

00574 /



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE QUÍMICA

**MODELADO MATEMÁTICO DE LA DISTORSIÓN
DE LA PROBETA NAVY-C DURANTE EL TEMPLE**

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
MAESTRA EN INGENIERÍA
(METALURGIA)

PRESENTA :

I.Q.M. OFELIA BARBA MENDEZ

México, D.F.

... Dirección General de Bibliotecas de ...
... a difundir en formato electrónico e impreso el ... 2002
... erido de mi trabajo recepcional.

NOMBRE: OFELIA BARBA MENDEZ
FECHA: 04-SEPTIEMBRE-2002

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional
Autónoma de México



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.

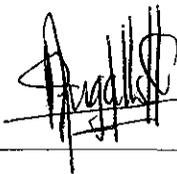
JURADO ASIGNADO

Presidente: Dr. José Bernardo Hernández Morales (FQ)
Vocal: Dra. Manuela Díaz Cruz (IPN)
Secretario Dr. Bernardo Fabián Campillo Illanes (CCF)
Primer Suplente: M. en C. Sergio García Galán (FQ)
Segundo Suplente: M. en C. Víctor Jorge Cortés Suárez (UAM)

Lugar donde se desarrollo el tema:

Departamento de Ingeniería Química
Metalúrgica, Facultad de Química, UNAM.
Centro de Ciencias Aplicadas y Desarrollo
Tecnológico, UNAM.

Asesor del Tema: M. en C. Alberto Ingalls Cruz



Sustentante: I.Q.M. Ofelia Barba Méndez





AGRADECIMIENTOS

Por este conducto agradezco el soporte económico otorgado por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CoNaCyT), para el desarrollo de este trabajo, a través del proyecto denominado "*DISTORSION EN PIEZAS METALICAS*" (Proyecto 34938-U).

Al Centro de Ciencias Aplicadas y Desarrollo Tecnológico, por el apoyo con las mediciones experimentales.

A mi FAMILIA por aguantarme.

A ALONDRA por ser mi mundo entero.

A la Universidad Nacional Autónoma de México por la oportunidad de estudiar.

A Bernardo Hernández Morales por el apoyo brindado.

A Alberto Ingalls Cruz por su dulce carácter.

A los distinguidos Ingenieros: Rigoberto Nava y Jorge Sergio Téllez, por su ayuda incondicional.

MUCHAS GRACIAS

CONTENIDO

	Página
LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABLAS	iv
RESUMEN	v
ABSTRACT	vi
CAPÍTULO 1. Revisión bibliográfica.	1
1.1 Distorsión.	1
1.2 Probeta Navy-C.	2
1.3 Modelo de transferencia de calor.	4
1.4 Estimación experimental del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección.	6
1.5 Modelo del campo de deformaciones.	9
CAPÍTULO 2. Metodología experimental.	13
2.1 Medición de la distorsión en la probeta Navy-C.	16
2.2 Medición de la respuesta térmica.	17
CAPÍTULO 3. Presentación y análisis de resultados.	19
3.1 Evaluación de las condiciones de frontera.	19
3.1.1 Evaluación de las condiciones de frontera en los tres medios enfriamiento	24
3.1.2 Estimación de la densidad de flujo de calor (q) y del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección (h).	26
3.1.3 Validación de las condiciones de frontera en el anillo.	28
CAPÍTULO 4. Proceso de simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C.	32
4.1 Validación de los modelos de transferencia de energía y de deformación, para el enfriamiento en agua a 42°C.	32
4.2 Resultados de la predicción del enfriamiento de la probeta Navy-C.	36
4.3 Descripción del enfriamiento de la probeta Navy-C.	38

CAPÍTULO 5. Conclusiones.	49
Anexo I. Problema inverso de conducción de calor (IHCP).	51
Anexo II. Paquete comercial DEFORMTM-3D(HT).	56
Anexo III Propiedades térmicas y mecánicas del acero inoxidable AISI 304.	58
Anexo IV. Polímero Aqua-Quench 352.	62
Bibliografía.	64

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Representación esquemática de la probeta Navy C.	2
Figura 2. Mecanismo de enfriamiento para el temple en agua.	7
Figura 3. Posiciones de los termopares en el anillo.	17
Figura 4. Sistema de adquisición de datos.	18
Figura 5. Respuestas térmicas medidas experimentalmente durante el temple del anillo en agua a 20°C.	20
Figura 6. Curva de ebullición (densidad de flujo de calor como función de la temperatura de la superficie), obtenida a partir de mediciones experimentales durante el enfriamiento del anillo de acero inoxidable en agua a 20°C.	21
Figura 7. Respuestas térmicas calculadas con la curva de ebullición estimada, aplicada en las direcciones axial y radial.	23
Figura 8. Distribución de temperaturas en la probeta Navy-C después de 2, 3 y 4 segundos de enfriamiento. Se muestra el plano de simetría axial.	23
Figura 9. Datos adquiridos y datos corregidos.	24
Figura 10 Respuesta térmica obtenida en el anillo.	25
Figura 11. Representación de la densidad de flujo unidireccional, para cada medio de enfriamiento, calculada a partir de la respuesta térmica en el anillo.	26
Figura 12. Coeficientes promedio de la transferencia de calor por convección.	27
Figura 13. Curvas de enfriamiento para el anillo en agua quieta a 20°C, para el termopar en la posición T/C1.	28
Figura 14. Curvas de enfriamiento para el anillo en agua quieta a 20°C, para el termopar en la posición T/C3.	29
Figura 15. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua quieta a 42°C, para el termopar en la posición T/C1.	29
Figura 16. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua quieta a 42°C, para el termopar en la posición T/C3.	30
Figura 17. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación, para el termopar en la posición T/C1.	30

Figura 18. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación, para el termopar en la posición T/C3.	31
Figura 19. Sistema de referencia para la medición de la abertura de separación de la probeta Navy-C.	33
Figura 20. Comparación de las respuestas térmicas experimentales y calculadas para el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C.	34
Figura 21. Respuesta térmica de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C.	36
Figura 22. Respuesta térmica de la probeta Navy-C, en agua quieta con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.	37
Figura 23. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: a) t=0 s y b) t=3 s.	39
Figura 24. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: c) t=5 s y d) t=5 s.	39
Figura 25. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: e) t=20 s y f) t=30 s.	40
Figura 26. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: g) t=40 s y h) t=50 s.	40
Figura 27. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C.	42
Figura 28. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 1 segundo.	
Figura 29. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 2 y 3 segundos.	43
Figura 30. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 4 y 5 segundos.	45
Figura 31. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 20°C.	46
Figura 32. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.	46

Figura 33. Representación esquemática del IHCP en una dirección de flujo para una placa de espesor L . En $x = 0$ la frontera esta aislada térmicamente y en $x = L$ se aplica una densidad de flujo desconocida.	51
Figura 32. Conductividad térmica del acero inoxidable AISI 304.	56
Figura 33. Capacidad calorífica térmica del acero inoxidable AISI 304.	57
Figura 34. Coeficiente de expansión térmica del acero inoxidable AISI 304.	57
Figura 35. Módulo de Young térmica del acero inoxidable AISI 304.	58
Figura 36. Esfuerzo de fluencia térmica del acero inoxidable AISI 304.	59

LISTA DE TABLAS

Tabla 1. Distorsión en la probeta Navy-C.	3
Tabla 2. Resultados de las tres mediciones experimentales de la abertura de separación, en la probeta Navy-C.	35
Tabla 3. Resultados de la longitud de la abertura de separación calculada para la probeta Navy-C enfriada en agua quieta a 42°C.	35
Tabla 4. Resultados de la longitud de la abertura de separación calculada para la probeta Navy_C enfriada en agua quieta a 20°C.	36
Tabla 5. Resultados de la longitud de la la abertura de separación calculada para la probeta Navy-C enfriada en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.	37

RESUMEN

Debido a que los tratamientos térmicos establecen la microestructura de los componentes metálicos, y por lo tanto las propiedades mecánicas finales de las piezas; su inadecuada aplicación induce a obtener resultados no deseados. Entre los defectos más comunes obtenidos por la inadecuada aplicación de los tratamientos térmicos destaca la *distorsión*.

La distorsión se define como los cambios dimensionales no deseados en las piezas metálicas, y es causada por: los gradientes térmicos presentes en la pieza y las transformaciones de fase, que ocurren principalmente durante el enfriamiento. Entre mayores sean los gradientes térmicos en el interior de las piezas metálicas, los esfuerzos internos serán de mayor magnitud. Comúnmente, estos esfuerzos exceden el límite elástico del material y la pieza se deforma permanentemente.

Para caracterizar la distorsión durante el temple de los aceros, existe un ensayo que se utiliza tanto en el laboratorio como en la industria. Este ensayo hace uso de la probeta denominada probeta Navy-C, que hasta hoy, el ensayo con la probeta Navy-C ha sido utilizado de manera totalmente empírica.

En este trabajo se estudió el enfriamiento de la probeta Navy-C mediante el uso de modelos matemáticos de transferencia de calor y de esfuerzo-deformación asociados al enfriamiento de la probeta Navy-C. Como una primera etapa de este trabajo, se modeló la transferencia de energía durante el temple en la probeta Navy-C, a partir de la respuesta térmica medida en un anillo, (con el mismo diámetro externo y la misma masa que la Navy-C) en tres medios de temple: agua a 20°C, agua con 10% de polímero y agua a 42°C. Se obtuvieron las condiciones de frontera para los tres medios aplicando el algoritmo de solución del Problema Inverso de Conducción de Calor. Los resultados muestran que esta condición de frontera reproduce muy bien el comportamiento de la curva de enfriamiento experimental. La validación de estas condiciones de frontera se realizaron con el paquete comercial de cómputo denominado DEFORM-3D(HT).

Una vez que hemos obtenido la condición de frontera adecuada procedemos a realizar la segunda parte del trabajo que es la medición experimental de la distorsión (apertura de separación). Los resultados muestran que la distorsión experimental es muy cercana a la distorsión pronosticada con el modelo matemático. La diferencia entre estos valores es de aproximadamente 10% respecto al valor experimental.

En conclusión, la distorsión durante el temple se puede predecir satisfactoriamente mediante la modelación matemática, siempre y cuando las propiedades térmicas y mecánicas y la condiciones de frontera térmica estén disponibles.

ABSTRACT

Due to the heat-treatments establish the microstructure of the metallic components, and therefore the final mechanical properties of the pieces; their improper application induces to obtain unwished results. Between the most common defects obtained by the improper application from the heat-treatments emphasise the distortion.

The distortion is defined as the dimensional changes unwished in the metallic pieces, and it is caused by: the present thermal gradients in the piece and the phase transformations, that occur mainly during the cooling. Between greater will be the thermal gradients in the interior of the metallic pieces, the internal efforts will be greater in magnitude. Usually, these stresses exceed the yield strength of the material and the piece is permanently distorted.

In order to characterize the distortion during the steels quench, exists the Navy-C type test piece, that is used in the laboratory as well as in industry; but until today, the Navy-C test has been used of totally empirical way.

In this work has been studied the cooling of the Navy-C test piece through the use of mathematical heat transfer models and of stress-deformation models associated with cooling of the Navy-C test piece.

As a first stage of this work, The heat transfer in the Navy-C test piece was model, as a thermal response measure in a ring, (with the same external diameter and the same bulk that the Navy-C piece) in three quench tanks: water to 20°C, water with 10% of polymer and water to 42°C. They were obtained the boundary conditions for the three quench tanks by applying the algorithm of solution denominated the Inverse Heat Conduct Problem. The results shows that this boundary condition reproduces very well the behavior of the experimental cooling curve. The validation of these boundary conditions were accomplished with the commercial compute package designated DEFORM-3D(HT).

Once we have obtained the adequate boundary condition, we will proceed to accomplish the second part of the work, that it is the experimental measurement of the distortion (separation opening). The results show that the experimental distortion is very close to the distortion predicted with the mathematical model. The difference between these values is approximately 10% respect to the experimental value.

In conclusion, the distortion during the temperature can be predicted satisfactorily through the mathematical modelation, provided that the thermal and mechanical properties and the thermal boundary conditions are available.

CAPÍTULO 1

REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

1.1 Distorsión

La distorsión se define como un cambio no deseado en la forma, o en el volumen, de un componente metálico durante el proceso de manufactura.

La acumulación de los esfuerzos internos, que causan distorsión, puede ser originada por: las operaciones de maquinado y/o conformado mecánico (particularmente si las piezas metálicas fueron trabajadas en frío) y por los procesos de calentamiento y enfriamiento. En general, la distorsión final causa pérdidas económicas importantes en la industria metal-mecánica debido a que las piezas deben ser rectificadas y/o enderezadas después de los tratamientos térmicos.

En especial, la distorsión generada durante el temple de piezas de acero es resultado de la transferencia de energía y de la transformación de fases. Las fracturas que se obtienen durante un tratamiento térmico se consideran como un caso severo de distorsión [1].

1.2 Probeta Navy-C

Existe una probeta que se utiliza para medir distorsión, denominada Navy-C. La probeta Navy C es un anillo abierto de sección no uniforme como se muestra en la Figura 1.

Los cambios en las dimensiones: A, B, C, D, y E resultan de la combinación de los efectos térmico y de transformación de fase, durante el enfriamiento [2]. En general, los esfuerzos térmicos actúan disminuyendo la distancia del extremo abierto (reduciendo la dimensión C), mientras que los esfuerzos asociados a la transformación de fase tienen el efecto opuesto [3].

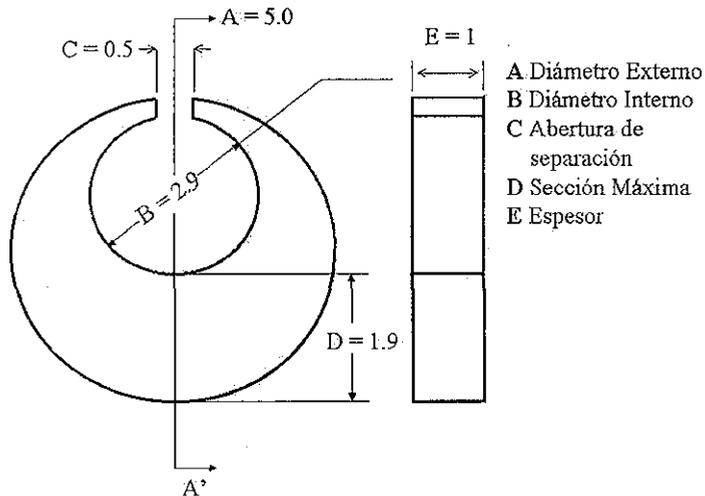


Figura 1. Representación de la probeta Navy-C [1].

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

La tabla 1 muestra algunos resultados reportados en la literatura [2] de la medición de la distorsión con la probeta Navy-C para los aceros de herramienta W1, O1, S1 y H21.

Tabla 1. Distorsión en la probeta Navy-C [2].

Cambio en las dimensiones (milésimas de pulgada)						
Material	Tratamiento Térmico (Temperatura, °F)	Diámetro externo A	Diámetro interno B	Abertura C	Sección Máxima D	Espesor E
¹ W1	1425, agua	-0.60	-0.98	10.62	-0.25	1.49
	300, revenido	-0.68	-0.86	18.93	-0.17	2.09
	400, revenido	-0.71	-1.08	18.11	-0.66	2.16
² W1	1425, agua	-0.77	-1.07	13.64	-0.02	1.48
	300, revenido	-1.04	-1.39	17.98	0.06	1.78
	400, revenido	-1.17	-1.72	16.11	0.01	1.95
³ W1	1425, agua	-0.56	-0.56	17.02	0.11	2.46
	300, revenido	-0.88	-0.57	27.21	0.05	2.87
	400, revenido	-1.04	-0.87	27.83	0.12	3.09
O1	1475, aceite	1.81	4.24	56.90	1.82	2.07
	300, revenido	1.19	3.86	59.00	1.19	1.42
	400, revenido	1.60	4.16	61.16	1.51	1.77
S1	1700, aceite	0.22	1.88	36.30	0.95	0.80
	400, revenido	0.35	2.08	37.40	1.16	0.90
	600, revenido	0.32	1.94	38.95	1.06	0.99
	800, revenido	-0.02	1.85	38.23	0.92	0.94
	1000, revenido	-0.16	1.68	38.62	1.01	0.62
	1100, revenido	-0.37	1.58	38.90	0.90	0.48
H21	2150, aceite	0.43	2.51	53.25	0.97	2.02
	1060, revenido	0.67	2.73	57.68	1.22	2.40
	1100, revenido	0.72	2.74	57.58	1.29	2.39
	1140, revenido	0.75	2.69	60.27	1.35	2.97
	1180, revenido	0.82	2.52	57.57	1.59	3.07

¹W1 Endurecimiento superficial

²W1 Endurecimiento medio

³W1 Endurecimiento profundo

Hasta hoy la probeta Navy-C se ha aplicado de manera empírica. Para medir la distorsión en diferentes medios de temple. Pero es deseable estudiar la evolución de la distorsión en esta probeta para dilucidar el efecto de la rapidez de enfriamiento y la rapidez

de transformación de fase. De esta manera se podrá eventualmente, mejorar el diseño de la probeta y/o realizar ensayos virtuales.

La metodología para predecir la distorsión en este caso de estudio, se fundamenta en el empleo de modelos matemáticos basados en las ecuaciones de transferencia de energía, y en las relaciones constitutivas para los esfuerzos generados internamente, con el objeto de simular el proceso de temple con diferentes medios de enfriamiento. Sólo se considerará, en este trabajo, el caso donde no existe transformación de fase.

1.3 Modelo de transferencia de calor

Como el ciclo térmico de temple es fundamentalmente un problema de transferencia de calor, es necesario describir al sistema, mediante la representación matemática apropiada. Por lo que, en este caso, debido a la geometría de la probeta Navy-C, el modelo de transferencia de calor correspondiente es la ecuación general de conducción expresada en coordenadas cilíndricas [4]:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

donde:

α = Difusividad térmica ($k/\rho C_p$):

k = Conductividad térmica.

ρ = Densidad.

C_p = Capacidad calorífica.

Para obtener una solución particular de esta ecuación es necesario considerar las condiciones a la frontera del sistema.

En particular, las condiciones de frontera que se aplicarán durante la simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C corresponden a las descritas por la siguiente ecuación, en la cual se conoce el valor del coeficiente de transferencia de calor por convección sobre cada una de las superficies [5].

$$k \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right) + hT = hT_{\infty} \quad (2)$$

donde:

$\partial T / \partial n$ = Gradiente térmico en dirección n .

h = Coeficiente promedio de transferencia de calor.

T = Temperatura de la superficie:

T_{∞} = Temperatura del fluido.

El coeficiente promedio de transferencia de calor por convección como función de la temperatura superficial es un parámetro muy importante durante el proceso de simulación de la probeta Navy-C. Este coeficiente no es constante, si no que es función de la temperatura de la superficie. Por lo que, como primera parte del trabajo de investigación, se evaluará este coeficiente de transferencia para cada uno de los siguientes medios de enfriamiento: agua quieta a 20°C, agua quieta a 42°C y agua quieta con 10% de polímero a 30°C.

1.4 Estimación experimental del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección

Durante el enfriamiento de piezas metálicas en líquidos vaporizables, se han observado tres etapas de transferencia de energía (ver Figura 2):

Etapas A. Durante esta etapa se forma una capa de vapor uniforme alrededor de la pieza. La capa de vapor se forma y se mantiene mientras el flujo de calor desde el interior de la pieza excede la cantidad necesaria para evaporar el fluido y mantener la fase vapor. En este caso, la transferencia de energía ocurre a través del vapor y se establece un enfriamiento relativamente lento, como se muestra en la Figura 2 [6].

Etapas B. Durante esta etapa el vapor se colapsa y ocurre la nucleación de burbujas en la superficie del metal. Así, el calor es rápidamente removido desde la superficie, mediante una renovación constante del fluido que se pone en contacto con la superficie del metal. En esta etapa se tiene la mayor rapidez de enfriamiento de las piezas metálicas [6].

Etapas C. Esta etapa comienza cuando la temperatura del metal en la superficie es menor que la temperatura de ebullición del fluido líquido. La ebullición se detiene y el enfriamiento se desarrolla sólo por el movimiento del fluido. En esta etapa, la rapidez de enfriamiento depende substancialmente de las propiedades termofísicas del fluido (viscosidad, conductividad térmica, densidad, capacidad calorífica, y el coeficiente de expansión volumínico). En esta etapa se tiene una rapidez de enfriamiento menor [6].

Entre las etapas A y B existe una región de transición, en la que la capa de vapor se comporta de manera inestable.

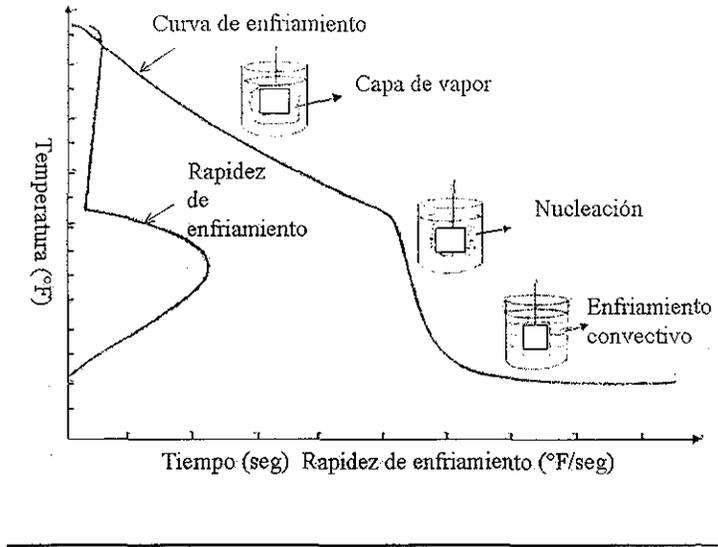


Figura 2. Mecanismo de enfriamiento para el temple en agua [6].

El fenómeno de transferencia de calor por convección es un proceso de transporte de energía entre una superficie y un fluido, y se lleva a cabo como consecuencia del movimiento del fluido. El flujo de calor que se intercambia entre la superficie y el fluido, debido a la diferencia de temperaturas, se expresa mediante la siguiente ecuación, conocida como la ley de enfriamiento de Newton:

$$Q = -hA(T - T_{\infty}) \quad (3)$$

donde:

Q = Densidad de flujo de calor.

h = coeficiente promedio de transferencia de calor por convección.

A = Área de intercambio de calor entre el sólido y el fluido.

T = Temperatura de la superficie.

T_{∞} = Temperatura del fluido.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Por lo que, el coeficiente promedio de transferencia de calor por convección se define mediante la siguiente expresión:

$$h = \frac{-q}{(T - T_{\infty})} \quad (4)$$

Debido a la presencia del fenómeno de ebullición del fluido, no es posible resolver esta ecuación de forma analítica, y existen pocas correlaciones reportadas en la literatura.

En este trabajo se realiza la estimación del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección aplicando la metodología de resolución del llamado “Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP)”. Este método requiere de las curvas de enfriamiento obtenidas experimentalmente en posiciones bajo cada una de las superficies expuestas al fluido. A partir de estas curvas y usando el algoritmo propuesto originalmente por Beck se estima la densidad de flujo de calor, en función de la temperatura superficial, que corresponde a la historia térmica medida (ver el Anexo I).

Una vez conocido el valor de la densidad de flujo de calor, se calcula el valor del coeficiente promedio de transferencia por convección a partir de la relación matemática que lo define (ecuación 4).

1.5 Modelo del campo de deformaciones.

Las deformaciones térmicas se originan por la distribución heterogénea de la temperatura durante el calentamiento o el enfriamiento. En general, cuando una pieza de acero es templada, los cambios dimensionales son inevitables [7].

Comúnmente, los metales se expanden durante el calentamiento y se contraen durante el enfriamiento, la cuantificación de este fenómeno se realiza a través del coeficiente de expansión térmica (α), definido como la deformación dimensional del metal por cada grado de temperatura [8].

$$\alpha = \frac{\varepsilon^{th}}{\Delta T} \quad (5)$$

donde:

α = Coeficiente de expansión térmica.

ε^{th} = Deformación térmica.

ΔT = Diferencia de temperatura.

En tanto que, la magnitud del esfuerzo térmico asociado esta la deformación se obtiene al introducir la definición del coeficiente de expansión térmica en la expresión de la ley de Hooke. Para un sistema de esfuerzos unidireccionales:

$$\sigma = E\alpha\Delta T \quad (6)$$

donde:

σ = Esfuerzo térmico.

E = Módulo de Young.

α = Coeficiente de expansión térmica.

ΔT = Diferencia de temperatura.

En el caso del enfriamiento de piezas metálicas, el análisis debe considerar que las deformaciones obtenidas son pequeñas y que ninguna fuerza externa se aplica sobre la pieza. Por lo que, para obtener las relaciones matemáticas apropiadas debe usarse la “teoría incremental de la deformación plástica”. En ésta, se define que el comportamiento mecánico de una pieza metálica es una función del campo de esfuerzos existente y de la deformación plástica previamente obtenida sobre ésta [9].

Es así que, la componente individual de la deformación incremental se expresa como:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + d\varepsilon_{ij}^n \quad (7)$$

donde:

$d\varepsilon_{ij}$ = deformación incremental total.

$d\varepsilon_{ij}^e$ = deformación incremental elástica.

$d\varepsilon_{ij}^p$ = deformación incremental plástica.

$d\varepsilon_{ij}^n$ = deformación incremental no-mecánica.

Durante el enfriamiento de un acero, la deformación incremental no-mecánica tiene dos componentes. El primero está asociado a la deformación térmica, y el segundo asociado a la deformación por transformación. Desafortunadamente, la deformación no-mecánica se asocia con el enfriamiento ($d\varepsilon_{ij}^{th}$) y con las transformaciones de fase ($d\varepsilon_{ij}^tr$), así como con

aquellas deformaciones que se originan por: la plasticidad por transformación ($d\varepsilon_{ij}^{tp}$), la variación de las propiedades elásticas con la temperatura ($d\varepsilon_{ij}^{\Delta E}$), y la variación del esfuerzo de fluencia con la temperatura ($d\varepsilon_{ij}^{\Delta F}$), y esto se expresa como:

$$d\varepsilon_{ij}^n = d\varepsilon_{ij}^{th} + d\varepsilon_{ij}^{tr} + d\varepsilon_{ij}^{tp} + d\varepsilon_{ij}^{\Delta E} + d\varepsilon_{ij}^{\Delta F} \quad (8)$$

Los primeros cuatro sumandos se presentan en los casos de deformación elástica y/o deformación plástica; en tanto que, el último sumando sólo es aplicable durante la deformación plástica. Debe hacerse notar que, el segundo y el tercer sumando son aplicables sólo en el caso de la existencia de transformaciones de fase, y que por lo tanto, no serán aplicables en el sistema bajo estudio.

La solución del campo de deformaciones está relacionado con el campo de esfuerzos mediante una ecuación constitutiva:

$$\{\sigma\} = [D^{ep}]\{\varepsilon\} \quad (9)$$

donde:

$\{\sigma\}$ = Tensor de esfuerzos

$[D^{ep}]$ = Matriz elastoplástica

$\{\varepsilon\}$ = Tensor de deformaciones

Para definir el inicio y/o la continuación de la deformación plástica se necesitan, además, una regla de flujo y un criterio de carga.

En particular, se utiliza la regla de flujo asociada:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (10)$$

donde:

F = Tensión de fluencia, F(σ_{ij} , κ , T)

d λ = Constante de proporcionalidad

y el criterio de carga es:

$$L = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} D_{ij} e (d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^{o,e}) + \frac{\partial F}{\partial T} dT \quad (11)$$

si

$$L \begin{cases} > 0 & \text{Carga} \\ = 0 & \text{Neutral} \\ < 0 & \text{Desacarga} \end{cases}$$

CAPÍTULO 2

METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

Con el objeto de contabilizar sólo los efectos térmicos del enfriamiento sobre la deformación de la probeta Navy-C se elaboraron probetas de acero inoxidable AISI 304. Este acero austenítico no presenta ninguna transformación de fase durante las etapas de calentamiento y de enfriamiento aplicadas durante este trabajo.

El trabajo experimental en su *primera etapa* tiene el objetivo de cuantificar la condición de frontera (rapidez de extracción de calor a través de cada superficie). Como la geometría de la Navy-C es complicada, se diseñó un anillo con el mismo diámetro externo, con el mismo espesor y con la misma cantidad de masa que la probeta Navy-C, para la determinación del coeficiente de transferencia de calor. Se espera que los coeficientes sean equivalentes. En tanto que, en la *segunda etapa* se validaron los modelos matemáticos de transporte de energía y de deformación (usados por el programa DEFORMTM-3D(HT)), mediante la aplicación de las condiciones de frontera estimadas, en condiciones controladas de enfriamiento, sobre la probeta Navy-C. También se midió la respuesta térmica y la deformación y se pronosticaron los cambios dimensionales y térmicos que pueden presentarse en la probeta Navy-C, cuando su enfriamiento se realice en otros fluidos.

A continuación se enlistan las actividades que se realizaron para cada una de las etapas del trabajo experimental:

- Etapa 1.

- Evaluación de la condición de frontera durante el enfriamiento de un anillo en agua quieta a 42°C.

- Medición experimental de las curvas de enfriamiento.
- Estimación de la densidad de flujo de calor en función de la temperatura superficial (solución del IHCP).
- Cálculo del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección (h), en función de la temperatura superficial.
- Verificación de la condición de frontera (h) calculada, mediante la simulación del enfriamiento del anillo.

- Evaluación de la condición de frontera durante el enfriamiento de un anillo en agua quieta a 20°C.

- Medición experimental de las curvas de enfriamiento.
- Estimación de la densidad de flujo de calor en función de la temperatura superficial (solución del IHCP).
- Cálculo del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección (h), en función de la temperatura superficial.
- Verificación de la condición de frontera (h) calculada, mediante la simulación del enfriamiento del anillo.

- Evaluación de la condición de frontera durante el enfriamiento de un anillo en agua con 10% de polímero a 30°C (las características del polímero utilizado se presentan en el Anexo IV) sin agitación.

- Medición experimental de las curvas de enfriamiento.

- Estimación de la densidad de flujo de calor en función de la temperatura superficial (solución del IHCP).
- Cálculo del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección (h), en función de la temperatura superficial.
- Verificación de la condición de frontera (h) calculada, mediante la simulación del enfriamiento del anillo.

- Etapa 2.

- Validación de los modelos de transferencia de energía y de deformación (que se aplican mediante DEFORMTM-3D(HT)).
 - Medición experimental del enfriamiento en la probeta Navy-C, cuando se realiza su enfriamiento en agua quieta a 42°C.
 - Medición experimental de la deformación en la probeta Navy-C, mediante la medición de la distancia entre los extremos delgados de la probeta.
 - Simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C (usando DEFORMTM-3D(HT)), cuando se enfría en agua a 42°C, pronosticando la historia térmica y la magnitud de la deformación en la probeta.
 - Comparación de los valores obtenidos experimentalmente, de transferencia de calor y de deformación, en contra de los valores calculados.

- Simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C, para determinar la distancia entre los extremos delgados de la probeta, cuando se utiliza agua a 20°C.
- Simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C, para determinar el cambio en la abertura de la probeta, cuando se enfría agua con 10% de polímero a 30°C.

2.1 Medición de la distorsión en la probeta Navy-C.

Las dimensiones de la probeta se determinaron mediante un “Proyector de Perfiles” (Profile Projector, Nikon-V16D). Es nuestro principal interés medir la abertura de separación de la probeta, (distancia entre los extremos delgados de la probeta). Para poder medir dicha distancia antes y después del tratamiento, es necesario definir el “brazo de referencia” y orientarlo de tal manera que coincida tangencialmente sobre el plano XY del proyector de perfiles. Una vez definido el brazo de referencia, el sistema de coordenadas se ajusta a cero y entonces se desplaza el plano hacia el otro brazo hasta que coincide tangencialmente al plano XY, el desplazamiento es proporcionado por el proyector de perfiles y corresponde a la dimensión de la abertura de separación. Se tomaron 3 lecturas para cada dato de interés y se promediaron.

2.2 Medición de la respuesta térmica.

Para la medición de la respuesta térmica se instrumentó un anillo de acero inoxidable 304 instrumentado con termopares tipo K. Las posiciones de estos termopares se muestran en la Figura 3. Los termopares se conectaron a un sistema automatizado de adquisición de datos, y éste a su vez se conectó a una computadora (ver Figura 4). El anillo se enfrió siempre desde 900°C. La frecuencia de adquisición fue de 15 lecturas por segundo.

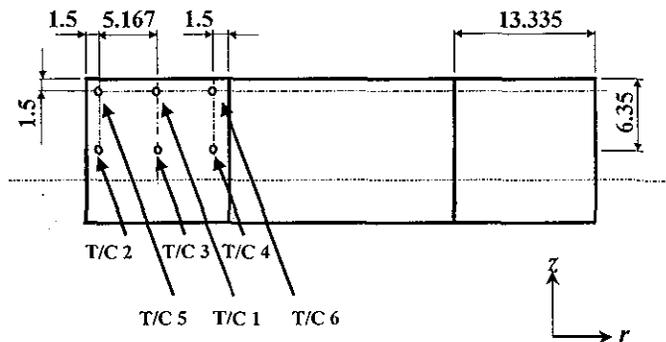


Figura 3. Posiciones de los termopares en el anillo de acero inoxidable AISI 304.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

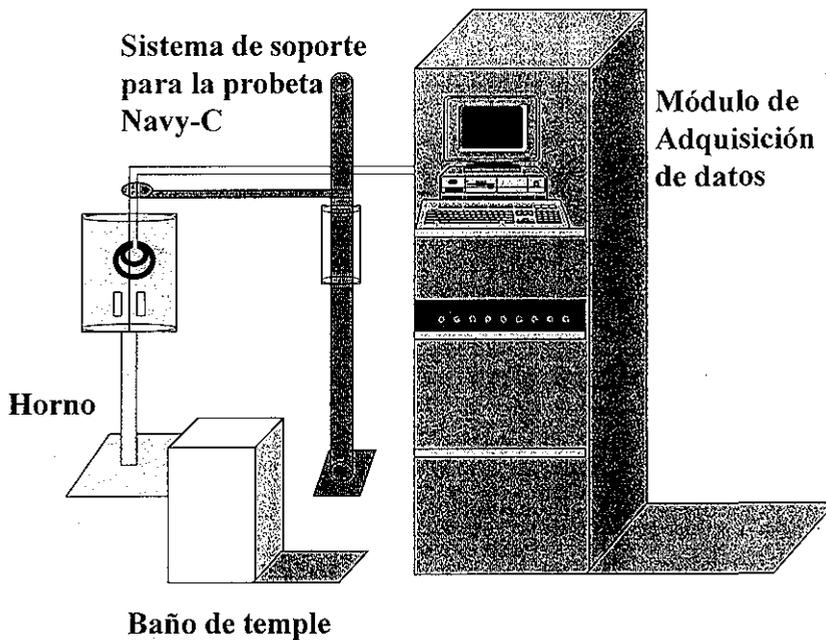


Figura 4. Sistema de adquisición de datos.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

CAPÍTULO 3

PRESENTACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS

3.1 Evaluación de las condiciones de frontera

Para dilucidar la contribución de los componentes axial y radial de la densidad de flujo de calor, se estimó una curva de ebullición (densidad de flujo de calor como función de la temperatura) a partir de la respuesta térmica medida en el anillo de acero inoxidable AISI 304, mediante la aplicación de la metodología IHCP.

La respuesta térmica obtenida con este anillo enfriado desde 900°C hasta la temperatura ambiente y la curva de ebullición estimada, se muestran en las Figura 5.

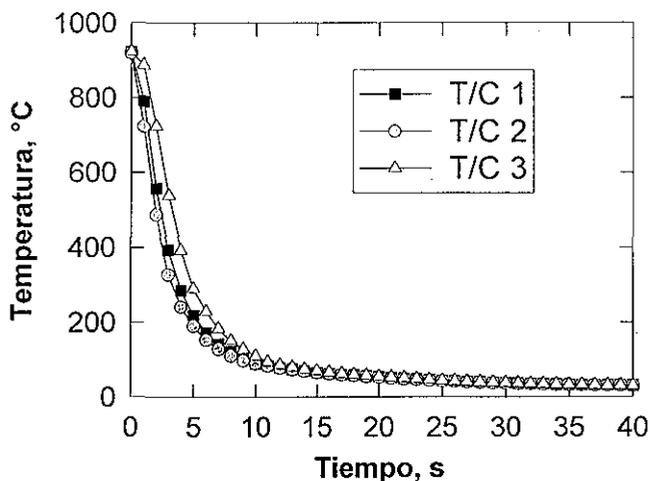


Figura 5. Respuestas térmicas medidas experimentalmente durante el temple del anillo en agua a 20°C.

Las respuestas térmicas en los termopares T/C 1, T/C 2 y T/C 3, medidas durante el temple, no muestran evidencia de película de ebullición. La rapidez de enfriamiento es mayor en las posiciones cercanas a las superficies (T/C 1 y T/C 2) que en la posición central T/C 3; las curvas de enfriamiento para las posiciones T/C 1 y T/C 2 son prácticamente las mismas, lo que significa que la densidad de flujo de calor en la dirección axial es similar a la extracción de calor en la dirección radial.

Aun cuando la respuesta térmica en la posición T/C1 recibe la influencia de las dos direcciones de flujo (axial y radial), se le aplicó el método de solución IPC (en 1D) para generar la curva de ebullición (Figura 6). La curva con círculos abiertos es la curva obtenida a partir de la respuesta térmica en la posición T/C1, esta curva presenta la forma típica de las curvas de ebullición desde la temperatura de inicio de enfriamiento hasta el máximo valor

flux de extracción de calor, a partir de este punto, la curva presenta una forma no usual que probablemente se debe a la influencia de las dos direcciones de extracción de calor. Por lo cual, se modificó iterativamente la curva de ebullición original, obteniéndose una curva de ebullición modificada (línea sólida).

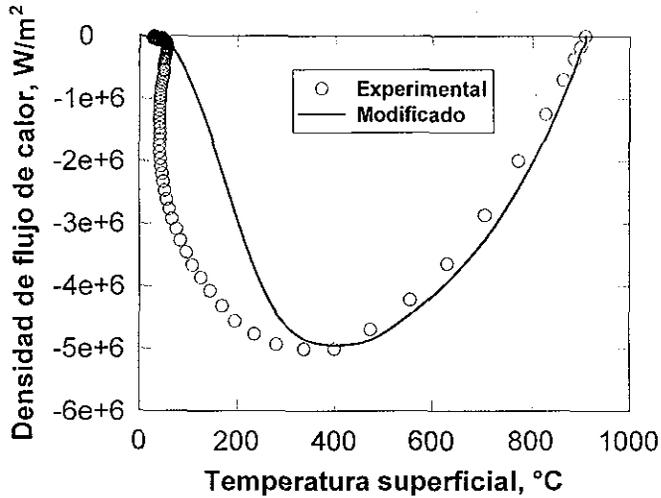


Figura 6. Curva de ebullición (densidad de flujo de calor como función de la temperatura de la superficie), obtenida a partir de mediciones experimentales durante el enfriamiento del anillo de acero inoxidable en agua a 20°C.

A partir de esta curva de ebullición modificada, se recalculó respuesta térmica del anillo mediante el paquete comercial DEFORMTM-3D(HT).

Para verificar la densidad de flujo de calor estimada a partir de la solución del IHCP, se generaron respuestas térmicas ficticias a partir de la curva de ebullición modificada, aplicada en un enfriamiento bidireccional (radial y axial).

En general, las curvas de ebullición estimadas reproducen, cualitativamente, el comportamiento de la curva original. El número de tiempos futuros, r , tiene el efecto de

amortiguar el ruido asociado con mediciones experimentales reales, por lo que a medida que aumenta el valor de r el valor máximo de la densidad de flujo de calor disminuye.

Las respuestas térmicas en las 6 posiciones estudiadas se muestran en la Figura 7.

Debido a la simetría del flujo de calor, los termopares en la posición T/C1, T/C2 y T/C4 tienen la misma respuesta. En tanto que, los termopares en las posiciones T/C5 y T/C6, con respuestas térmicas idénticas entre sí, presentan una rapidez de enfriamiento mayor.

Como una primera prueba, con la condición de frontera estimada se modeló la evolución del campo térmico en el interior de una probeta Navy-C. El avance del frente de enfriamiento en la probeta Navy-C se muestra en la Figura 8. Debe notarse que el plano mostrado corresponde al plano de simetría en la dirección axial de la probeta. Se observa que el frente de enfriamiento avanza debido a la extracción de calor en las direcciones axial y radial, generándose gradientes en la dirección angular.

De los resultados anteriores se puede concluir que para modelar la evolución del campo térmico durante el temple de una probeta Navy-C se requiere definir correctamente las condiciones de frontera térmicas. La curva de ebullición (densidad de flujo de calor como función de la temperatura de la superficie) puede estimarse aplicando el algoritmo secuencial de especificación de función para resolver el IHCP, utilizando la respuesta térmica experimental en una posición interior del sólido. Aprovechando la simetría con respecto al flujo de calor que presenta un anillo, se midió la respuesta térmica en un experimento de enfriamiento bidireccional y se estimó una curva de ebullición aplicable en cada dirección de flujo. El avance de enfriamiento en la probeta Navy-C es consecuencia, principalmente, de la extracción de calor en las direcciones axial y radial. Cabe mencionar que estos resultados han sido reportados en un congreso internacional [10].

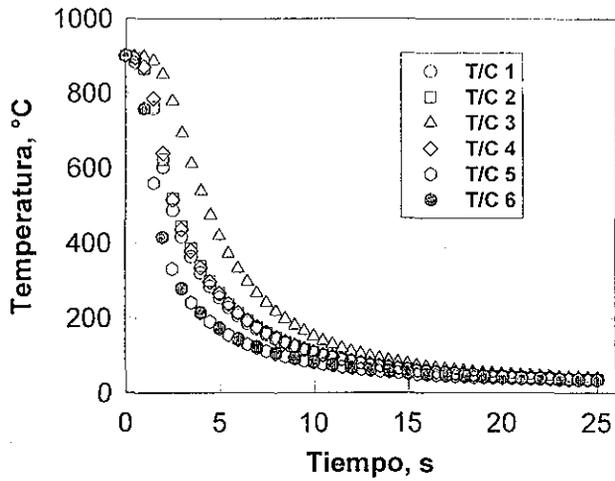


Figura 7. Respuestas térmicas calculadas con la curva de ebullición estimada, aplicada en las direcciones axial y radial.

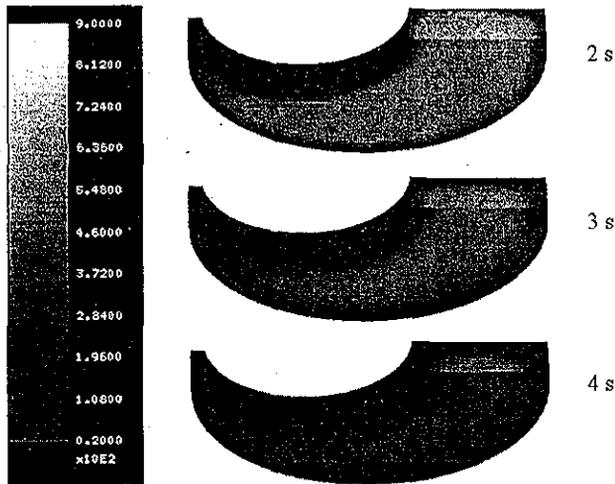


Figura 8. Distribución de temperaturas en la probeta Navy-C después de 2, 3 y 4 segundos de temple. Se muestra el plano de simetría axial

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

3.1.1 Evaluación de las condiciones de frontera en los tres medios de temple.

Para la estimación de las condiciones de frontera, en los medios de temple deseados: 1) agua quieta a 42°C, agua quieta a 20°C y agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación, se obtuvieron experimentalmente las respuestas térmicas correspondientes.

La respuesta térmica adquirida, en todos los casos presentó “ruido” debido a los “errores sistemáticos”; por lo cual de las curvas experimentales adquiridas se eliminaron los valores que estuvieran fuera del rango. Un ejemplo de esto se muestra en la Figura 9.

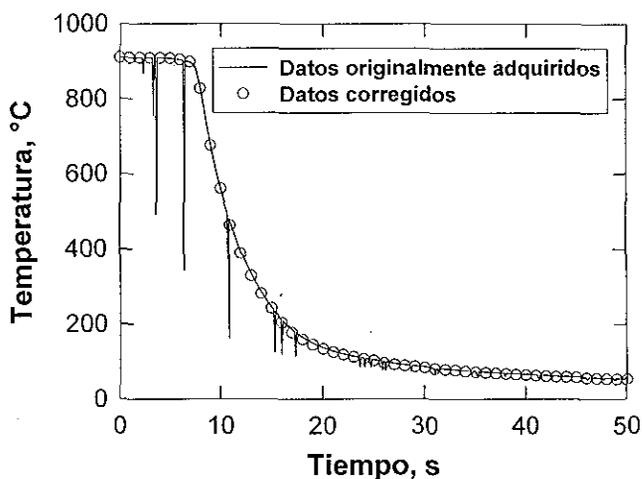


Figura 9. Datos adquiridos y datos corregidos.

En la Figura 10 se muestran las curvas experimentales obtenidas ya corregidas en el anillo para la posición T/C1 en los tres medios de enfriamiento. Cuando el anillo se enfría en agua a 20°C se obtiene la mayor rapidez de enfriamiento, en cambio con agua a 42°C se obtiene la menor rapidez de enfriamiento. Se puede reconocer con facilidad que la forma de

las curvas corresponde a fluidos vaporizables con una conducta típica; es decir, presentan tres etapas durante el enfriamiento de la probeta: capa de vapor, nucleación y enfriamiento convectivo.

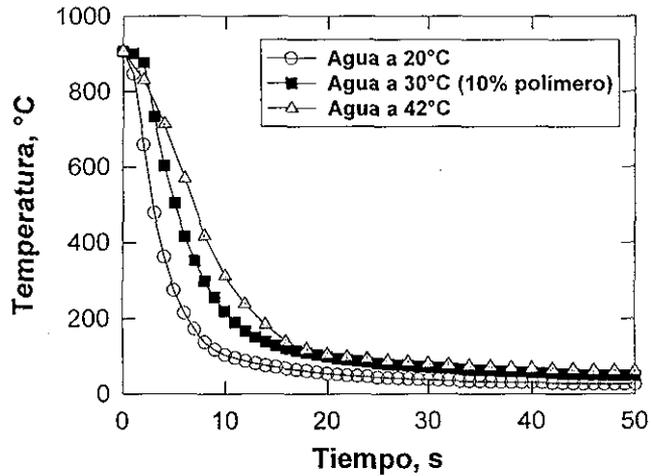


Figura 10. Respuesta térmica obtenida en el anillo para los tres medios de temple.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

3.1.2 Estimación de la densidad de flujo de calor (q) y del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección (h).

Las curvas de ebullición calculadas (después del procedimiento iterativo) se muestran en la Figura 11. A partir de estas curvas de densidad de flujo de calor se obtuvieron los coeficientes promedio de transferencia de calor por convección correspondientes. Estos coeficientes se muestran gráficamente en la Figura 12.

Es importante hacer notar que, debido a la equivalencia que existe entre los valores de las áreas expuestas al fluido en las direcciones radial y axial, se consideró pertinente establecer la misma condición de frontera (el mismo valor de h) en cada una de las superficies expuestas al fluido.

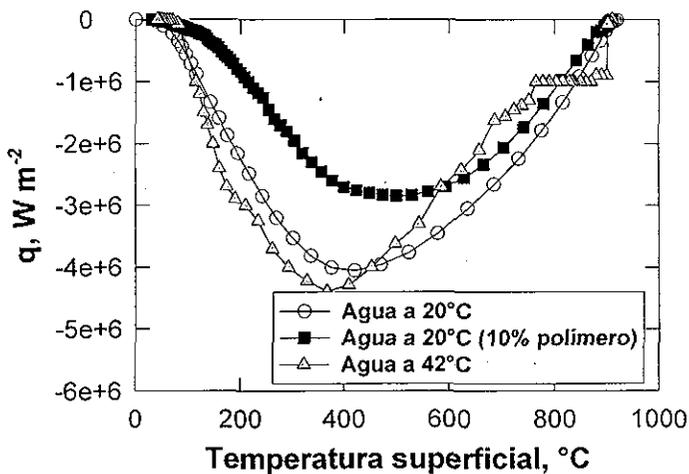


Figura 11. Representación de la densidad de flujo unidireccional, para cada medio de enfriamiento, calculada a partir de la respuesta térmica en el anillo.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Es importante indicar que, en todos los cálculos con DEFORMTM-3D(HT) se usaron 2500 nodos durante el mallado de los objetos, y que los cálculos se realizaron con intervalos de tiempo de 0.1 segundos. Las propiedades termofísicas y termomecánicas del acero inoxidable AISI 304 usadas durante la simulación se encuentran descritas en el Anexo III al final de este escrito.

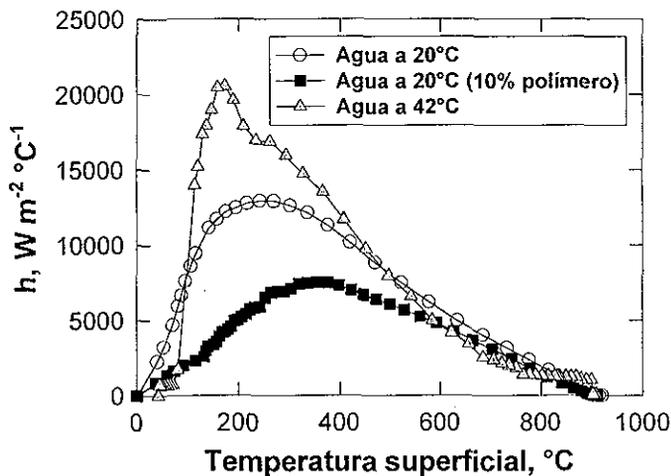


Figura 12. Coeficientes promedio de la transferencia de calor por convección.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

3.1.3 Validación de las condiciones de frontera en el anillo.

Para verificar los cálculos de la densidad de flujo de calor, y del coeficiente promedio de transferencia de calor por convección, para el anillo de acero inoxidable, se compararon las curvas obtenida experimentalmente contra las curvas calculadas con DEFORMTM-3D(HT) en las posiciones T/C1 y T/C3, (Figuras 13 a la 18). En estos gráficos se observa una buena concordancia entre los valores experimentales y los cálculos, lo que asegura que las condiciones de frontera así obtenidas son apropiadas.

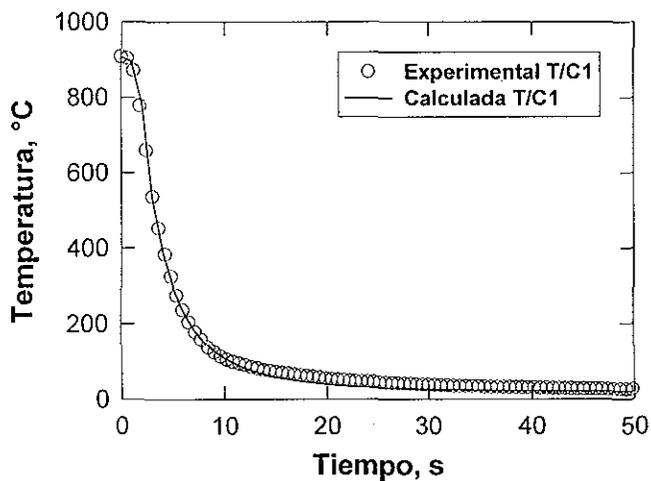


Figura 13. Curvas de enfriamiento para el anillo de acero inoxidable templado en agua quieta a 20°C, para el termopar en la posición T/C1.

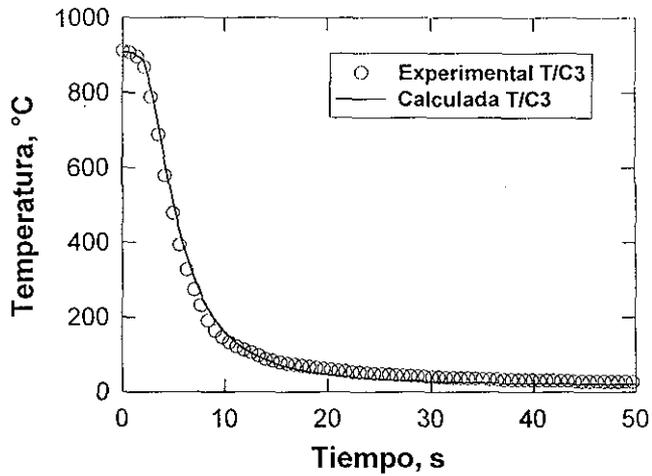


Figura 14. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua quieta a 20°C, para el termopar en la posición T/C3.

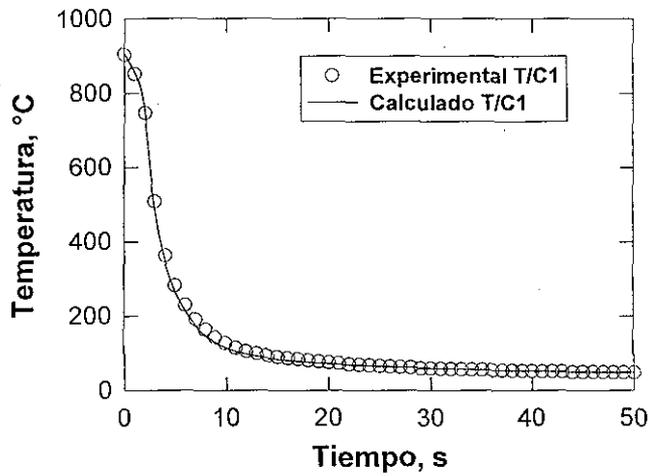


Figura 15. Curvas de enfriamiento para el anillo en agua quieta a 42°C, para el termopar en la posición T/C1.

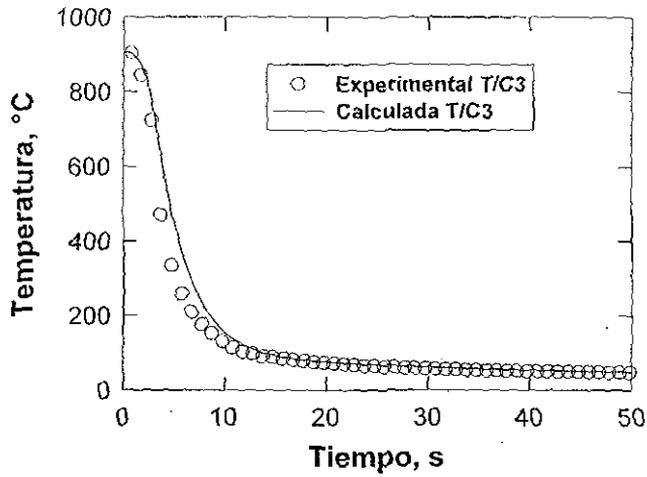


Figura 16. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua quieta a 42°C, para el termopar en la posición T/C3.

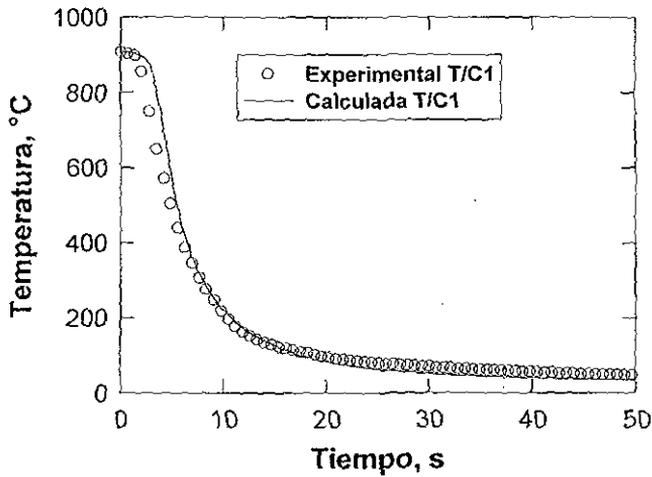


Figura 17. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación, para el termopar en la posición T/C1.

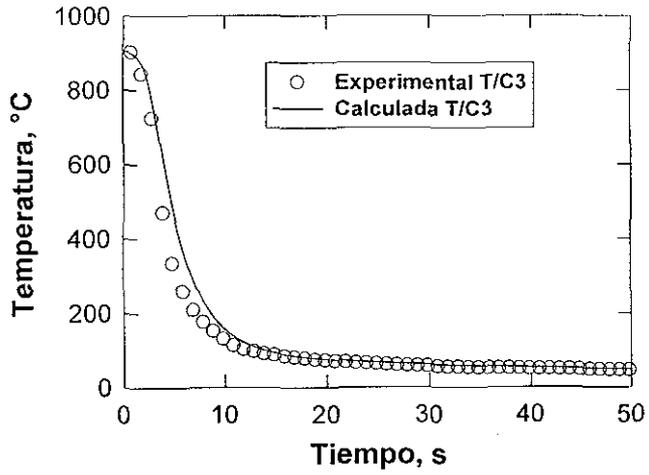


Figura 18. Curvas de enfriamiento para el anillo templado en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación, para el termopar en la posición T/C3.

CAPÍTULO 4

PROCESO DE SIMULACIÓN DEL ENFRIAMIENTO DE LA PROBETA NAVY-C

4.1 Validación de los modelos de transferencia de energía y de deformación, para el enfriamiento en agua a 42°C.

Para validar el uso de DEFORMTM-3D(HT), se compararon los resultados calculados con las mediciones experimentales, para el caso del enfriamiento de una probeta Navy-C, enfriada en agua quieta a 42°C.

Aprovechando la simetría que tiene la probeta Navy-C, se modeló sólo “un cuarto” de esta probeta; de tal manera que, podemos observar mediante la utilería del post-procesamiento de DEFORMTM-3D(HT) el enfriamiento tanto en su superficie como en su interior.

Así mismo el esquema del sistema de referencia usado en DEFORMTM-3D(HT) para la “medición” de la distancia entre los extremos delgados de la probeta Navy-C se muestra en la Figura 19.

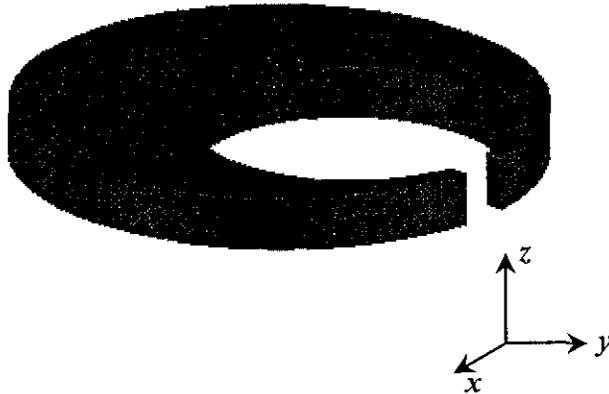


Figura 19. Sistema de referencia para la medición de la abertura de separación de la probeta Navy-C.

Los perfiles de temperatura se muestran en la Figura 20. En esta curva se observa una muy buena concordancia entre los valores experimentales y los calculados. Por lo que, podemos establecer que la condición de frontera térmica obtenida es apropiada para la simulación.

Los resultados de la predicción de la abertura de separación se muestran en las Tablas 2 y 3. Como se puede apreciar, los resultados experimentales de la medición en la abertura son muy cercanos a los resultados pronosticados con los modelos matemáticos. La diferencia entre estos valores, es de tan sólo 0.016 mm (aproximadamente el 10% respecto del valor experimental).

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

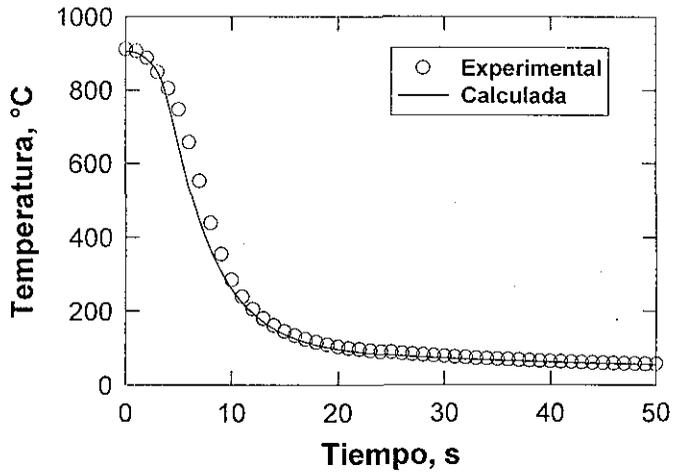


Figura 20. Comparación de las respuestas térmicas experimentales y calculadas para el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C.

Tabla 2. Resultados de las tres mediciones experimentales de la abertura de separación, en la probeta Navy-C.

Antes del temple	Después del temple
Abertura (mm)	Abertura (mm)
6.333	6.187
6.339	6.190
6.340	6.195
Desplazamiento promedio: 0.147 mm	

Tabla 3. Resultados de la longitud de la abertura de separación calculada para la probeta Navy-C enfriada en agua quieta a 42°C.

Antes del temple	Después del temple
Abertura (mm)	Abertura (mm)
6.350	6.187
Desplazamiento: 0.163 mm	

Una vez realizada la validación de los modelos y de las condiciones de simulación, se procede con el pronóstico del enfriamiento y de la deformación de la probeta Navy-C, considerando agua quieta a 20°C y agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.

4.2 Resultados de la predicción del enfriamiento de la probeta Navy-C.

A continuación se muestran los resultados de la simulación térmica, del enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 20°C (Figura 21), y en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación (Figura 22). Asimismo, se presentan los resultados del desplazamiento de la abertura de separación de éstas probetas en las Tablas 4 y 5.

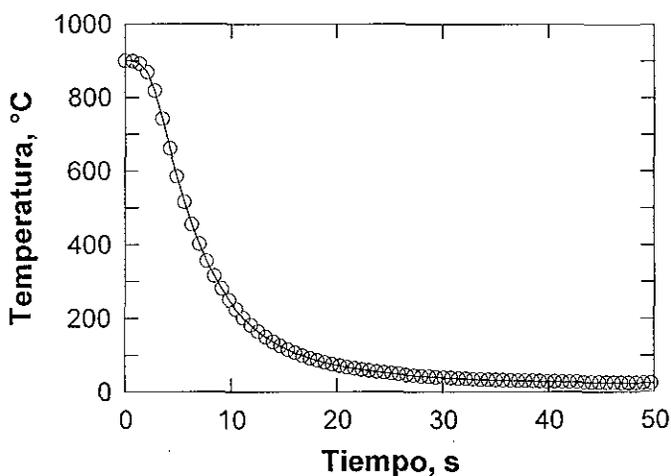


Figura 21. Respuesta térmica de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C.

Tabla 4. Resultados de la longitud de la abertura de separación calculada para la probeta Navy_C enfriada en agua quieta a 20°C.

Antes del temple	Después del temple
Abertura (mm)	Abertura (mm)
6.350	6.144
Desplazamiento: 0.206 mm	

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

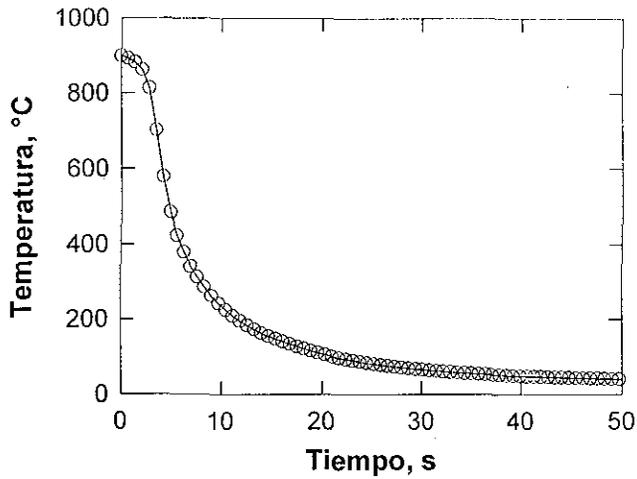


Figura 22. Respuesta térmica de la probeta Navy-C, en agua quieta con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.

Tabla 5. Resultados de la longitud de la abertura de separación calculada para la probeta Navy-C enfriada en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.

Antes del temple	Después del temple
Abertura (mm)	Abertura (mm)
6.350	6.175
Desplazamiento: 0.175 mm	

La siguiente descripción se obtiene de los resultados del proceso de simulación del enfriamiento de la probeta Navy-C. En esta sólo se contabiliza el cambio de temperatura y sus consecuencias.

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

4.3 Descripción del enfriamiento de la probeta Navy-C.

La distorsión de la probeta Navy-C, depende de la rapidez de enfriamiento local. La porción más pequeña, que es la que se enfría muy rápidamente, se contrae térmicamente durante los primeros segundos, manifestándose como un aumento en la distancia de la abertura de separación. A medida que avanza el enfriamiento de la porción media de la probeta, esta porción se flexiona hacia el interior provocando que los extremos de la abertura se aproximen, disminuyendo así la distancia entre ellos. Después de estos desplazamientos, el enfriamiento posterior no desarrolla ninguna otra distorsión.

En las Figuras 23, 24, 25 y 26 se puede observar la evolución simulada de la extracción de calor durante el enfriamiento de la Probeta Navy-C en agua quieta a 42°C. Es importante destacar que a partir de estos gráficos se presume el predominio de los flujos de calor axial y radial, en comparación con el flujo de calor a través de la dirección angular. Esto asegura la pertinencia del modelo de flujo y desplazamiento bidireccionales.

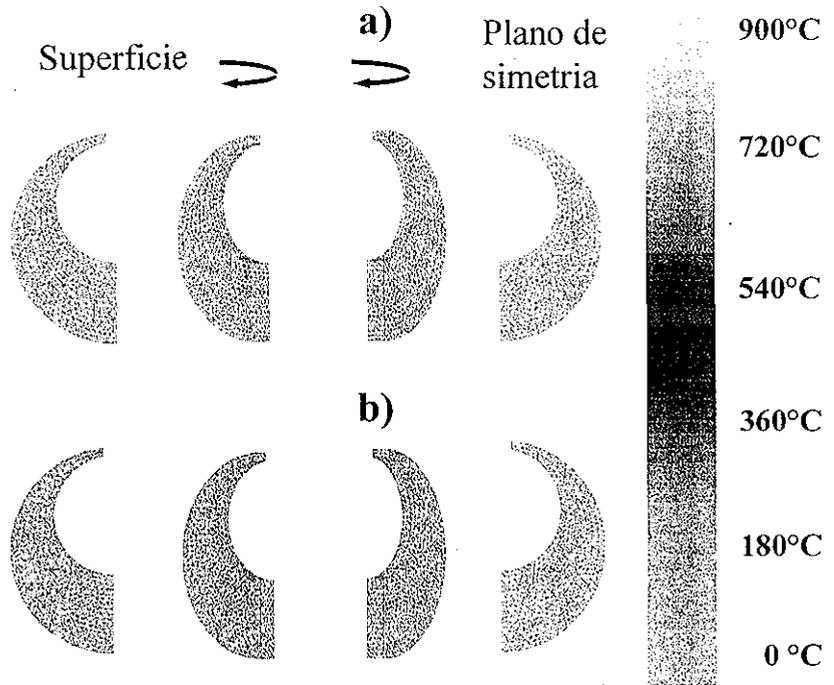


Figura 23. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C : a) $t=0$ s y b) $t=3$ s.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

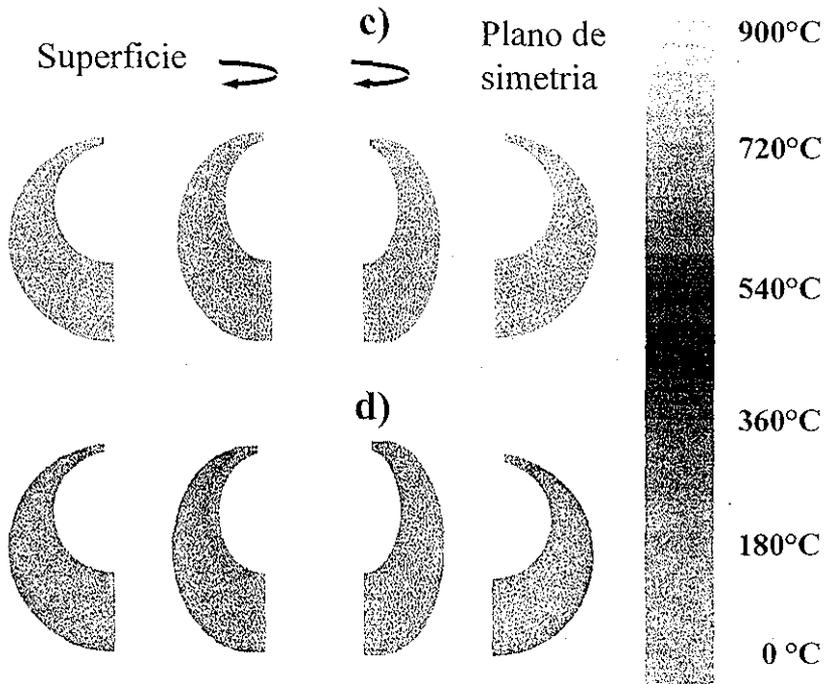


Figura 24. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: c) $t=5$ s y d) $t=10$ s.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

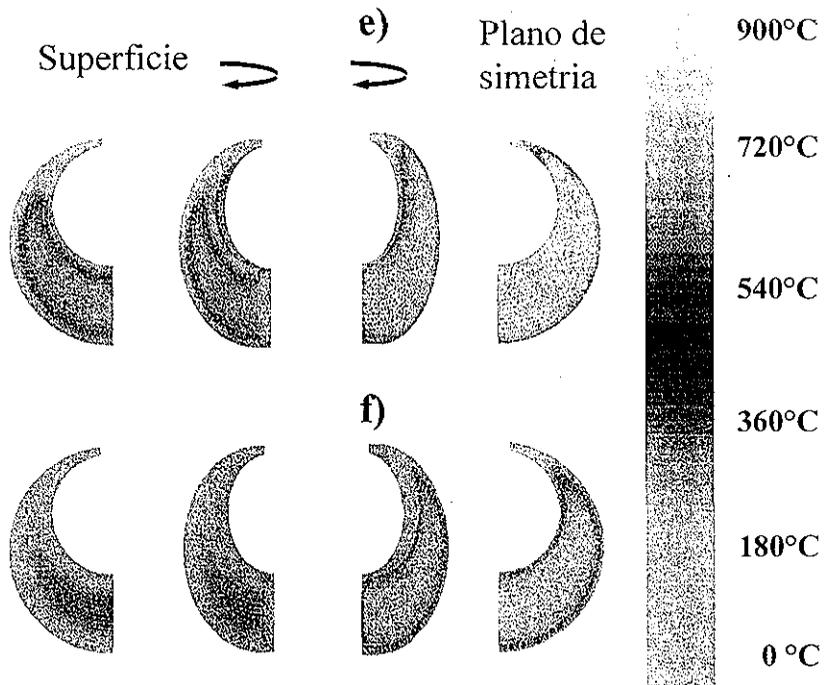


Figura 25. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: e) $t=20$ s y f) $t=30$ s.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

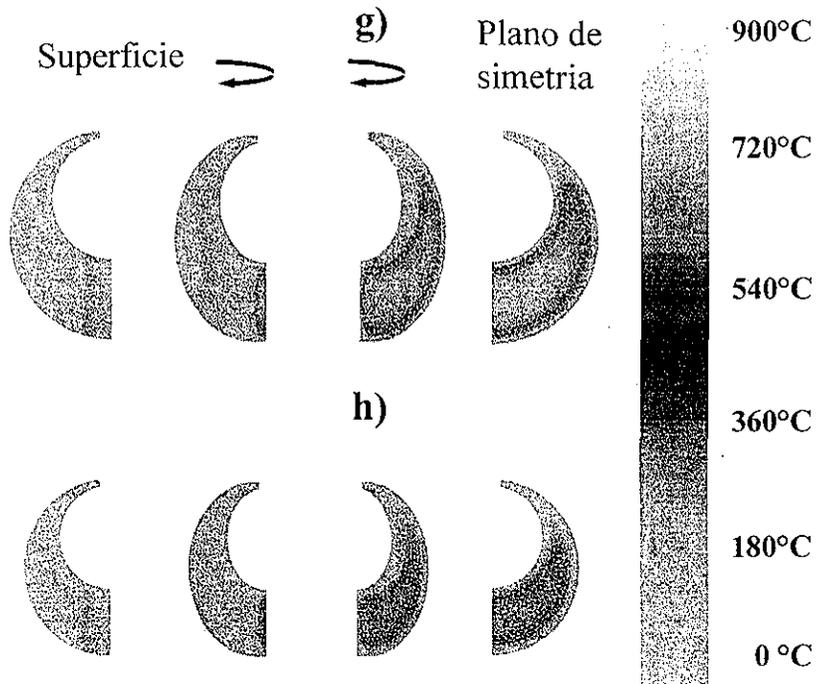


Figura 26. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C: g) $t=40$ s y h) $t=50$ s.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Los resultados del desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 42°C, se muestran en la Figura 27. En esta gráfica se observa que, el movimiento de estas superficies se inicia en dirección negativa del eje x (correspondiente a la ampliación de la distancia) hasta una distancia de separación mínima, y posteriormente el movimiento continúa en dirección positiva de x , incluso más allá de la posición original. Sin embargo, debemos reconocer que el desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación en la dirección negativa de x (ampliando la distancia entre ellas) es consecuencia únicamente de la contracción térmica de la porción más pequeña de la probeta; en tanto que, el desplazamiento en el sentido contrario (positivo de x) es consecuencia de que la porción media de la probeta Navy-C se flexiona hacia el interior de la probeta, debido a los gradientes térmicos que en esta porción existen entre la superficie y el interior, y entre las superficie externa e interna, en la dirección radial.

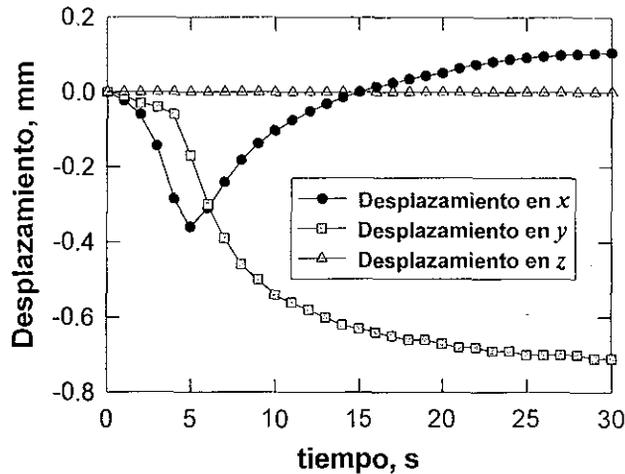


Figura 27. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 42°C.

Similarmente, para el enfriamiento en agua quieta a 20°C, se obtuvieron las figuras 28, 29 y 30. Una vez más podemos observar el predominio de los flujos de calor axial y radial sobre el flujo en la dirección radial.

Los resultados del desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, en agua quieta a 20°C, y en en agua quieta con 10% de polímero, se muestran en la Figuras 31 y 32.

Similarmente a los resultados de desplazamiento obtenidos con agua quieta a 42°C, los resultados de desplazamiento para agua quieta a 20°C y agua con 10% de polímero a 30°C sin agitación, presentan la misma conducta; sin embargo para ambos gráficos, se alcanza un valor de desplazamiento menor (aproximadamente 0.3mm), a un tiempo más menor (aproximadamente 3s).

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

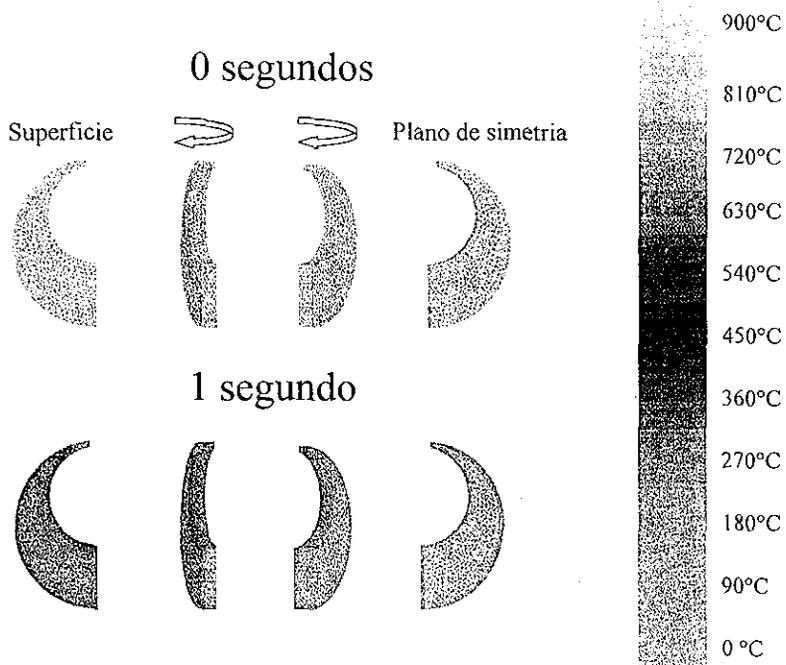


Figura 28. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 1 segundo.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

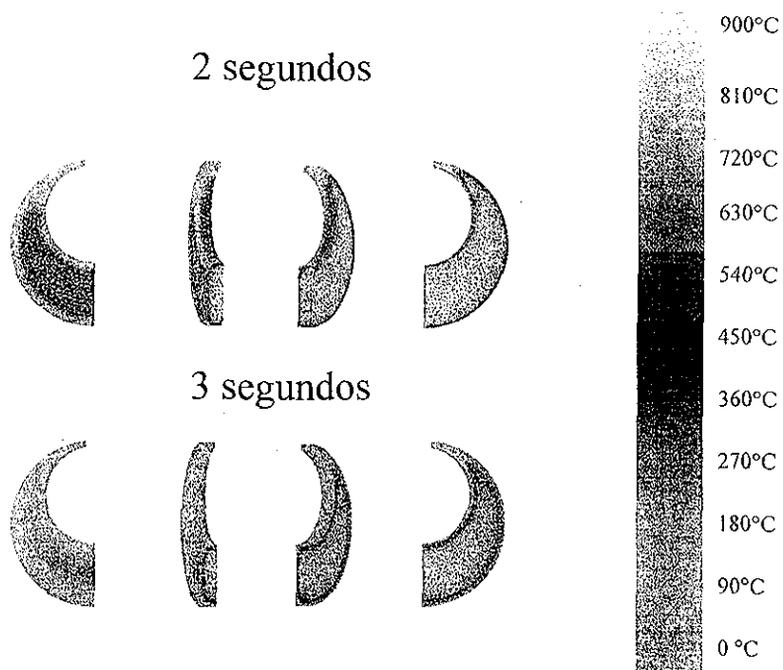


Figura 29. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 2 y 3 segundos.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

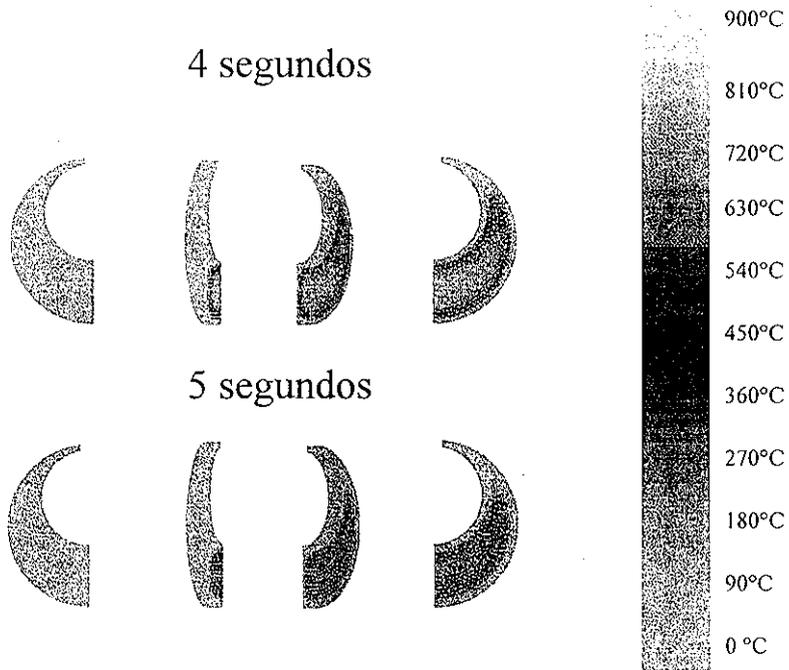


Figura 30. Evolución térmica durante el enfriamiento de la probeta Navy-C, en agua quieta a 20°C, a 4 y 5 segundos.

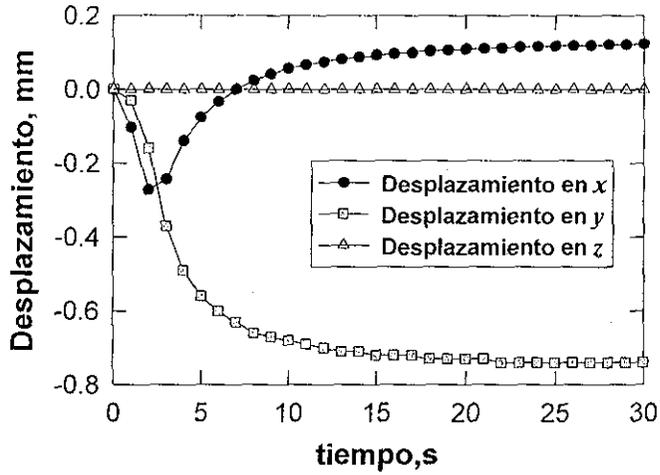


Figura 31. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua quieta a 20°C.

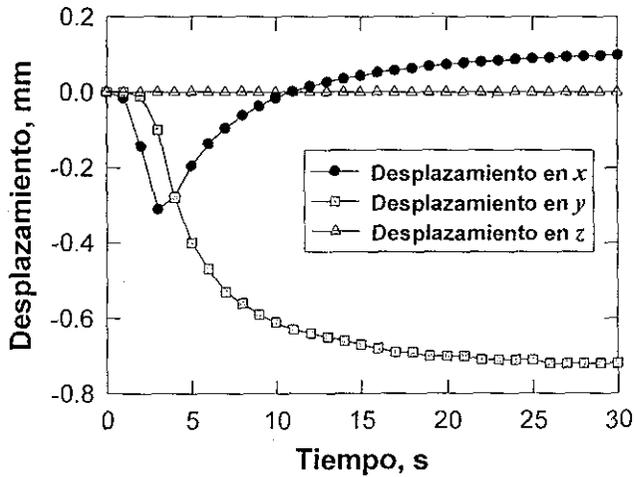


Figura 32. Desplazamiento de las superficies normales a la abertura de separación, durante el enfriamiento de la probeta Navy-C en agua con 10% de polímero a 30°C, sin agitación.

CAPÍTULO 5

CONCLUSIONES

- ❖ Se realizó el estudio de la probeta Navy-C, durante el enfriamiento, mediante el uso un modelo físico (anillo de acero inoxidable) y de modelos matemáticos de transferencia de energía y de deformación (IHCP y DEFORMTM-3D(HT)), en tres medios de enfriamiento: agua a 20°C, agua a 30°C y agua a 20°C. Encontrándose mayor distorsión en agua a 20°C.
- ❖ El coeficiente de transferencia de calor por convección adecuado a cada sistema, es un parámetro muy difícil encontrar en la literatura, por lo que en este caso se determinó experimentalmente aplicando el algoritmo secuencial de especificación de función para resolver al problema IHCP, utilizando la respuesta térmica en el interior del anillo. Y se mostró que las principales direcciones de flujo son la radial y la axial; la dirección radial no influye en la extracción de calor.
- ❖ Por lo anterior, el uso de la probeta en forma de anillo facilita la determinación de los coeficientes de transferencia de calor apropiados a nuestro sistema, para realizar la simulación a la probeta Navy-C.
- ❖ La distorsión durante el temple es un fenómeno muy complicado, que depende de una gran variedad de factores, como la conductividad térmica, capacidad calorífica, coeficiente de expansión térmica, módulo de Young, flow stress, módulo de Poisson, todos estos parámetros en función de la temperatura.. Sin

embargo, se puede predecir satisfactoriamente mediante la modelación matemática siempre y cuando las propiedades térmicas y mecánicas, y las condiciones de frontera térmica estén disponibles.

- ❖ La probeta Navy-C muestra una compleja distribución de temperaturas y una heterogénea distribución de la rapidez de enfriamiento; sin embargo, la aplicación de los modelos matemáticos, con las simplificaciones apropiadas, permite pronosticar correctamente sobre su comportamiento.

ANEXO I

PROBLEMA INVERSO DE CONDUCCIÓN DE CALOR (IHCP)

Si el flujo de calor en la superficie de un sólido es conocido, entonces la distribución de temperaturas en su interior se puede calcular.

Este procedimiento se conoce como *problema directo*. En cambio, en muchas situaciones dinámicas de transferencia de calor, la distribución térmica en un sólido se debe determinar a partir de las mediciones de temperatura a una o más posiciones interiores. Este procedimiento se conoce como *problema inverso*. En particular, durante las pasadas dos décadas el caso especial de la estimación de las condiciones de frontera a partir de mediciones interiores se conoce como *problema inverso de conducción de calor* (IHCP) [11].

El objetivo de resolver un IHCP es encontrar las mejores estimaciones de la densidad de flujo de calor $q(t_i)$ y de la temperatura en la superficie de la probeta $T(t_i)$, utilizando las mediciones de temperatura Y_{ji} ($j = 1; i = 1, 2, \dots, M$) en el interior de la probeta. Generalmente, este problema es no lineal puesto que las propiedades termofísicas dependen de la temperatura.

Uno de los métodos más utilizados se debe a Beck [11]. En este método la solución al problema inverso se asume que la densidad de flujo de calor es constante, a través de un número específico de pasos de “tiempos futuros”. Esto es, después de que los valores q_1, q_2, \dots, q_{M-1} se han estimado, las densidades de flujo de calor $q_{M+1}, \dots, q_{M+r-1}$ se asumen

temporalmente iguales a q_M (la densidad de flujo de calor promedio entre t_{M-1} y t_M , que se estima al tiempo de cálculo actual M).

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

Donde r representa el número de pasos de “tiempos futuros” utilizados para el cálculo.

A diferencia del problema directo, los pasos de tiempo pequeños causan dificultad en un IHCP. Para el cálculo de los elementos de densidad de flujo de calor, la dificultad se reduce significativamente utilizando temperaturas futuras en conjunto con un criterio de mínimos cuadrados. Debido a que el problema por resolver es matemáticamente “mal planteado” (en el sentido de que la existencia, unicidad y/o estabilidad de la solución no están aseguradas) una posible solución es transformar al problema inverso en una solución aproximada “bien-planteada” [12].

En la Figura 33 se ilustra el problema inverso, para una placa de espesor L que está inicialmente a una temperatura T_o . Para $t > 0$, se establece una densidad de flujo de calor desconocido $q(t)$ en la frontera en $x = L$, mientras que la frontera en $x = 0$ está aislada. Para estimar la función $q(t)$, las mediciones de temperatura se hacen en la posición x_l . Para obtener la solución, se asume que no hay información disponible con respecto a la forma de $q(t)$ y por lo tanto, un gran número de componentes de $q(t)$ son necesarios para estimarla.

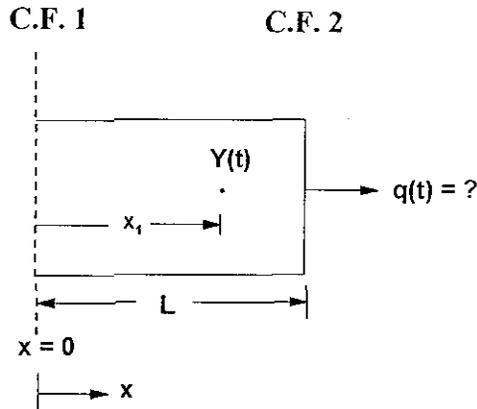


Figura 33. Representación esquemática del IHCP en una dirección de flujo para una placa de espesor L . En $x = 0$ la frontera está aislada térmicamente y en $x = L$ se aplica una densidad de flujo desconocida [13].

Es así que, la existencia de la solución a un problema inverso se garantiza si se minimiza la norma de mínimos cuadrados para dicha solución.

Sea la norma de mínimos cuadrados

$$S = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^n (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1})^2 \quad (1.2)$$

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

$$\frac{\partial S}{\partial q_M} = 2 \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^n (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}) \left(-\frac{\partial T_{j,M+i-1}}{\partial q_M} \right) \quad (1.3)$$

igualando la expresión anterior a cero

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^n (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}) \left(-\frac{\partial T_{j,M+i-1}}{\partial q_M} \right) = 0 \quad (1.4)$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

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

$$T_{j,M+i-1} = T_{j,M+i-1}^* + (q_M - q_{M-1})T_{j,M+i-1,q}^* \quad (1.5)$$

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

$$T_{j,M+i-1,q}^* = \frac{\partial T_{j,M+i-1}}{\partial q_M} \quad (1.6)$$

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

La expansión por serie de Taylor es exactamente verdadera y no una aproximación si las ecuaciones que determinan el problema directo son lineales; por lo que no se necesita un proceso iterativo para la estimación de q_M , considerando que, para pequeños pasos de tiempo Δt , las propiedades termofísicas (k y ρC_p) presentan cambios despreciables en cada sección dentro del cuerpo de la probeta. En otras palabras, aunque existan grandes diferencias de temperatura entre la superficie y el interior de la probeta, de un paso de tiempo t_i al siguiente t_{i+1} , la distribución se considera puntualmente constante mientras se calcula q_M .

Sustituyendo las ecuaciones (1.5) en (1.4) se tiene:

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^n (Y_{j,M+i-1} - (T_{j,M+i-1}^* + (q_M - q_{M-1})T_{j,M+i-1,q}^*)) (-T_{j,M+i-1,q}^*) = 0 \quad (1.7)$$

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^n (Y_{j,M+i-1} - T_{j,M+i-1}^* - (q_M - q_{M-1})T_{j,M+i-1,q}^*) (-T_{j,M+i-1,q}^*) = 0 \quad (1.8)$$



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

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

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

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

Si

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

entonces

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

Después de que la densidad de flujo de calor q_M es estimada, se calcula la distribución de temperatura a través del cuerpo de la probeta mediante el método numérico de diferencias finitas, usando el valor de la densidad de flujo de calor calculado como condición de frontera en la superficie de la probeta. Posteriormente, usando los nuevos valores de temperatura se actualizan los valores de las propiedades termofísicas, se incrementa el subíndice “ M ” y se repite el procedimiento, hasta obtener un nuevo valor de

q_M .

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

ANEXO II DEFORMTM-3D(HT)

Con el desarrollo de los modelos matemáticos y las computadoras, la tecnología ha cambiado rápidamente durante los últimos años. Actualmente un gran número de modelos computacionales han sido una herramienta imprescindible para los procesos de manufactura. Es así que, usando modelos computacionales, es posible detectar y corregir un problema potencial en el diseño del ciclo de tratamiento térmico.

DEFORMTM es un sistema de simulación de procesos, que resuelve las ecuaciones de transferencia de calor, deformación, etc., basado en el método de elemento finito, está diseñado inicialmente para analizar flujo tridimensional en procesos de conformado de metales. Este programa de simulación es capaz de analizar deformaciones grandes y comportamiento térmico de los múltiples objetos que interactúan durante el proceso de conformado.

La versión DEFORMTM-HT es un módulo de la familia de programas computacionales DEFORMTM, y es capaz de realizar la simulación de fenómenos de transporte de calor y de transformación de fase durante los procesos de tratamiento térmico.

A diferencia de los procesos de conformado, los tratamientos térmicos son un problema muy difícil de caracterizar debido a la complejidad de las condiciones de frontera durante el calentamiento y/o el enfriamiento. Esto requiere del trabajo de medición experimental en cada una de las etapas del tratamiento térmico, para obtener las

condiciones de frontera apropiadas. Con lo que se podrá asegurar una buena combinación de microestructura, propiedades mecánicas, esfuerzos residuales y precisión en las dimensiones de los objetos metálicos, una vez que se ha simulado y controlado el tratamiento térmico de interés.

Como todos los programas computacionales de su clase, DEFORMTM-(HT) consiste en una interfase gráfica de pre-procesamiento, un módulo de simulación (cálculo de la solución del modelo matemático) y una interfase gráfica de post-procesamiento. El módulo de pre-procesamiento ayuda al usuario a introducir los datos de entrada para la simulación. Entre ellos destacan: la geometría y la dimensión del sistema, las propiedades termofísicas y termomecánicas del material, los modelos de cinética de transformación de fase, las condiciones de frontera térmicas, y las condiciones de frontera mecánicas. El módulo de simulación, procesa los datos de entrada a través de la solución de los modelos matemáticos de transporte de energía y de esfuerzo-deformación (ecuaciones constitutivas), mediante la aplicación del método de elemento finito. El módulo de post-procesamiento, permite “observar” gráfica y dinámicamente la evolución de los campos térmico y de deformación a través del tiempo.

Por lo que, el usuario es responsable de la definición correcta del sistema y del modelo, que incluye la definición del problema, la definición de las condiciones de frontera apropiadas y la selección correcta de las propiedades del material [14].



ANEXO III
PROPIEDADES TÉRMICAS Y MECÁNICAS
DEL ACERO INOXIDABLE AISI 304

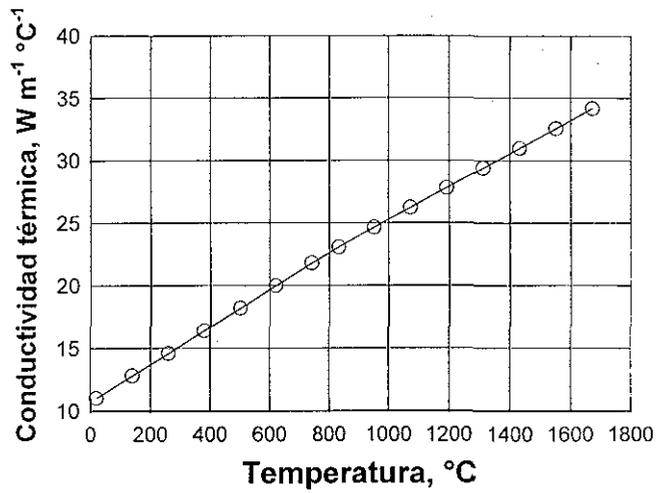


Figura 32. Conductividad térmica [15]

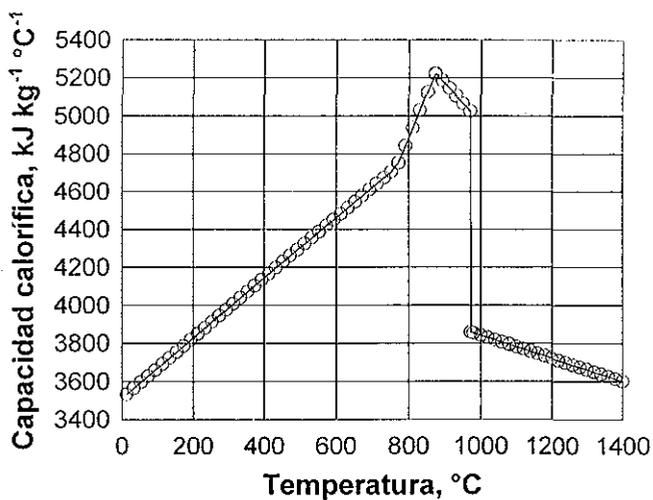


Figura 33. Capacidad calorífica [15]

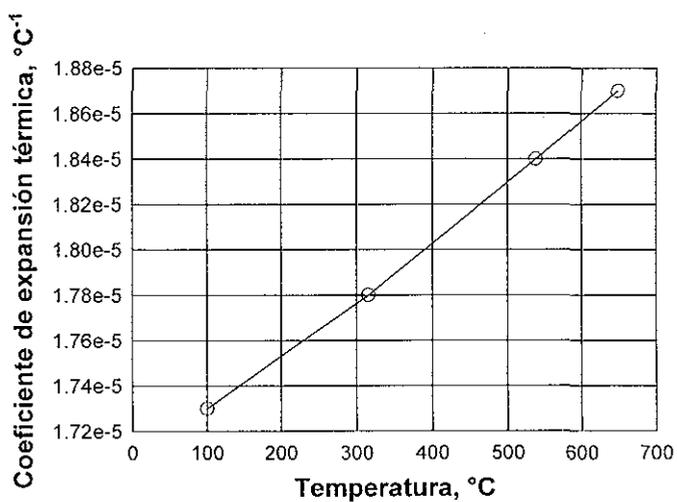


Figura 34. Coeficiente de expansión térmica [15]

ESTA TESIS NO SALE
DE LA BIBLIOTECA

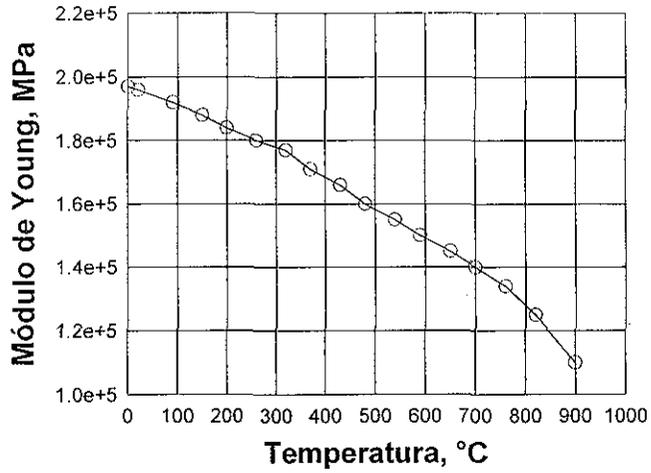


Figura 35. Módulo de young [15]

Módulo de Poison = 0.3 [16]

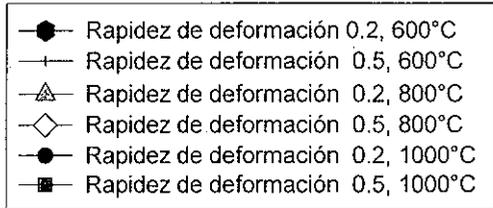
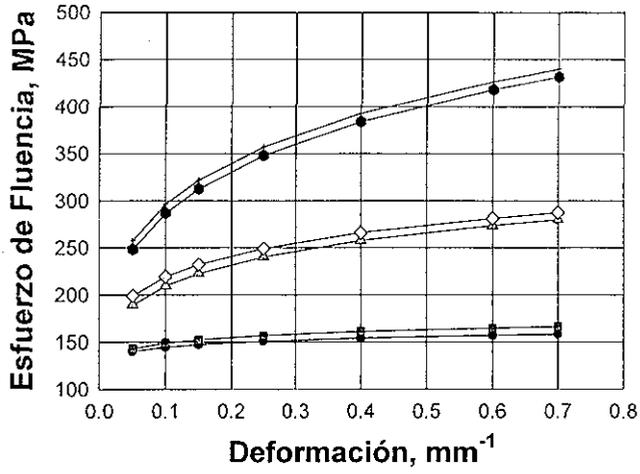


Figura 36. Esfuerzo de fluencia [15]

POLÍMERO AQUA-QUENCH 352.

El Aqua-Quench 352 es una solución concentrada de polioxietilenglicol que tiene una solubilidad inversa en agua (a mayor temperatura se reduce su solubilidad). El Aqua-Quench 352 está completamente libre de nitritos, que son utilizados como inhibidores de corrosión en otros polímeros sintéticos de temple.

El Aqua-Quench 352 ha sido desarrollado para proporcionar una amplia gama de velocidades de enfriamiento estrechamente controladas con un sólo producto. Esto se consigue usando el Aqua-Quench 352 a diferentes concentraciones. A bajas concentraciones dará velocidades de enfriamiento ligeramente menores que el agua y a altas concentraciones se consigue una solución con características de temple similares a las de un aceite mineral.

Las soluciones del Aqua-Quench 352 cubren un amplio rango de piezas a templar, puede ser usado para el temple de materiales ferrosos, forjados, fundidos y estampados.

Las ventajas de utilizar polímeros en la industria de tratamientos térmicos son:

- Dureza uniforme
- Velocidad de temple controlada
- Minimiza la contaminación
- Plantas más limpias; mantenimiento más fácil
- Trabajo más limpio
- Limpieza de piezas sencilla y económica
- Elimina riesgos de incendio

Características:

Apariencia:	Líquido amarillo opalescente.
Viscosidad:	340-380 centipoise a 37.8°C.
Densidad:	1.06-1.08 kg/m ³ .
pH (al 100%):	10.3

BIBLIOGRAFÍA

- [1] S. Owaku. *Control of Quench Distortion for Steels Parts*. Proceedings of the 2nd International Conference on Quenching and the Control of Distortion. Cleveland, Ohio. November 4-7, 1996, pp 149-154.
- [2] Metals Handbook. 8th ed. American Society for Metals, 1961, vol 1, p 655.
- [3] N. Ohwada, T. Sampei and K. Tezuka. *Distortion in Heat-treatment by Using the Navy C Type Test Piece*. Transactions of Iron and Steel Institute. Japan., vol 24, No. 9, September 1984, B312.
- [4] J.P. Holman, **Heat Transfer**. McGraw-Hill, 5th ed., USA, 1981.
- [5] M. Necati Öziçik. **Heat Conduction**. John Wiley & Sons. 2nd ed., USA, 1993.
- [6] D.S. Mackenzie, G. E. Totten, G.M. Webster. *Quenching Fundamentals: Heat Transfer*. Proceedings of the 2nd. International Conference on Quench & Control of Distortion. Cleveland, Ohio. November 4-7, 1996, pp 329-337.
- [7] W.T. Cook. *A Review of Selected Steel-Related Factors Controlling Distortion in Heat-Treatable Steels*. Proceedings of the 18th ASM Heat Treating Society Conference & Exposition. Rosemont, Illinois. October 12-15, 1998, pp 12-20.
- [8] Boley and Weiner. **Theory of Thermal Stresses**. John Wiley & Sons. USA, 1960.
- [9] B. Hernández Morales. **Heat Transfer and Stress Generation During Forced Convective Quenching of Steels Bars**. PhD Thesis. The University of British Columbia, May 1996.

- [10] B. Hernández M., A. Ingalls C., O. Barba M., y J.S. Téllez M. *Análisis Paramétrico de la Transferencia de Calor en una Probeta Navy-C*. Congreso Internacional en Ciencia y Tecnología de los Materiales (IBEROMET VII). Cancún, Q.R., México. Mayo 5-10, 2002. pp 123-132.
- [11] J.V. Beck, B. Litkouhi and C.R. St. Clair Jr. *Efficient Solution of the Non-linear Inverse Heat Conduction Problem*. Numerical Heat Transfer, 5, 1982, pp 275-287.
- [12] J.S. Téllez M. *Desarrollo de un dispositivo para caracterizar la extracción de calor en baños de temple*. Tesis. Facultad de Química, UNAM. México, 2000.
- [13] B. Hernández-M., J.K. Brimacombe and E.B Hawbolt. *Characterization of the Boundary Condition in Heat Treatment Operations Using an Inverse Heat Conduction Algorithm*. Proceedings of the ASME Heat Transfer Division, 1995.
- [14] K. Arimoto, G. Li, A Arvind and W.T. Wu. *The Modeling of Heat Treating Process*. Proceedings of the 18th Conference, ASM. October 12-15, 1998, pp 23-29.
- [15] T. Altan, S. Oh, H.L. Gegel. **Metal Forming Fundamentals and Applications**. American Society for Metals. Metals Park, Ohio. 1983.
- [16] Philip D. Harvay. **Engineering Properties of Steel**. America Society for Metals. Metals Park, Ohio. 1982.