatura del agua. Se escogió el termopar T/C2 para la estimación de los parámetros por la posición que ocupa dentro de la probeta (prácticamente a la mitad de la altura) ya que es ahí donde se realiza la mayoría de los ensayos para la obtención de las curvas de enfriamiento.

Del primer parámetro, que es el tiempo de remojado ( $t_{A-B}$ ), se aprecia que conforme se aumenta la temperatura del baño y se disminuye la velocidad del agua el tiempo de mojado aumenta, lo cual representa una mayor estabilidad de la capa de vapor. En la condición de  $60^{\circ}\text{C}$  y  $0.2\text{ m/s}$  es donde se tiene el mayor tiempo de remojado y por lo tanto es la condición de máxima estabilidad de la capa de vapor; para la condición de  $30^{\circ}\text{C}$  y  $0.6\text{ m/s}$  se tiene el menor tiempo de remojado y por ende la menor estabilidad de la capa de vapor.

La rapidez de enfriamiento a los  $700^{\circ}\text{C}$  ( $R_{700}$ ) es un parámetro muy empleado en los diagramas CCT para la predicción de las fases que se forman en un proceso de temple; aunque la aleación de acero que se empleó para la realización de los experimentos no presenta transformación, este parámetro sigue siendo útil para el análisis de un medio de temple. Se observa que los valores de  $R_{700}$  son afectados significativamente por la temperatura del baño de agua, siendo la temperatura de  $30^{\circ}\text{C}$  donde se registraron los valores más altos; en cambio al variarse la velocidad del agua no se observa que se afecte demasiado a los valores de  $R_{700}$ .

Los valores de la rapidez de enfriamiento máxima ( $R_{max}$ ) tienden a incrementarse conforme se aumenta la velocidad del agua y se disminuye la temperatura del baño de agua; lo mismo ocurre con las temperaturas a las que suceden las máximas rapidezces de enfriamiento ( $TR_{max}$ ). El valor más alto de la rapidez de enfriamiento máxima ( $-320^{\circ}\text{C/s}$ ) se obtuvo a las condiciones de  $30^{\circ}\text{C}$  y  $0.6\text{ m/s}$ ; el valor más bajo de la rapidez de enfriamiento máxima ( $-180^{\circ}\text{C/s}$ ) se registró a las condiciones de  $60^{\circ}\text{C}$  y  $0.2\text{ m/s}$ . A partir de los parámetros  $R_{max}$  y  $TR_{max}$  se pueden escoger las condiciones óptimas para garantizar que la rapidez de enfriamiento que se tiene sea la necesaria para evitar la nariz de transformación en un diagrama TTT (temperatura tiempo transformación) y que dicha rapidez ocurra en el intervalo de temperaturas que se requiere, para el caso en que la fase de interés sea la martensita.

La rapidez de enfriamiento a  $300^{\circ}\text{C}$  ( $R_{300}$ ) no se ve afectada seriamente ni por la velocidad ni por la temperatura del medio de temple; recuérdese que se busca obtener la rapidez más baja posible para minimizar la formación de esfuerzos residuales. Que los valores de  $R_{300}$  sean casi iguales para todas las condiciones es un indicativo de que la etapa de convección forzada pura empieza a la misma temperatura para todos los casos.

Tabla 4. 1.- Estimación de parámetros de la curva de enfriamiento para la posición del termopar T/C 2.

Parámetros de las curvas de enfriamiento	Temperatura del agua ( $^{\circ}\text{C}$ )			Temperatura del agua ( $^{\circ}\text{C}$ )			Temperatura del agua ( $^{\circ}\text{C}$ )		
	30			45			60		
	Velocidad del agua (m/s)			Velocidad del agua (m/s)			Velocidad del agua (m/s)		
	0.2	0.4	0.6	0.2	0.4	0.6	0.2	0.4	0.6
$t_{A-B}$	3.4	2.6	2.1	5.3	3.7	2.7	10.1	7.9	6.4
$R_{700} (^{\circ}\text{C/s})$	-226.3	-231.8	-239.6	-96.5	-138.1	-193.1	-24.3	-41.6	-77.6
$R_{max} (^{\circ}\text{C/s})$	-306	-311	-320	-247	-255	-294	-180	-202	-230
$T_{R_{max}} (^{\circ}\text{C})$	595.8	602.6	613.9	589.5	593.6	613.1	505.8	534.9	568
$R_{300} (^{\circ}\text{C})$	-75	-79.3	-79.7	-79.3	-77.4	-76.6	-76	-79.4	-79.8

#### 4.4 Estimación de la velocidad del frente de mojado

Para calcular la velocidad del frente de mojado se obtienen los tiempos que le ha tomado a éste el recorrer determinadas distancias en la probeta; dichos tiempos se obtienen a través de las videgrabaciones. Después, los datos de posición y tiempo se grafican y se busca una regresión (para los experimentos de este trabajo siempre se obtuvo una regresión lineal). El valor de la pendiente obtenida de la regresión lineal es la velocidad del frente de mojado.

A continuación se muestra un ejemplo de la estimación de la velocidad del frente de mojado. Se consideraron los datos de un experimento con agua a 60 °C, fluyendo a 0.2 m/s. En la Tabla 4.2 se muestra un registro de los tiempos en los que el frente de mojado va pasando por posiciones seleccionadas de la probeta; se escogieron esas posiciones porque son las alturas donde se encuentran los termopares cercanos a la superficie; además se consideró a la base del cono a la cual se le asignó el valor de 0 mm.

Los datos de la posición y tiempo se grafican (véase la Figura 4.12) y se aplica una regresión (lineal); el valor de la pendiente obtenida es de 4.4 mm/s y el de la ordenada al origen es de -166.6 mm; para utilizar a la ecuación, la variable  $x$  debe darse en  $s$ . De la regresión lineal se observa que  $R^2$  (coeficiente de determinación, se emplea para medir la proporción de la variación en la variable dependiente que esta explicada por la variable independiente, y sus valores posibles están comprendidos en el rango de 0 a 1) tiene un valor cercano a 1 por lo cual la velocidad del frente de mojado es prácticamente constante durante toda la prueba; dicho de otro modo, la suposición de una relación lineal entre la posición del frente de mojado y el tiempo es correcta.

Tabla 4. 2.- Tiempos a los que el frente de mojado se localiza en las posiciones indicadas. Datos para un experimento con agua a 60 °C, fluyendo a 0.2 m/s.

Distancia desde la base del cono (mm)	Tiempo (s)
0	33.5
17.3	37.9
30.6	41
44	43.4

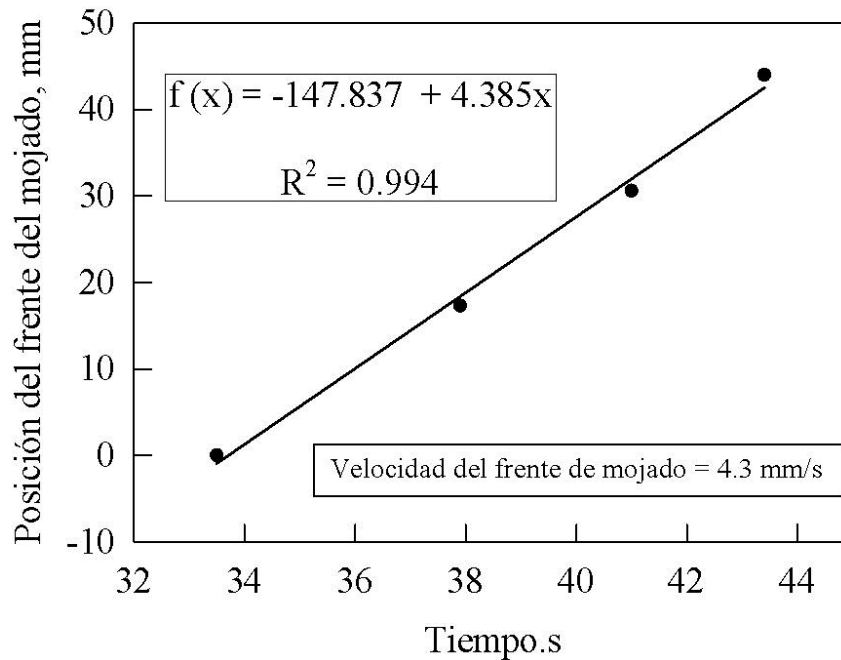


Figura 4.12.- Posición del frente de mojado en función del tiempo durante un temple en agua a 60 °C fluyendo a una velocidad de 0.2m/s: símbolos (datos), línea (regresión lineal). La velocidad del frente de mojado (mm/s) está dada por la pendiente de la recta.

#### 4.5 Historias de *flux* de calor en la superficie

Las curvas de historia de rapidez de enfriamiento se obtuvieron a partir de las historias térmicas medidas por los termopares T/C 1, T/C 2 y T/C 3, por lo que representan valores en la subsuperficie de la probeta y, consecuentemente, no corresponden en tiempo a los eventos filmados. Es por esto que se requiere estimar cantidades para la superficie de la probeta. Para estudiar el comportamiento térmico en la superficie de la parte cilíndrica de la probeta, se estimó el *flux* de calor de la superficie (local) empleando el programa *Winprobe* [27]; para ver la aplicación de este programa dirigirse al apéndice B.

El *flux* de calor en la superficie que genera el programa *Winprobe* corresponde al caso en el que la transferencia de calor se lleva al cabo en una dimensión; el programa emplea el método de solución del IHCP desarrollado por Beck *et al.* [26], modificado en el Depto. de Ingeniería Metalúrgica para geometría cilíndrica e implementado en VisualBasic.

Una de las características del método desarrollado por Beck *et al.* es el empleo del concepto de tiempos futuros ( $r$ ) para minimizar las fluctuaciones en los resultados debido a fluctuaciones en las mediciones experimentales con los termopares. En las Figuras 4.13 y 4.14 se observan 3 curvas de *flux* de calor en la superficie en función del tiempo para la posición del termopar T/C3 y diferentes valores de  $r$  (tiempos futuros), empleándose una cantidad de 5 nodos en la dirección radial para discretizar a la región localizada entre la superficie lateral de la probeta y la posición del termopar ( $n = 5$ ) para un temple en agua a  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  con una velocidad de  $0.2\text{ m/s}$ . Cuando se emplea un valor de  $r$  igual a 2 resulta ser la condición menos viable, debido a que la curva generada presenta demasiado ruido como para poder ser interpretada. Para los valores de  $r$  de 4 y 6 se generan curvas que son aceptables, porque se pueden discernir las diferentes etapas en la transferencia de calor que suceden en los medios de enfriamiento que presentan el fenómeno de ebullición. Al final se escoge a  $r$  igual a 4 como la mejor condición para la generación de todas las curvas de *flux* de calor en la superficie para este trabajo, por la razón de que las curvas que se generan son aceptables y que al ir aumentando el valor del parámetro  $r$  se van suavizando los valores máximos de las curvas.

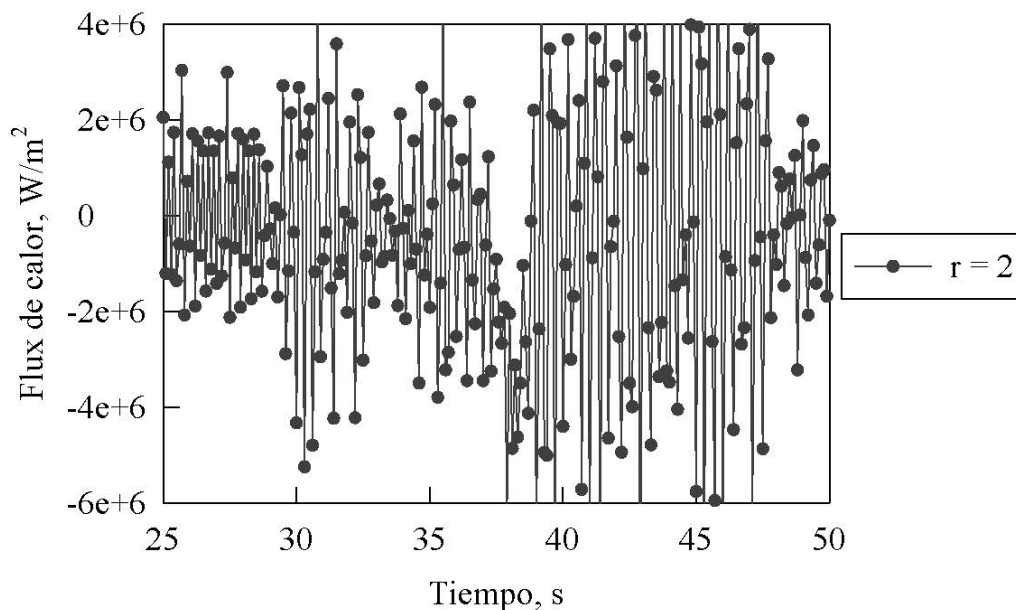


Figura 4.13.- *Flux* de calor en la superficie en función del tiempo para la posición del termopar T/C3 usando  $r = 2$  para un temple en agua a  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  con una velocidad de  $0.2\text{ m/s}$ .



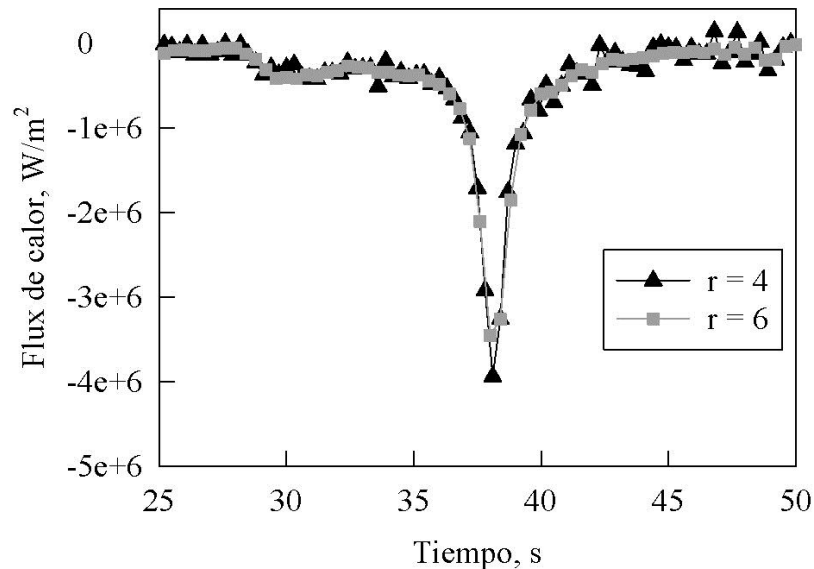


Figura 4.14.- Flux de calor en la superficie en función del tiempo para la posición del termopar T/C3 usando dos valores del parámetro  $r$  (número de tiempos futuros) para un temple en agua a  $60^{\circ}\text{C}$  con una velocidad de  $0.2\text{ m/s}$ .

Una de las características de las curvas de *flux* de calor en la superficie en función del tiempo es su parecido en forma a las curvas de historia de rapidez de enfriamiento, lo cual también permiten identificar los tiempos y temperaturas a las que suceden las diferentes etapas de ebullición. La principal diferencia entre los dos tipos de curvas es que las curvas de *flux* de calor en la superficie muestran la cantidad de calor (por unidad de área) que se extrae en la superficie, mientras que las curvas de rapidez de enfriamiento muestran el comportamiento térmico en la posición de un termopar que se encuentra en el interior de una pieza metálica; desde luego, los valores de la rapidez de enfriamiento son más fáciles de calcular que los valores de *flux* de calor en la superficie, por lo que se acostumbra utilizarlos en la industria.

#### 4.6 Efecto de la velocidad del agua

Para analizar el efecto de cambiar la velocidad del agua en el comportamiento térmico dentro de la probeta, se compararon curvas de enfriamiento, y curvas de rapidez de enfriamiento (tanto en función del tiempo como de la temperatura), a partir de las

mediciones hechas con el termopar T/C 3. Además, se realiza un análisis de las imágenes del frente de mojado cuando éste alcanza la posición de ese termopar, para las diferentes velocidades de agua.

El efecto que tiene la velocidad del fluido en el comportamiento térmico del sistema se muestra en la Figura 4.15, en donde se grafican las curvas de enfriamiento para el termopar T/C3 para diferentes velocidades del fluido a 60 °C. La curva que se obtiene a la velocidad de 0.6 m/s es la primera en presentar una inflexión por lo tanto es la condición para la que se extrae más calor, la siguiente curva en presentar una inflexión es para la velocidad de 0.4 m/s, y la última curva en presentar una inflexión es para la velocidad de 0.2m/s siendo la condición que presenta una capa de vapor envolvente más duradera. La tendencia que se observa es: mientras más grande sea el valor de la velocidad del fluido más severo será el enfriamiento que se obtendrá, y corresponderá a la curva de enfriamiento que poseerá la capa de vapor menos duradera.

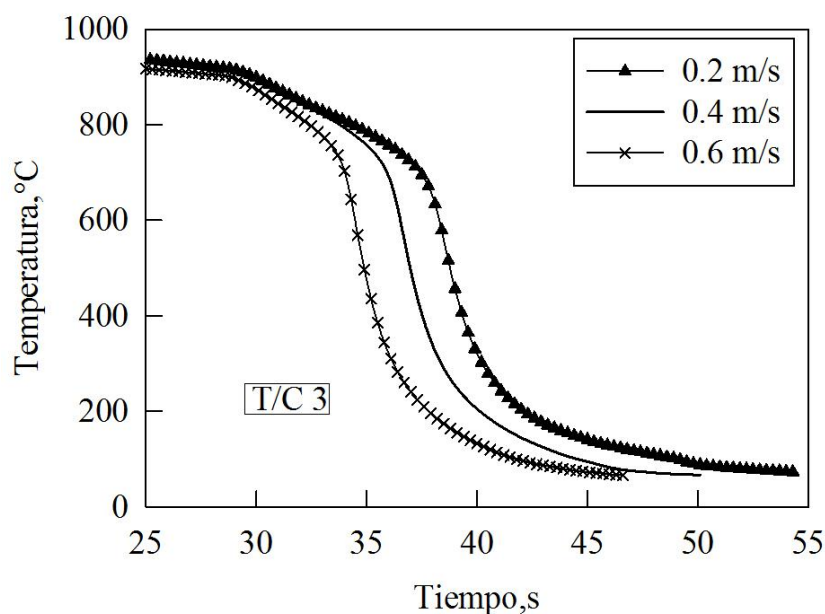


Figura 4.15.- Respuesta térmica del termopar T/C3 para diferentes velocidades del fluido durante un temple en agua a 60°C.

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

En la Figura 4.18 se muestra la comparación de tres imágenes del frente de mojado resultante de diferentes velocidades del fluido, cuando el frente de mojado se encuentra en la posición del termopar T/C3. Se nota que el frente de mojado se mantiene en forma cercana a una línea recta horizontal para las tres velocidades, lo que confirma que el diseño de la probeta es bueno. El tamaño de las burbujas es más grande conforme se reduce la velocidad del fluido, aunque el cambio de tamaño en las burbujas no es muy notorio. Se observa una pequeña disminución en el tamaño de la zona donde se da la etapa de ebullición nucleada al aumentar la velocidad del agua.

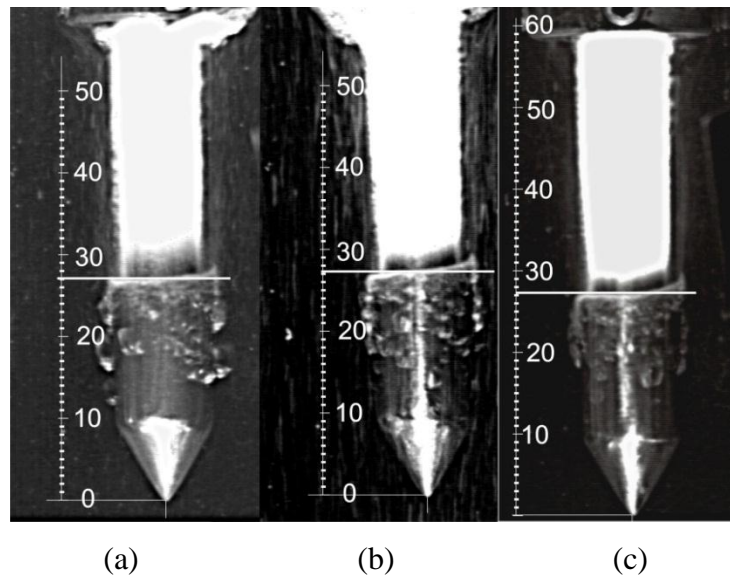


Figura 4.18.- Imágenes obtenidas de la videograbación al momento en el que el frente de mojado se encuentra en la posición longitudinal de T/C 3 (indicado por una línea horizontal blanca en las imágenes) durante un temple en agua a una temperatura de 60°C con velocidades de agua de: a) 0.2 m/s, b) 0.4 m/s, c) 0.6 m/s.

La zona oscura, que se encuentra entre la parte brillante y el frente de mojado, se debe al adelgazamiento de la película de vapor debido a la aparición de gotas, lo cual permite que la probeta sea humectada, por lo que esa zona al no estar completamente rodeada por la película de vapor ya no sufre el comportamiento resistivo de ella y por ende la extracción de calor se ve aumentada; es por esto que esa zona es más fría y por tal razón se ve más oscura que la parte superior. Esta zona oscura se ve reducida ligeramente

conforme se aumenta la velocidad del agua debido a la cinemática del frente de mojado. Como se muestra más adelante, el frente de mojado se desplaza más rápido conforme se aumenta la velocidad del agua, por lo cual se tiene menos tiempo para que se adelgace la capa de vapor al aumentar la velocidad del agua.

La influencia de la velocidad del agua sobre la velocidad del frente de mojado en un temple a una temperatura de 60°C se muestra en la Figura 4.19. Se observa que el valor de la velocidad del frente de mojado aumenta conforme se aumenta la velocidad del agua. Dicho comportamiento es el que se esperaba, ya que en las curvas de rapidezces de enfriamiento de la Figura 4.16 conforme se aumenta la velocidad del agua el tiempo en el que la capa de vapor se mantiene estable se ve disminuido, siendo un indicativo de que el frente de mojado se desplaza más rápido alrededor de la probeta y por ende aumente el valor de su velocidad.

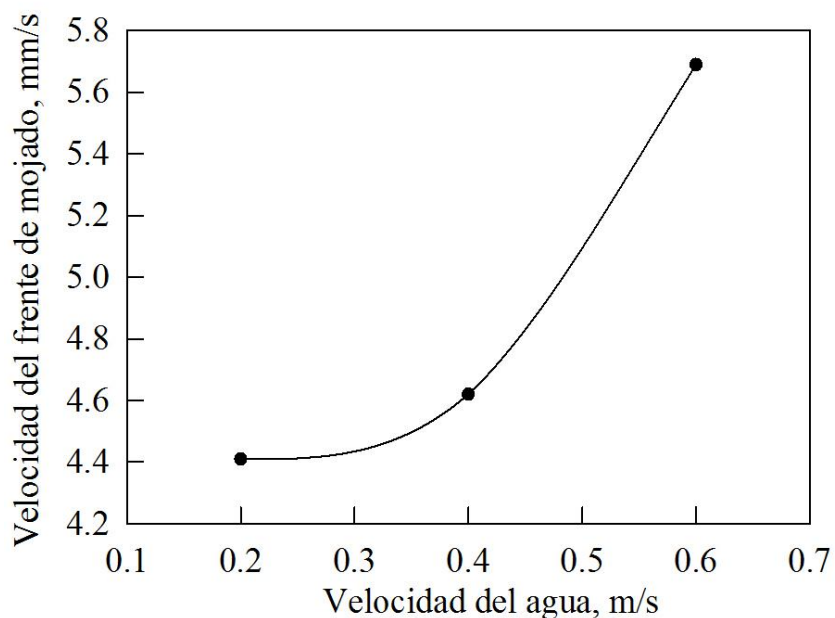


Figura 4.19.- Velocidad del frente de mojado en función de la velocidad del agua en un temple a 60°C.

El efecto de la velocidad del agua sobre las curvas de *flux* de calor en función del tiempo a una temperatura de baño de 60°C se muestra en la Figura 4.20. El valor de *flux* de calor para la capa de vapor es muy parecido para las tres velocidades, siendo alrededor de

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---



#### 4.7 Efecto de la temperatura del agua

Para mostrar el efecto que tiene la temperatura del baño de agua sobre el comportamiento térmico dentro de la probeta, se analizaron curvas de enfriamiento y de rapidez de enfriamiento (en función del tiempo o de la temperatura) para un termopar dado. También se muestran imágenes del instante en el que el frente de mojado alcanza la posición de un determinado termopar para diferentes temperaturas del baño de agua.

El efecto de la temperatura del agua en el comportamiento térmico se muestra en la Figura 4.22, en donde se observan las curvas de enfriamiento obtenidas para el termopar T/C 3 a una velocidad del fluido de 0.2m/s y tres temperaturas de agua. El comportamiento de las curvas es el esperado, ya que mientras más baja sea la temperatura del baño las curvas de enfriamiento tienden a recorrerse más a la izquierda, lo cual es indicativo de que el enfriamiento que se produce es más severo. Al comparar el efecto que produce el cambiar la temperatura del agua con el resultante de cambiar la velocidad del fluido (referirse a la Figura 4.15), se nota que el cambio de temperatura del baño de agua tiene un mayor impacto sobre el tiempo en el que la capa de vapor es estable.

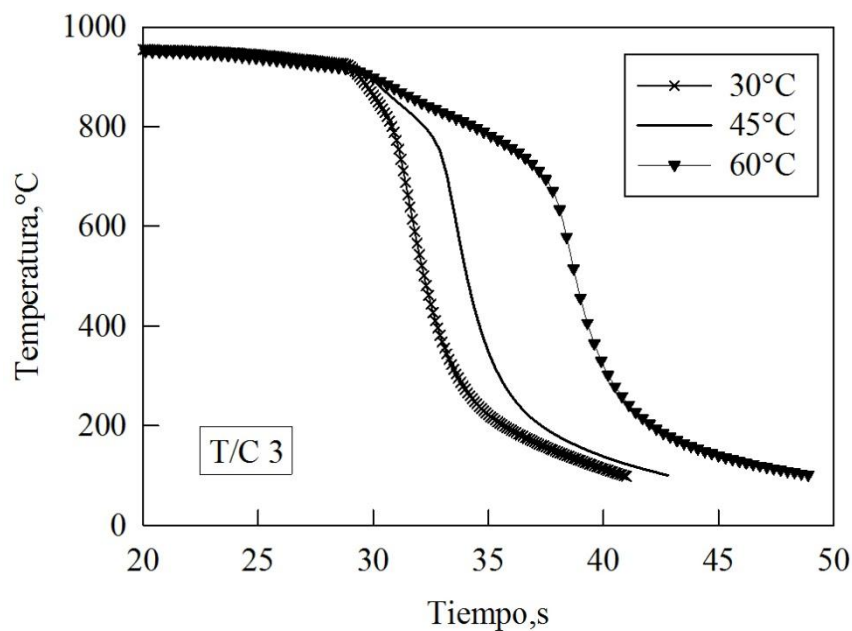


Figura 4.22.- Respuesta térmica del termopar T/C3 durante un temple en agua a diferentes temperaturas, con una velocidad del agua de 0.2 m/s.

En la Figura 4.23 se observa la influencia de la temperatura del baño en la historia de rapidez de enfriamiento para una velocidad del fluido de 0.2 m/s. Primeramente, se observa una gran diferencia en el valor del intervalo de tiempo en el que es estable la capa de vapor para cada temperatura del baño de agua: a la temperatura de 30°C se tiene el menor intervalo de estabilidad de la capa de vapor (0.7 s) con una rapidez de enfriamiento máxima de  $-299^{\circ}\text{C/s}$ , a 40°C la estabilidad de la capa de vapor aumenta (2.8 s) y se tiene una máxima rapidez de enfriamiento de  $-294.1^{\circ}\text{C/s}$ , y para 60°C se tiene la mayor estabilidad de la capa de vapor (7.3 s) y una rapidez de enfriamiento máxima de  $-211.5^{\circ}\text{C/s}$ . Los resultados muestran que las magnitudes de la rapidez de enfriamiento máxima tienden a aumentar y los tiempos en que comienza la etapa de ebullición nucleada se ven acortados al disminuirse la temperatura del baño. Este comportamiento se debe a que la estabilidad de la capa de vapor disminuye drásticamente al descender la temperatura del baño, por lo cual la etapa de ebullición nucleada comienza más temprano y al momento en que se desarrolla la etapa de ebullición nucleada la probeta posee más energía térmica para ser disipada. Los tiempos en que se desarrolla la etapa de convección forzada pura también son afectados por la disminución en la temperatura del baño.

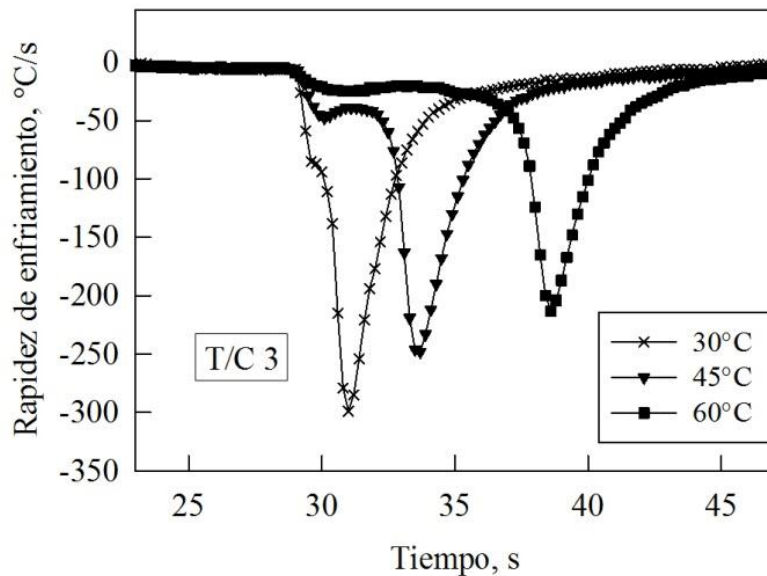


Figura 4.23.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3, en función del tiempo, durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s.

La influencia de la temperatura del baño de agua sobre la rapidez de enfriamiento en función de la temperatura, para una velocidad del fluido de 0.2 m/s, se muestra en la Figura 4.24. El intervalo de temperatura en que la capa de vapor es estable se ve ampliado notablemente conforme aumenta la temperatura del baño de agua. Al aumentar el intervalo de temperatura en que es estable la capa de vapor por el aumento de la temperatura del baño de agua, la etapa de ebullición nucleada comienza a temperaturas más bajas y la temperatura a la que sucede la máxima rapidez de enfriamiento es menor. Para el caso de 30°C la rapidez de enfriamiento máxima ocurre a 646 °C, para 45°C la rapidez de enfriamiento máxima se observa a 581.9 °C y en el caso de 60°C la rapidez de enfriamiento máxima corresponde a 536.6 °C. El intervalo de temperatura en que ocurre la etapa de convección forzada pura prácticamente no se ve afectada por la diferencia en la temperatura del baño de agua.

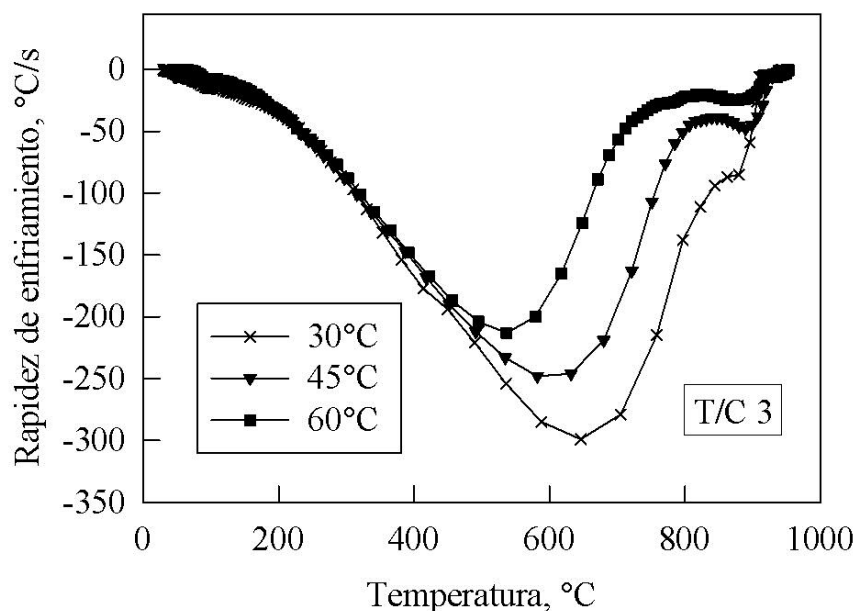


Figura 4.24.- Rapidez de enfriamiento para el termopar T/C3, en función de la temperatura local, durante un temple en agua a diferentes temperaturas con una velocidad del agua de 0.2 m/s.

En la Figura 4.25 se muestran tres imágenes donde se observan la etapa de capa de vapor y de ebullición nucleada, así como el frente de mojado, para diferentes temperaturas

del baño de agua para una velocidad del agua de 0.2 m/s, a la altura del termopar T/C3. Una de las primeras observaciones que se obtiene de las imágenes es la disminución de la forma simétrica de la forma del frente de mojado al irse disminuyendo la temperatura del baño de agua, en el caso para 60°C la forma del frente de mojado es prácticamente una línea recta, mientras para 30°C se está en el límite de un frente de mojado con forma simétrica.

Al compararse cualitativamente el tamaño de las burbujas para las tres temperaturas se nota que el tamaño de las burbujas para el caso de 60°C es mayor y en el caso de 30°C es donde se presentan las burbujas de menor tamaño.

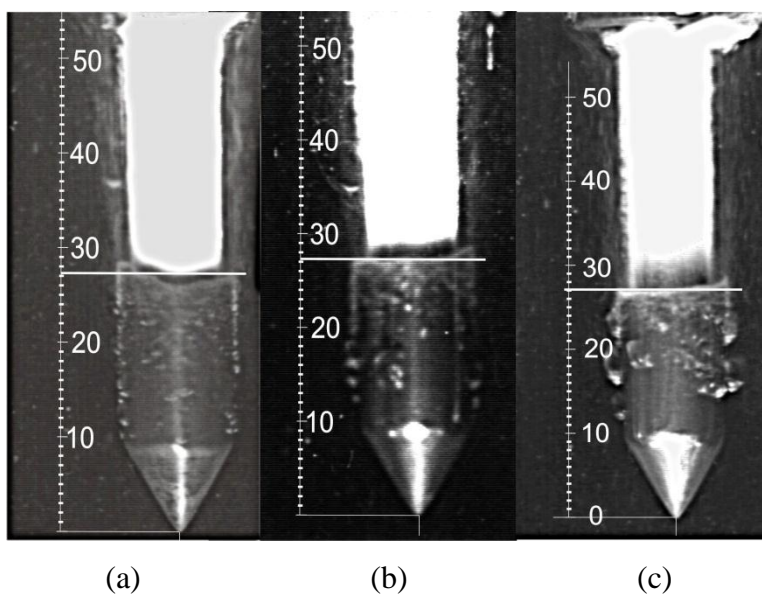


Figura 4.25.- Imágenes obtenidas de las videograbaciones al en el momento que el frente de mojado se encuentra en la posición longitudinal de T/C 3 (indicado por una línea horizontal blanca) durante un temple con agua a las temperaturas de: a) 30°C, b) 45°C, c) 60°C, con una velocidad del agua de 0.2 m/s.

La zona oscura que se encuentra entre la parte más caliente (brillante) de la probeta y el frente de mojado es, como ya se ha comentado, producida por el adelgazamiento gradual de la capa de vapor lo que permite una cierta humectación de la zona por lo cual está más fría y aparece más oscura. Al compararse cualitativamente la longitud de la zona

obscura para las tres temperaturas se observa que a 60°C es donde se tiene la mayor longitud, seguida por la que se obtiene a 45°C y por último a 30°C es donde se presenta la menor longitud de la zona obscura, por ende se tiene la tendencia de que conforme decrece la temperatura del baño de agua se disminuye la longitud de la zona obscura. Este comportamiento es debido a la cinemática del frente de mojado; como se muestra más adelante el frente de mojado se desplaza a una mayor velocidad conforme se disminuye la temperatura del baño lo cual no da tiempo a que se produzca un adelgazamiento significativo de la capa de vapor.

La repuesta de la velocidad del frente de mojado al cambio de la temperatura del agua se muestra en la Figura 4.26. En esa figura se observa que la velocidad del frente de mojado decrece conforme se aumenta la temperatura del agua. Este decremento de la velocidad del frente de mojado se debe a que el tiempo de estabilidad de la capa de vapor también se aumenta por el incremento de la temperatura del agua, lo cual provoca que el desplazamiento del frente de mojado sea más lento.

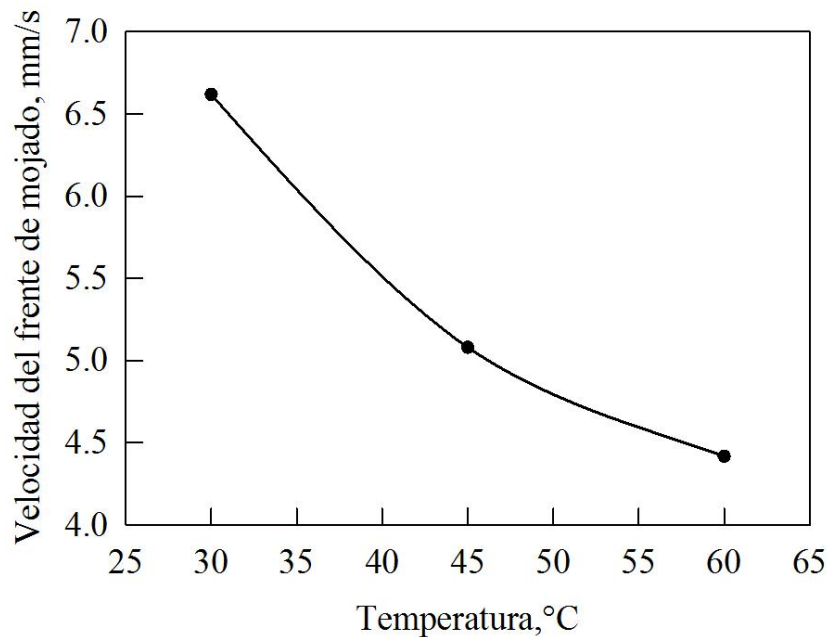


Figura 4.26.- Velocidad del frente de mojado, en función de la temperatura del baño de agua, para una velocidad del agua de 0.2 m/s.

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

## Capítulo 5 Conclusiones

En este trabajo se estudió el efecto de la temperatura y de la velocidad del medio de temple (en este caso: agua) sobre las características del frente de mojado y las etapas de extracción de calor durante un proceso de temple con convección forzada de una probeta cilíndrica con punta cónica de acero inoxidable AISI 304. A partir de los resultados se concluye que:

- La forma del frente de mojado fue lo suficientemente simétrica para todas las condiciones experimentales, por lo cual se comprueba la utilidad de la probeta cilíndrica con punta cónica para caracterizar medios de enfriamiento volátiles.
- La capa de vapor es más estable conforme se aumenta la temperatura del agua y se disminuye la velocidad del agua.
- Los valores de la rapidez de enfriamiento máxima aumentan al disminuirse la temperatura del agua y aumentarse la velocidad del agua.
- El tamaño de las burbujas que se forman durante la etapa de ebullición nucleada decrece al disminuirse la temperatura del agua y aumentarse la velocidad del agua.
- La longitud de la región fría que ocurre arriba del frente de mojado se incrementa conforme se disminuye la temperatura del agua y se aumenta la velocidad del agua.
- La velocidad del frente de mojado es constante para una temperatura y velocidad del agua fija, y aumenta su valor conforme la temperatura del agua disminuye y la velocidad del agua aumenta.
- El valor del *flux* de calor en la superficie máximo aumenta al disminuirse la temperatura del agua y aumentarse la velocidad del agua.
- La temperatura del agua es la variable que más impactó a la extracción de calor durante el temple.



## Bibliografía

1. 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*, Vol. 33, No 5, 2009, pp. 797–807.
2. C.E. Bates, G.E. Totten, y R.L. Brennan, “Quenching of steel”, *ASM Handbook*, Vol. 4, Heat Treating, ASM International, Materials Park, Ohio, 1991, pp. 67–120.
3. J. Apraiz Barreiro. “Tratamientos Térmicos de los aceros”, Editorial Dossat, 8° ed., España, 1974.
4. H. M. Tensi, A. Stich, y G. E. Totten, “Quenching and Quenching Technology”, *Steel Heat Treatment Handbook, Steel Heat Treatment Metallurgy and Technologies* 2nd Edition, Taylor and Francis Group, London, NY, 2006, pp. 538-601.
5. H.M. Tensi, y A. Stich, “Fundamentals about Quenching by Submerging”, *Proceedings of International Heat Treating Conference: Equipment and Processes*, Schaumburg, Illinois, 18-20 April, 1994, pp. 243-251.
6. C.E. Bates, “Selecting Quenchants to Maximize Tensile Properties and Minimize Distortion in Aluminum Parts”, *Journal of Heat Treatment*, Vol. 5, No 1, 1987, pp. 27-40.
7. S. Segerberg, “Solving Industrial Heat Treatment Problems by Cooling Curve Analysis”, in *Conference Proceedings Heat Treating: Equipment and Processes*; Schaumburg, Illinois, USA, April 18-20, 1994. pp. 281-287.
8. J. Bodin, y S. Segerberg, “Measurement and Evaluation of the Power of Quenching Media for Hardening”, *Heat Treatment of Metals*, Vol. 20, No 1, 1993, pp. 15-23.
9. G. E. Totten, M. E. Dakins, y R. W. Heins, “Cooling curve analysis of synthetic quenchants-A historical perspective”, *Journal of Heat Treating*, Vol. 6, No 2, 1988, Pages 87-95.
10. H.Tensi, “Wetting Kinematics”, *Quenching Theory and Technology* 2nd Edition, Taylor and Francis Group, Boca Raton, FL, 2010, pp. 179-203.

11. Japanese Industrial Standard. Heat Treating Oils, JIS K 2242-1997, Japanese Standards Association, Tokyo, Japan.
12. ASTM International, Standard Test Method for Quenching Time of Heat-Treating Fluids (Magnetic Quenchometer Method), D 3520 – 04.
13. B. Lišcic, y G.E. Totten,” From GM Quenchometer via Cooling Curve Analysis to Temperature Gradient Method”, Proceedings of The 18<sup>th</sup> Heat Treating Conference, ASM International, Chicago, Illinois, April 1999, pp. 601-609.
14. A.V. Reddy, D.A. Akers, L. Chuzhoy, M.A. Pershing, y R.A. Woldow, “Development of a Method to Evaluate Commercial Quenches”, 20th ASM Heat
15. ASTM International, Standard Test Method for Determination of Cooling Characteristics of Quench Oils by Cooling Curve Analysis, D6200.
16. M. Shuhui, V. S. Aparna, T Makiko, y K.R. Darrell, “Quenching-Understanding, Controlling and Optimizing the Process”, Proceedings of the Fourth International Conference on Quenching and the Control of Distortion, Beijing, China, 20-23 May, 2003. pp. 76-81.
17. I. Tamura, K. Fukuhura, y S. Asada, “Comparative Study of Cooling Curves with JIS Silver Specimens and Alloy 600 Specimens in Relation to Additive Effectiveness”, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 3, No 3, 1994, pp. 367-370.
18. G.E Totten, G.M. Webster, y B. Lišcic, “Standards for Cooling Curve Analysis of Quenchants”, Heat Treatment of Metals, Vol. 4, No 1, 1997, pp. 92-94.
19. G.E. Totten, N. Gopinath, y D. Pye, “Thermocouples”, Steel Heat Treatment Handbook, Steel Heat Treatment Equipment and Process Design 2nd Edition, Taylor and Francis Group, London, NY, 2007, pp. 64-71.
20. H. M. Tensi, y Bozidar Liscic, “Determination of Quenching Power of Various Fluids”, Quenching Theory and Technology 2nd Edition, Taylor and Francis Group, Boca Raton, FL, 2010, pp. 315-327.
21. H.M. Tensi, y P. Stitzelberger-Jakob,” Evaluation of apparatus for assessing effect of forced convection on quenching characteristics”, Materials Science and Technology, Vol. 5, No 1, 1989, pp.718-724.

22. R. Jeschar, E. Specht, y Chr. Köhler, "Heat Transfer during Cooling of Heated Metals with Vaporizable Liquids", Quenching Theory and Technology 2nd Edition, Taylor and Francis Group, Boca Raton, FL, 2010, pp. 159-178.
23. F. Mayinger, "Thermo- and Fluid-Dynamic Principles of Heat Transfer during Cooling", Quenching Theory and Technology 2<sup>nd</sup> Edition, Taylor and Francis Group, Boca Raton, FL, 2010, pp. 129-157.
24. N. I. Kobasko, A. A. Moskalenko, G. E. Totten, y G. M. Webster, "Experimental determination of the first and second critical heat flux densities and quench process characterization", Journal of Materials Engineering and Performance. Vol. 6, No 1, 1997, pp. 93-101.
25. N. Kobasko, "Why Database for Cooling Capacity of Various Quenchants Should be Developed?", Proceedings of the 8<sup>th</sup> IASME/WSEAS International Conference on Heat Transfer Thermal Engineering and Environment (HTE 10), New Aspects of Fluid Mechanics Heat Transfer and Environment, Taipei, Taiwan, August 20-22, 2010, pp.304-309.
26. J.V. Beck, B. Blackwell, y C.A. St. Claire, "Inverse Heat Conduction, Ill Posed Problems", Wiley and Sons Inc., USA, 1985, pp. 308.
27. B. Hernández-Morales, J.K. Brimacombe, y E.B. Hawbolt, "Aplication of Inverse Techniques to Determine Heat-Transfer Coefficients in Heat-Treating Operations", Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 1, No 6, 1992, pp. 763-771.
28. T.H. Kunzel, H.M. Tensi, y G. Welzel, "Rewetting rate-The Decisive Characteristic of a Quenchant", 5th International Congress on Heat Treatment of Materials, Vol. III, Budapest-Hungary; 1986, pp 1806-1813.
29. H.J. Vergara-Hernández, B. Hernández-Morales, y G. Solorio-Díaz, "Fluid dynamics during forced convective quenching of flat-end cylindrical probes", Proceedings of the 8th WSEAS International Conference on Heat and Mass Transfer (HMT 11), Puerto Morelos, Mexico, January 29-31, 2011, pp. 135-141.
30. H.J. Vergara-Hernández, "Estudio de la dinámica del frente de mojado en procesos de temple por convección forzada", Tesis de doctorado, Universidad Nacional Autónoma de México, Distrito Federal, México, 2011, pp. 56.

31. M. Gergely, y T. Reti, "Application Computerized Information System for the Selection of Steels and Their Heat Treatment Technologies", Journal of Heat Treatment, Vol. 5, No 2, 1988, pp. 125-140.
32. M. Narazaki, M. Kogawara, A. Shirayori, S. Fuchizawa, y G.E. Totten, "Experimental and Numerical Analysis of Cooling Curves during Quenching of Small Probes", 20<sup>th</sup> ASM Heat Treating Society Conference Proceedings, St. Louis, MO, ASM International, 2000, pp. 666-673.
33. H. S. Hasan, M. J. Peet, J. M. Jalil, y H. K. D. H. Bhadeshia, "Heat transfer coefficients during quenching of steels", Heat and Mass Transfer, Vol. 47, No 3, 2011, pp. 315-321.
34. G.E. Totten, H.M. Tensi, y K. Lainer," Performance of Vegetable Oils as a Cooling Medium in Comparison to a Standard Mineral Oil", Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 8, No 4, 1999, pp. 409-416.
35. M. Maniruzzaman, y R.D. Sisson, Jr., "Bubble Dynamics in Quenching Heat Treatment Of Steel", Proceedings of the 21st Heat Treating Society Conference, 5-7 November 2001, Indianapolis, Idiana, USA, pp. 15-30.
36. H.M Tensi, y A. Stich, "Martens Hardening of Steel- Prediction of Temperature Distribution and Surface Hardness", Materials Science Forum, Vols. 102-104, 1992, pp.741- 754.
37. G.E. Totten, C.E. Bates, y N.A. Clinton, "Handbook of Quenchants and Quenching Technology", ASM International, Materials Park, Ohio, 1993, pp. 503.
38. H.M. Tensi, y A. Stich, "Possibilities and Limits to Predict the Quench Hardening of Steel", Proceedings of the First International Conference on Quenching & Control of Distortion, Chicago, Illinois, USA, September 22-25, 1992, pp. 27-32.
39. P. Fernandes, y K.N. Prabhu, "Effect of section size and agitation on heat transfer during quenching of AISI 1040 steel", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 183, No 1, 2007, pp. 1-5.
40. N. Kobasko, M Aronov, L. Canale, y G.E Totten, "Metallurgy of intensive quenching process and implications with respect to steel properties ", proceedings of

- the 58th Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, Brazil, July 21-24, 2003, pp. 3362-3380.
41. J.B. Hernández-Morales, H.J. Vergara-Hernández, J.A. Barrera-Godínez, B. Beltrán-Fragoso, y C. Álamo-Valdéz, "The Influence of Flowrate and Deflector Arrangement on Distortion in Agitated Quench Tanks", Heat Treating: Proceedings of the 23rd Heat Treating Society Conference, 2006, pp. 314-319.
  42. H.M. Tensi, G.E. Totten, y T. Kunzel, "Physics and Technology of Quenching in Fluids. Part I: Physics of Quenching", Proceedings of the 20th ASM Heat Treating Society Conference Proceedings, St. Louis, Missouri, October 2000, pp. 727-730.
  43. H.M. Tensi, G.E. Totten, y T. Kunzel, "Physics and Technology of Quenching in Fluids. Part II: Technology of Quenching", Proceedings of the 20th ASM Heat Treating Society Conference Proceedings, October 2000, St. Louis, Missouri, pp. 731-736.
  44. S. Segerberg, J. Bodin, y I. Felde, "A New, Advanced System for Safeguarding the Performance of the Quenching Process", Proceedings of the 22nd ASM Heat Treating Society Conference, Indianapolis, Indiana, September 15-17, 2003.
  45. K. Funatani, M. Narazaki, y M. Tanaka, "Comparisons of probe design and cooling curve analysis methods", Proceedings 19th ASM Heat Treating Society Conference and Exposition including Steel Heat Treating in the New Millenium: An International Symposium in Honor of Professor George Krauss, Cincinnati, Ohio, USA, November 1-4, 1999, pp. 255-263.
  46. M.A. Grossman, M. Asimow, y S.F. Urban, "Hardenability, Its Relationship to Quenching and Some Qualitative Data", Hardenability of Steel, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1939, pp. 237-249.
  47. B. Liscic, y T. Filetin, "Computer-aided evaluation of quenching intensity and prediction of hardness distribution", Journal of Heat Treating, Vol. 5, No 2, 1988, pp. 115-124.
  48. M. Narazaki, M. Tajima, S. Asada, K. Ichitani, H. Yokota, M. Tanaka, y Y. Watanabe "Development of New Silver Probe for Cooling Power Test of Polymer Quenchants" Transactions of Materials and Heat Treatment, Vol. 25, No. 5, 2004.

49. F. Frerichs, Th. Lübben, F. Hoffmann, y H.W. Zoch, "The Influence of Geometrical Conditions on Rewetting Behavior of Cylindrical Components", Proceedings of the 15th International Metallurgy and Materials Congress (IMMC 2010), Istanbul, Turkey, 2010.
50. H.M Tensi, y P. Stitzelberger-Jakob, "Influence of Wetting Cinematic on Quenching and Hardening in Water Based Polymers whit Forced Convection", Heat Treatment and Surface Engineering, Chicago, Illinois, 1988, pp.171-176.
51. A. Stich, y H. M. Tensi, "Heat Transfer and Temperature Distribution with wetting Process During Immersion Quenching", Harterei-Technische Mitteilungen, Vol. 50, No 1, 1995, pp. 31-34.
52. H.M. Tensi, y A. Stich, "Influence of Wetting Kinematics on Temperature Distribution and Heat Flux", Proccedings of International Heat Treating Conference-Equipment and Processes, Schaumburg, Illinois, April 18-20, 1994, pp. 327-335.
53. M. Narazaki, S. Fuchizawa, y M. Usuba, "Effects of specimen geometry on characteristic temperature during quenching of heated metals in subcooled water", Tetsuto Hagane (Journal of the Iron Steel Institute Japan), Vol. 75, No 1, 1989, pp. 634-64.
54. B.M. Patel, y K.J. Bell, "The Leidenfrost Phenomenon for Extended Liquid Masses", Chemical Engineering Progress Symposium Series, vol. 62, No 1, 1966, pp. 62-71.
55. V.V. Klimenko, y S.Y. Snytin, "Film Boiling Crisis on a Submerged Heating Surface", Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 3, No1, 1990, pp. 467-479.
56. W. S. Bradfield, "Liquid-Solid Contact in Stable Film Boiling", Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals, vol. 5, no. 2, 1966, pp. 200-204.
57. K.J. Baumeister, y F.F. Simon, "Leidenfrost Temperature—Its Correlation for Liquid Metals, Cryogenes, Hydrocarbons and Water ", Journal of Heat Transfer, Vol. 95, No. 2, 1973, pp. 166-173.
58. J. J. Carbajo, "A Study on the Rewetting Temperature, Nuclear Eng. Design", Vol. 84, 1985, pp. 21-52.

59. J. Sinha, L. E. Hochreiter, y F.B. Cheung, “Effects of surface roughness, oxidation level, and liquid subcooling on the minimum film boiling temperature”, *Experimental Heat Transfer*, Vol. 16, 2003, pp.45–60.
60. P.W. Bearman, y D.M. Trueman, “An investigation of the flowaround Rectangular Cylinders”, *Aerodynamical Quartely*, Vol. 23, 1971, pp. 1-6.
61. G. Bosch, y W. Rodi, “Simulation of vortex shedding past a Square Cylinder near a wall”, *International Journal Heat and Fluid flow*, Vol. 17, 1996, pp. 267.
62. F. Frerichs, Th. Lübben, F. Hoffmann, y H.W. Zoch, “The Influence of Geometrical Conditions on Rewetting Behavior of Cylindrical Components”, *Proceedings of the 15th International Metallurgy and Materials Congress (IMMC 2010)*, Istanbul, Turkey, 2010.

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---



Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

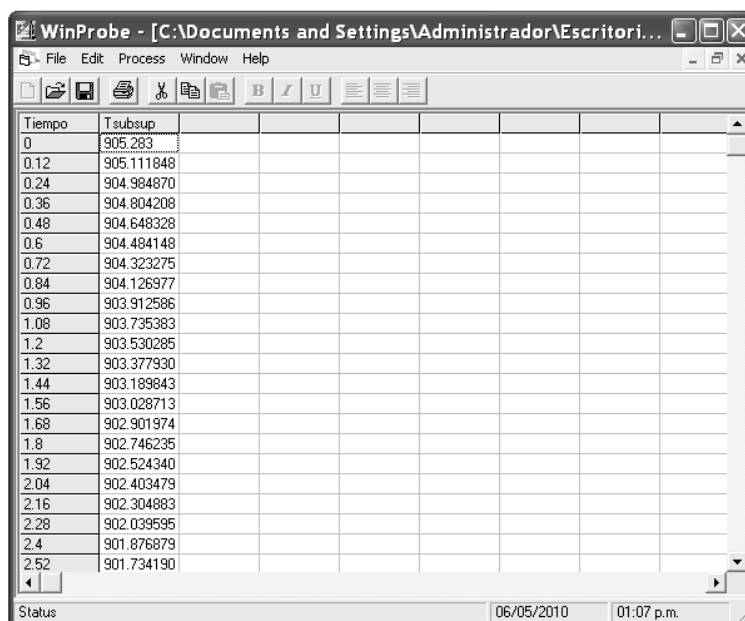
Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica

---

## Apéndice 2: Estimación del *flux* de calor con WinProbe

Para resolver el IHCP y así estimar el *flux* de calor en la superficie y la temperatura de la superficie, se empleó el programa *WinProbe*. A este *software* se alimenta la historia térmica del termopar de interés en formato “separado por comas” (.csv). Los archivos .cvs se pueden generar en el programa *Microsoft Excel* o cualquier otro programa que permita generar este tipo de archivos. Cada archivo .csv consta de dos columnas, donde se colocan los datos adquiridos (tiempo, temperatura); además, en la primera fila se coloca el número de datos (en la primera celda) y el número de columnas (en la segunda celda) del archivo y en la segunda fila se colocan las etiquetas “Tiempo” y “Tsubsup”, aunque podían ser otras palabras. Debe hacerse la aclaración de que las mediciones deben tener un intervalo constante.

Para emplear el programa *WinProbe* se abre el archivo .csv de interés, apareciendo una ventana como la que se muestra en la Figura A2.1. Enseguida, se selecciona la columna en donde se encuentren los datos de temperatura, y se escogen las pestañas en el orden siguiente: *Process* → *Heat Flux* → *IHCP Model*.



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 A.2.1. Pantalla que muestra los datos de entrada cargados en el *software* **WinProbe**.

Aparecerá entonces una ventana con la leyenda “IHCP Options” como se muestra en la Figura A.2.2, donde se selecciona el material de la probeta, el diámetro de la probeta (en pulgadas) y la posición radial del termopar con respecto al centro de la probeta (en pulgadas). En la pestaña “Advanced” se definen los parámetros  $r$  (número de tiempos futuros) y  $n$  (número de nodos entre la superficie y la posición del termopar). Finalmente se selecciona el botón “Ok” y el programa realiza la estimación. Los resultados (ver Figura A.2.3) son los valores estimados de: 1) el  $flux$  de calor de la superficie “ $q$ ” y 2) la temperatura de la superficie “ $T_s$ ”. Los resultados se graban en un archivo en formato .csv, para su posterior manipulación en *Microsoft Excel* u otro programa que permita manipular bases de datos.

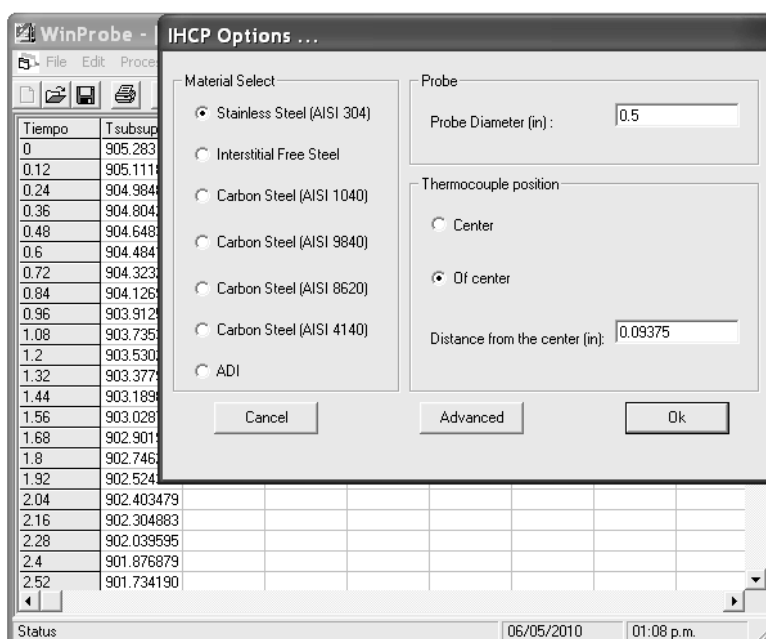
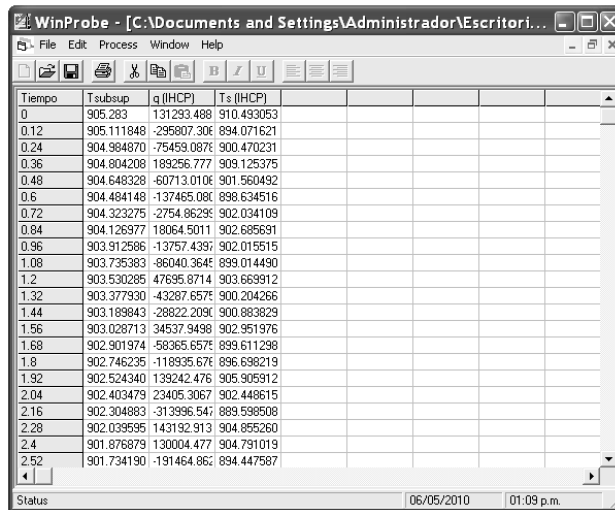


Figura A.2.2. Pantalla que muestra el panel de datos para especificar: el material de la probeta, el diámetro de la probeta y la posición radial del termopar, para resolver el IHCP.

Influencia de la velocidad y de la temperatura del medio de enfriamiento en la extracción de calor durante ensayos de temple con probetas cilíndricas de punta cónica



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	-75459.0876	900.470231
0.36	904.804208	189256.777	909.125375
0.48	904.648328	-60713.0106	901.560492
0.6	904.484148	-137465.086	898.634516
0.72	904.323275	-2754.86296	902.034109
0.84	904.126977	180664.5011	902.685691
0.96	903.912586	-13757.4396	902.015515
1.08	903.735383	-86040.3646	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	899.611288
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	902.304863	-313996.546	889.538508
2.28	902.039595	143192.913	904.855260
2.4	901.876879	130004.477	904.791019
2.52	901.734190	-191464.866	894.447587

Figura A.2.3. Pantalla que muestra la solución al IHCP: 1) *flux* de calor en la superficie (tercera columna) y temperatura de la superficie (cuarta columna).