

CARACTERIZACIÓN NUMÉRICA DE LA TRANSFERENCIA TÉRMICA MEDIANTE LA RECONSTRUCCIÓN DEL CAMPO DE TEMPERATURAS EN PROBETAS TEMPLADAS POR INMERSIÓN

NUMERICAL CHARACTERIZATION OF THE HEAT TRANSFER CALCULATED BY THE RECONSTRUCTION OF THE TEMPERATURE FIELD IN QUENCH SPECIMEN FOR IMMERSION

Fernando B. Sánchez Sarmiento, Miguel A. Cavaliere

*LIDTUA, Facultad de Ingeniería, Universidad Austral, Mariano Acosta 1611, 1629 Pilar, Argentina,
FSanchez@Austral.edu.ar, MCavaliere@Austral.edu.ar*

Palabras clave: Coef. de transferencia térmica, Problema Inverso, Mecánica Computacional.

Resumen. La simulación numérica de la transferencia térmica en el proceso de templado, requiere de la caracterización de la dependencia con la temperatura de los coeficientes de transferencia térmica. Para ello, usualmente, se realiza un ensayo en el que se mide la curva de enfriamiento de una probeta cilíndrica instrumentada, utilizando diferentes líquidos templantes, para luego obtener los coeficientes de transferencia térmica correspondientes, mediante un procedimiento inverso. Por lo general, la termocupla se encuentra ubicada en el centro (ensayo ISO 9950), pero en los últimos años, se han desarrollado probetas con más de una termocupla (ensayo Tensi), con lo cual el proceso de caracterización se ha vuelto más complejo. Sobre estos temas algunos investigadores están trabajando. La metodología que se presenta, está basada en la reconstrucción numérica del campo de temperaturas de toda la probeta, a partir de las mediciones efectuadas con las termocuplas, las propiedades térmicas reales. De esta forma, los coeficientes de transferencia térmica son obtenidos a partir de los gradientes térmicos, reconstruidos numéricamente. Es importante remarcar que en el abordaje propuesto no se optimizan parámetros, ni se requiere proponer curvas. Se presenta un ejemplo de aplicación sobre casos experimentales publicados en la bibliografía, lo cual permite validar la metodología propuesta.

Keywords: Heat Transfer coefficients, Inverse Problem, Computational Mechanics.

Abstract. The numerical simulation of the heat transfer problem of the quenching process requires an accurate characterization of the heat transfer coefficients dependence on temperature, which is usually determined measuring the cooling curve, of an oil quenched instrumented probe, and then applying an inverse method. In most cases, the thermocouple is located in the center of the probe (ISO 9950 test) but, in the last years, probes with several thermocouples has been developed (for ex. Tensi test) resulting a more complex process of coefficients characterization. Some researchers are currently working on this subject. The proposed methodology is based on the numerical reconstruction of the temperature field of the probe using the thermocouples measurements, the actual material properties and the heat transfer equations. In this way the heat transfer coefficients are directly obtained from the numerical reconstructed thermal gradients. It is important to remark that neither parameter optimization nor curve proposing are needed. An example based on experimental cases from bibliography is developed in order to validate the proposed methodology

1 INTRODUCCIÓN

Los tratamientos térmicos son procesos industriales en el que los materiales se calientan y luego enfrían en forma controlada con el fin de obtener determinadas propiedades mecánicas, ya estas dependen de su historia térmica. Por ejemplo, en el temple se aplica un enfriamiento muy brusco con el objetivo de aumentar la dureza y resistencia mecánica.

La superficie del material intercambia calor con el exterior por convección y por radiación, siendo usual utilizar la ecuación de Robin (1) con coeficientes de transferencia térmica que engloban la transferencia de calor por convección y por radiación:

$$q = h \cdot \Delta T = h_{(T_{sup})}(T_{sup} - T_{ambiente}). \quad (1)$$

Los coeficientes de transferencia térmica (Heat treatment coefficient, HTC) son parámetros que gobiernan los procesos de temple, por lo cual son utilizados como criterio cuantitativo para comparar distintos procesos de temple y sus condiciones de contorno. Es bien conocido, en el ámbito tecnológico, que el mecanismo global del tratamiento térmico es complejo, y por lo general tiene tres etapas: pared de vapor, nucleación de burbujas y convección (Dhir, 1995). En consecuencia, para el temple los HTC no son valores únicos, sino que son curvas (ecuación 1), dependientes de la temperatura superficial del sólido.

La obtención de las curvas HTC, usualmente, se realiza mediante un ensayo en el que se mide la curva de enfriamiento de una probeta cilíndrica instrumentada, utilizando el líquido templante que se quiere caracterizar, para luego, mediante un procedimiento inverso, obtener los HTC. Por lo general, la termocupla se encuentra ubicada en el centro (ISO, 1995), pero en los últimos años, se han desarrollado probetas con más de una termocupla, por ejemplo, el ensayo Tensi de múltiples termocuplas (Tensi & Liscic, 2010). Con lo cual el proceso de caracterización se ha vuelto más complejo, dado que se requiere considerar al menos dos dimensiones espaciales, generando la pregunta de investigación que se trata de responder en este artículo. Felde demostró (Felde, Fried, & Szénási, 2017) que es posible obtenerlos mediante un procedimiento de optimización, en el que se trata de minimizar la diferencia entre las temperaturas calculadas y las medidas en forma iterativa. También podría utilizarse el método de las funciones especificadas (*“function specification method”*), ya que varios autores lo han utilizado en el problema de 1D (Beck, Litkouhi, & R., 1982). En forma general, para los problemas 2D, utilizando el método de las funciones especificadas, Blanc indica que es necesario determinar muchos parámetros, para lo cual propone una guía para hacerlo correctamente (Blanc, Raynaud, & Hiep Chau, 1998).

Los autores han presentado una nueva metodología basada en la reconstrucción numérica del campo de temperaturas de toda la probeta, a partir de la medición efectuada con una única termocupla ubicada en el centro, con la cual obtuvieron mejores resultados que los otros métodos (Sánchez Sarmiento & Cavaliere, 2019). En este artículo generalizan el método a un problema en dos dimensiones, para una probeta cilíndrica, en el que se cuenta con más de una termocupla ubicada a distintas alturas, y a una misma posición radial (ver figura 1). De esta forma, los coeficientes de transferencia térmica son obtenidos a partir de los gradientes térmicos, reconstruidos numéricamente.

2 DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

2.1 La probeta

La probeta Tensi (Tensi & Liscic, 2010) de múltiples termocuplas consta de un cilindro de INCONEL 600 de 45 mm de longitud, y 15 mm de radio, al que se le introducen 4

termocuplas, a distintas alturas, una de ellas se encuentra en el centro y las demás a 5,5 mm del centro. En este análisis se considera una variante a la probeta Tensi, en la cual las 4 están en la misma posición radial 5.5 mm, separadas 90° entre sí, a las alturas de 2, 15, 22.5 y 30 mm desde la base, ver figura 1.

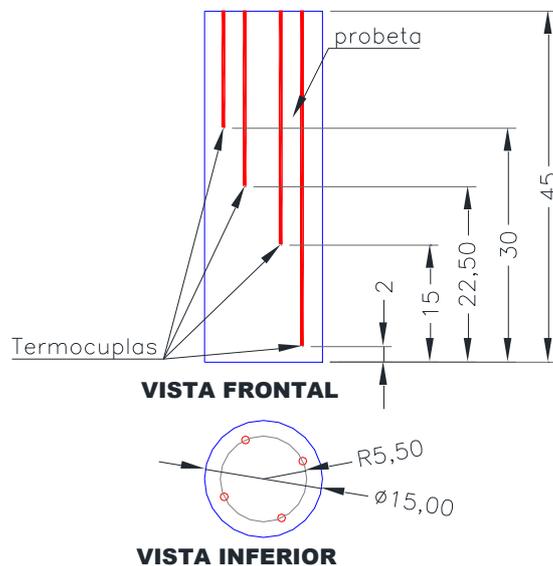


Figura 1: Probeta utilizada, similar a la definida por Hanh M Tensi y Bozidar Liscic.

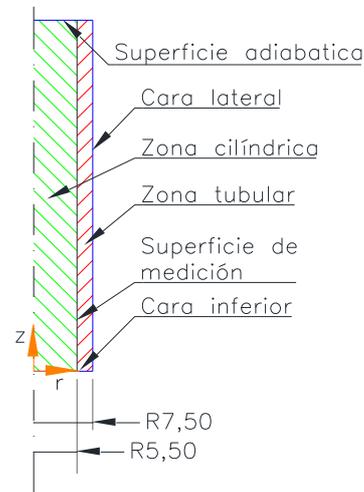


Figura 2: Estrategia implementada para la reconstrucción de temperaturas.

De todos modos, el planteo desarrollado es independiente de la cantidad de las termocuplas, y de sus dimensiones geométricas.

2.2 Estrategia implementada para caracterizar la transferencia térmica de la probeta

De las superficies exteriores de la probeta (cara inferior y cara lateral), se busca obtener una única curva de HTC para el fondo de la probeta, y otra para cada altura del cilindro (coordenada "z"), según la discretización utilizada.

Para la reconstrucción de las temperaturas, a partir de las mediciones, se analiza separadamente la zona cilíndrica, comprendida desde el eje de simetría hasta la superficie de medición y la restante zona que resulta ser tubular, véase figura 2.

Con las curvas de enfriamiento medidas, se estiman las curvas de enfriamiento en toda la superficie de medición, frontera entre la zona cilíndrica y la zona tubular. Las temperaturas en la zona cilíndrica se calculan con el esquema directo, ya que se conocen las temperaturas en su superficie exterior, y a la superficie inferior se le aplica la condición de Robin, (ecuación 1), utilizando una curva de HTC que se determina con el campo de temperaturas de la superficie de medición. La reconstrucción de las temperaturas en la zona tubular se realiza con el esquema inverso, partiendo de las temperaturas de la zona cilíndrica. Finalmente, se calculan los coeficientes de transferencia térmica en la superficie exterior de la probeta, a partir de los campos de temperatura reconstruidos, véase figura 2.

3 CÁLCULO DIRECTO E INVERSO

3.1 Cálculo de temperaturas en la superficie de medición

A partir de los enfriamientos medidos se obtienen sus tasas con un operador de diferencias

finitas centrado de 2do orden

$$\dot{T}m_i(p \Delta t_m) \cong \frac{\partial T_i^p}{\partial t} \cong \frac{Tm_i^{p+1} - Tm_i^{p-1}}{2\Delta t_m} \quad (2)$$

Siendo

- i El número de medición
- Tm_i Vectores de temperaturas en la medición “i”
- p El incremento temporal
- Δt_m El tamaño del incremento temporal con el que se realizó la medición

Luego se escriben las tasas de enfriamiento, de cada medición, como funciones de la temperatura, y se define una función “f” que las interpola. Se discretizan las temperaturas desde la temperatura inicial de la probeta hasta la obtenida luego del enfriamiento, para cada una de ellas se evalúan las funciones f , generando la matriz A. Con una interpolación 2D, con el vector discretización de temperaturas utilizado y el vector que tiene las coordenadas de cada medición, z , se obtiene la función g , que devuelve la tasa de enfriamiento en cada coordenada z , y en cada temperatura.

$$f_i(T) = \text{spline}(\underline{Tm_i}; \dot{T}m_i) \quad (3)$$

$$g(T, z) = \text{spline}(\underline{Td_i}; \underline{z}; \underline{A}) \quad (4)$$

$$A_{l,i} = f_i(Td_l) \quad (5)$$

Siendo

- \underline{z} El vector que tiene en cada componente la coordenada z de las mediciones
- l El incremento de temperatura utilizado
- $f_i(T)$ La función que devuelve la tasa de enfriamiento en función de la temperatura para cada medición
- $g(T, z)$ La función que devuelve la tasa de enfriamiento, en función de la temperatura y de la coordenada z
- Td El vector discretización de temperaturas comprendidas entre la temperatura inicial de la probeta y la final, luego del enfriamiento

La implementación de las interpolaciones se realizó con las funciones *interp1d* e *interp2d* de la librería SCIPY de Python.

Finalmente se obtienen los enfriamientos en cada nodo de la superficie de medición, almacenándolos en el arreglo del algoritmo directo. Para ello se utiliza el método de Runge Kutta, de orden 2. En la reconstrucción de temperaturas se utiliza una notación con 3 índices, como superíndice de indica el incremento temporal, y como subíndice se indica primero la posición radial, y segundo la coordenada z .

$$q1_n^p = \Delta t g(T_{CErd,n}^p, n \Delta z) \quad (6)$$

$$q2_n^p = \Delta t g(T_{CErd,n}^p + q1_n^p, n \Delta z) \quad (7)$$

$$T_{CErd,n}^{p+1} = T_{CErd,n}^p + \frac{1}{2}(q1_n^p + q2_n^p) \quad (8)$$

Siendo

- CErd La cantidad de elementos utilizados en la discretización de la posición radial en el cálculo de la zona cilíndrica.

3.2 Operadores directos e inversos

Partiendo de la ecuación de conducción de calor en un sólido

$$\nabla * (k\nabla T) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (9)$$

utilizando coordenadas cilíndricas, con simetría de revolución, aplicado a un problema 2D resulta

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (10)$$

Operando se obtiene

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho c_p} \left(\frac{\partial k}{\partial r} + \frac{k}{r} \right) \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{k}{\rho c_p} \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{\rho c_p} \frac{\partial k}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{k}{\rho c_p} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}. \quad (11)$$

Con diferencias finitas se discretiza la resolución de la ecuación diferencial, resolviéndola en una cantidad finita de posición (nodos) e instantes (incrementos), se utilizan los operadores derivada primera y segunda centrados.

$$\frac{\partial T}{\partial r} \cong \frac{T_{m+1,n}^p - T_{m-1,n}^p}{2\Delta r} \quad (12)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \cong \frac{T_{m+1,n}^p - 2T_{m,n}^p + T_{m-1,n}^p}{\Delta r^2} \quad (13)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} \cong \frac{T_{m,n+1}^p - T_{m,n-1}^p}{2\Delta z} \quad (14)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \cong \frac{T_{m,n+1}^p - 2T_{m,n}^p + T_{m,n-1}^p}{\Delta z^2} \quad (15)$$

La integración en el tiempo se realiza con el método de Euler Explícito, por lo que la derivada de la temperatura respecto al tiempo se evalúa en el instante “p”, obteniéndose la temperatura nodal en el instante “p+1”. Las propiedades térmicas dependientes de la temperatura corresponden al material INCONEL 600 (Clark & Tye, 2003-2004).

$$T_{m,n}^{p+1} = T_{m,n}^p + \Delta t \left(\frac{1}{\rho c_p} \left(\frac{\partial k}{\partial r} + \frac{k}{r} \right) \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{k}{\rho c_p} \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{\rho c_p} \frac{\partial k}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} + \frac{k}{\rho c_p} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (16)$$

Remplazando los operadores (10), (11), (12), (13) en (14) y agrupando en términos de las temperaturas nodales se obtiene el operador

$$T_{m,n}^{p+1} = aT_{m-1,n}^p + bT_{m,n-1}^p + cT_{m,n}^p + dT_{m+1,n}^p + eT_{m,n+1}^p. \quad (17)$$

Siendo las constantes:

$$\alpha_z = \frac{\Delta t k}{\Delta z^2 \rho c_p} \quad (18)$$

$$\alpha_r = \frac{\Delta t k}{\Delta r^2 \rho c_p} \quad (19)$$

$$a = \frac{\Delta t k}{\Delta r^2 \rho c_p} \left(1 - \frac{\Delta r}{2k} \frac{\partial k}{\partial r} - \frac{\Delta r}{2r} \right) = \alpha_r \left(1 - \frac{\Delta r}{2k} \frac{\partial k}{\partial r} - \frac{\Delta r}{2r} \right) \quad (20)$$

$$b = a \frac{\Delta t k}{\Delta z^2 \rho c_p} - \frac{\Delta t}{2\Delta z \rho c_p} \frac{\partial k}{\partial z} = \alpha_r \left(1 - \frac{\Delta r}{2k} \frac{\partial k}{\partial r} - \frac{\Delta r}{2r} \right) \quad (21)$$

$$c = 1 - 2 \frac{\Delta t k}{\Delta r^2 \rho c_p} - 2 \frac{\Delta t k}{\Delta z^2 \rho c_p} = 1 - 2\alpha_r - 2\alpha_k \quad (22)$$

$$d = \frac{\Delta tk}{\Delta r^2 \rho c_p} \left(1 + \frac{\Delta r}{2k} \frac{\partial k}{\partial r} + \frac{\Delta r}{2r} \right) = \alpha_r \left(1 + \frac{\Delta r}{2k} \frac{\partial k}{\partial r} + \frac{\Delta r}{2r} \right) \quad (23)$$

$$e = a \frac{\Delta tk}{\Delta z^2 \rho c_p} + \frac{\Delta t}{2\Delta z \rho c_p} \frac{\partial k}{\partial z} = \alpha_z \left(1 + \frac{\Delta z}{2k} \frac{\partial k}{\partial z} \right) \quad (24)$$

Se verifica que la suma de las 5 constantes es igual a uno, por lo que el operador directo es:

$$T_{m,n}^{p+1} = aT_{m-1,n}^p + bT_{m,n-1}^p + cT_{m,n}^p + (1 - a - b - c - e)T_{m+1,n}^p + eT_{m,n+1}^p \quad (25)$$

Se define el operador inverso con el objetivo de reconstruir las temperaturas en la zona tubular, despejando la temperatura $T_{m+1,n}^p$ del operador directo:

$$T_{m+1,n}^p = \frac{T_{m,n}^{p+1} - aT_{m-1,n}^p - bT_{m,n-1}^p - cT_{m,n}^p - eT_{m,n+1}^p}{1 - a - b - c - e} \quad (26)$$

De esta manera, el operador directo se usa para calcular la temperatura en un nodo conociendo las temperaturas en 5 nodos, en un tiempo anterior, y el operador inverso se utiliza para calcular la temperatura en un nodo conociendo las temperaturas en nodos vecinos, a la izquierda, y la temperatura de un nodo en un tiempo posterior. Logrando así un operador para reconstruir las temperaturas de la zona tubular, cuando ya se conocen las temperaturas de la zona cilíndrica, véase la figura 3.

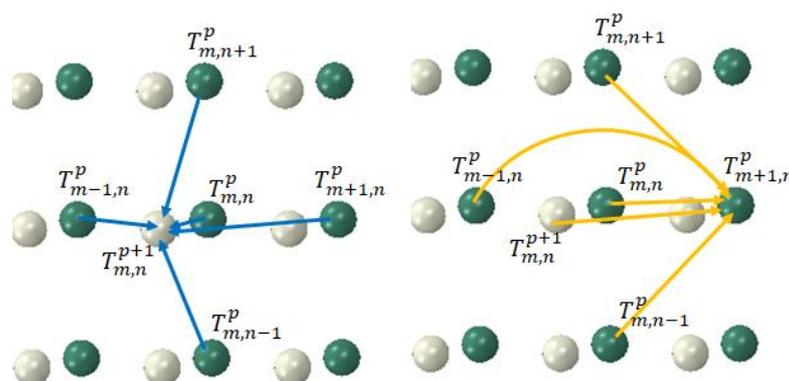


Figura 3: Esquema directo (izquierda), esquema inverso (derecha), las temperaturas del instante p se grafican con verde, y las del instante p+1 se grafican con blanco.

3.3 Discretización de la coordenada radial

La componente radial debe discretizarse de manera separada para la zona cilíndrica y para la zona tubular, de forma tal que el último valor de la discretización del algoritmo directo (zona cilíndrica) sea coincidente con el segundo del algoritmo inverso (zona tubular), véase figura 4 y ecuaciones 27 a 30.

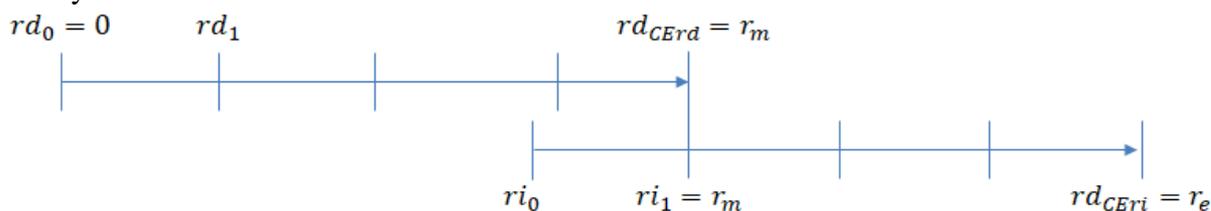


Figura 4: Discretización utilizada de la componente radial.

$$rd_0 = 0 \quad (27)$$

$$rd_{i+1} = rd_{i+1} + \frac{r_m}{CErd} \quad (28)$$

$$ri_0 = r_m - \frac{r_e - r_m}{CEri-1} \quad (29)$$

$$ri_{i+1} = ri_{i+1} + \frac{r_e - r_m}{CEri-1} \quad (30)$$

Siendo:

- rd El vector discretización de la componente radial del algoritmo directo.
 ri El vector discretización de la componente radial del algoritmo inverso.
 CErd La cantidad de elementos en la discretización de la componente radial del algoritmo directo.
 CEri La cantidad de elementos en la discretización de la componente radial del algoritmo inverso.

3.4 Cálculo de la condición de contorno en la cara inferior de la probeta.

En la cara inferior el calor conducido es transferido al fluido, respondiendo el calor conducido a la ley de Fourier:

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial z} \quad (31)$$

Combinando las ecuaciones 1 con la 31, en la cual la derivada de la temperatura se calcula con un operador de segundo orden en adelante, en $z=0$, se obtiene:

$$-\frac{-3T_{m,0}^p + 4T_{m,1}^p - T_{m,2}^p}{2\Delta z} k_{(T_{m,0}^p)} = hi_{(T_{m,0}^p)} (T_{amb} - T_{m,0}^p) \quad (32)$$

Finalmente, despejándolos de la ecuación 32, se calculan los coeficientes de transferencia térmica para cada temperatura obtenida en la cara inferior

$$hi_{(T_{m,0}^p)} = \frac{3T_{m,0}^p - 4T_{m,1}^p + T_{m,2}^p}{2\Delta z (T_{amb} - T_{m,0}^p)} k_{(T_{m,0}^p)} \quad (33)$$

3.5 Aplicación de la condición de contorno en la superficie inferior

Tanto para la reconstrucción se las temperaturas en la zona cilíndrica, como en la zona tubular, las temperaturas en la frontera inferior se calculan con los coeficientes de transferencia térmica obtenidos en el punto 3.4 y las temperaturas en su contorno. De la ecuación 33 no se puede despejar la temperatura en la cara inferior, por lo que se obtiene una ecuación no lineal, ya que el coeficiente de transferencia térmica y su conductividad deben evaluarse en la misma temperatura nodal. Se resuelve con el método de las aproximaciones sucesivas (punto fijo), tomando como valor de arranque la temperatura en el instante anterior. Se aplicaron en cada caso 4 iteraciones, obteniéndose una buena aproximación, ver ecuaciones 34 y 35, con la letra "s" se indica el número de iteración.

Valor de arranque:

$${}^0T_{m,0}^p = \frac{hi_{(T_{m,0}^{p-1})} T_{amb} + \frac{4T_{m,1}^p - T_{m,2}^p}{2\Delta z} k_{(T_{m,0}^{p-1})}}{hi_{(T_{m,0}^{p-1})} + \frac{3k_{(T_{m,0}^{p-1})}}{2\Delta z}} \quad (34)$$

Aproximación sucesiva:

$${}^{s+1}T_{m,0}^p = \frac{hi({}^sT_{m,0}^p)T_{amb} + \frac{4T_{m,1}^p - T_{m,2}^p}{2\Delta z}k({}^sT_{m,0}^p)}{hi({}^sT_{m,0}^p) + \frac{3k({}^sT_{m,0}^p)}{2\Delta z}} \tag{35}$$

3.6 Aplicación de contorno en la superficie superior y en el centro

Es necesario agregar una condición de contorno en la superficie superior, para reconstruir las temperaturas en las zonas cercanas a las mediciones, por tal motivo se despreja el flujo térmico en la dirección z a los 34 mm de altura, lo que equivale a agregar una condición adiabática, reemplazando en (31) el operador derivada de 2do orden en retroceso, se obtiene:

$$T_{m,CEZ}^p = \frac{4}{3}T_{m,CEZ-1}^p - \frac{1}{3}T_{m,CEZ-2}^p \tag{36}$$

De la misma manera de calculan las temperaturas en centro de la probeta, ya que es una zona adiabática, obteniéndose:

$$T_{0,m}^p = \frac{4}{3}T_{1,m}^p - \frac{1}{3}T_{0,m}^p \tag{37}$$

4 EJEMPLO

Se definieron las curvas de enfriamiento (figura 5), con sus tasas (figura 7, tabla 1), buscando que sean similares a las que se obtienen en ensayos reales (Kobasco, Marques, Canale, Totten, & Dobreyvechir, 2013) (Simencio Otero, y otros, 2019) , de modo de tener un caso de estudio. Para construir las curvas de enfriamiento se utilizó la función *UnivariateSpline* de la librería Scipy en Python.

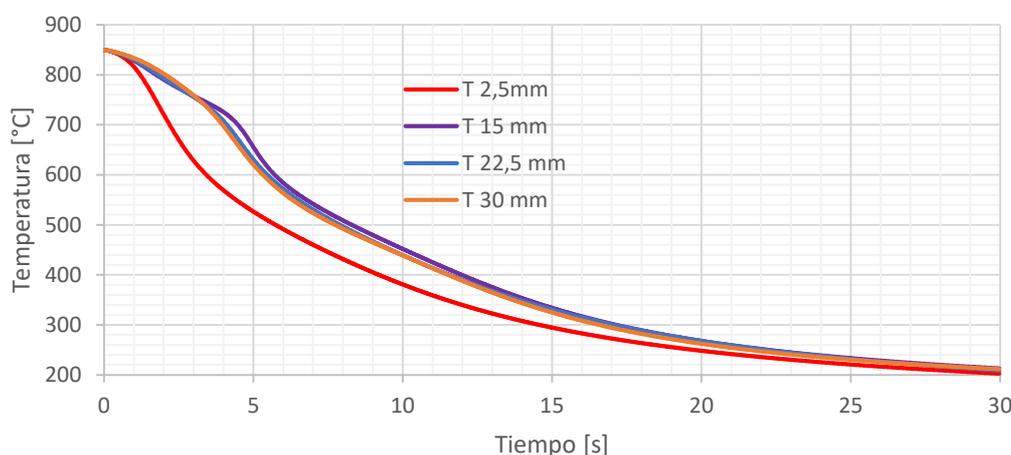


Figura 5: Enfriamiento definido

Temp.	dT/dt	Temp.	dT/dt	Temp.	dT/dt	Temp.	dT/dt
2,5 mm		15 mm		22,5 mm		30 mm	
150	2	150	2	150	2	150	2
250	7	250	7	250	7	250	7
400	25	400	25	400	25	400	25
600	60	500	30	500	30	500	30
750	110	600	60	600	60	600	60

800	90	680	80	680	90	690	80
850	10	750	35	730	35	750	50
		800	40	800	40	800	40
		850	10	850	10	850	10

Tabla 1: Tasas de enfriamiento utilizados.

La longitud de la barra se la discretizo en 30 elementos (31 nodos), se utilizaron 9 elementos radiales en el “cilindro” y 19 para el cálculo inverso.

Con el algoritmo se obtiene una curva para la cara inferior y otra para cada coordenada z, según la discretización utilizada, en la figura 6 se muestran algunas.

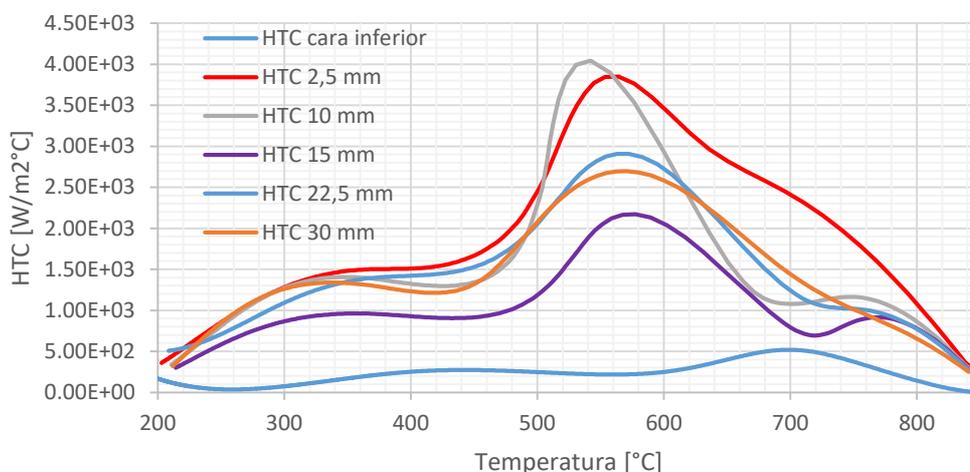


Figura 6: Curvas HTC obtenidas.

Para validar el método, con las curvas HTC calculadas se calcularon los mapas de temperaturas, en función del tiempo, con el algoritmo directo. En la figura 7 se comparan las tasas de las temperaturas calculadas en los lugares que las mediciones, con correspondientes a las mediciones, observándose que son muy similares.

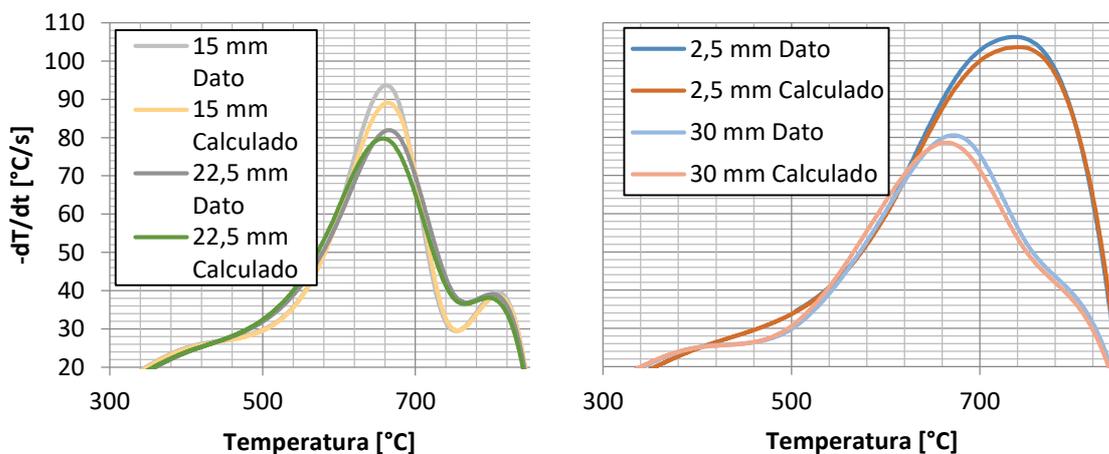


Figura 7: Tasas de enfriamiento definidas y calculadas.

5 CONCLUSIONES

Se presentó una metodología numérica inversa, para reconstruir las temperaturas, en función del tiempo, de una probeta templada por inmersión, cuando se cuenta con más de una curva de enfriamiento medida. Se aplicó un algoritmo que resuelve el problema en dos dimensiones espaciales y en el tiempo, para una probeta cilíndrica con simetría de revolución. Con los gradientes térmicos en las caras lateral e inferior obtenidos a partir de la reconstrucción de temperaturas se obtienen los coeficientes de transferencia térmica, sin necesidad de proponer ninguna función, ni parámetro que condicione el resultado.

En el ejemplo desarrollado se obtuvieron coeficientes de transferencia térmica que generan un enfriamiento coincidente con el medido, lo que valida el método propuesto.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la Universidad Austral, por financiar la beca de investigación al primer autor para el desarrollo de este trabajo, sin la cual no hubiese sido posible realizarlo.

REFERENCIAS

- Beck, J. V., Litkouhi, B., & R., S. C. (1982). Efficient sequential solution of the nonlinear inverse heat conduction problem. *Numerical Heat Transfer*, 275-286.
- Blanc, G., Raynaud, M., & Hiep Chau, T. (1998). A guide for the use of the function specification method for 2D inverse heat conduction problems. *Revue générale de thermique*.
- Clark, J., & Tye, R. (2003-2004). Thermophysical properties reference data for some key engineering alloys. *High temperatures - High Pressures*, 1-14.
- Dhir, V. (1995). Boiling heat transfer. *ANNUAL REVIEW OF FLUID MECHANICS*, 365-401.
- Felde, I., Fried, Z., & Szénási, S. (2017). Solution of 2-D Inverse Heat Conduction problem with Graphic Accelerator. *Material Performance and Characterization*.
- ISO. (1995). *ISO 9950: Industrial quenching oils -- Determination of cooling characteristics - Nickel-alloy probe test method*. Suiza: ISO.
- Kobasco, N. I., Marques, A., Canale, L. C., Totten, G. E., & Dobreyvechir, V. V. (2013). Cooling Capacity of Petroleum Oil Quenchant as Function of Bath Temperature. *Materials Performance and Characterization*, 468-488.
- Sánchez Sarmiento, F., & Cavaliere, M. A. (2019). Obtención de los Coeficientes de Transferencia Térmica del temple con un método numérico. *VII Congreso de Matemática Aplicada, Computacional e Industrial (VI MACI 2019)*.
- Simencio Otero, R., Viscaino, J., Xu, J., Gu, J., Totten, G., & Canale, L. (2019). Quenchant Cooling Curves, Rewetting, and Surface Heat Flux Properties of vegetable Oils. *Materials Performance and Characterization*, 143-169.
- Tensi, H., & Liscic, B. (2010). Determination of Quenching Power of Various Fluid. In B. Liscic, H. M. Tensi, L. C. Canale, & G. E. Totten, *Quenching Theory and Technology* (2nd ed., pp. 315-358). Boca Raton: Taylor & Francis Group.