

Material



PREDICCIÓN DEL PERFIL DE DUREZA EN PROBETAS JOMINY DE ACEROS DE MEDIO Y BAJO CARBONO

PREDICTION OF HARDNESS PROFILES IN MEDIUM AND LOW CARBON STEEL JOMINY PROBES

E. López-Martínez^{1*}, J.B. Hernández-Morales¹, G. Solorio-Díaz², H.J. Vergara-Hernández³,
O. Vázquez-Gómez¹ y P. Garnica-González³

¹Facultad de Química, Departamento de Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México. Circuito de la investigación científica s/n, México, D. F. 04510 México.

²Facultad de Ingeniería Mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo. Av. Francisco J. Mujica s/n Ciudad Universitaria, Morelia, Michoacán, 58030, México.

³Instituto Tecnológico de Morelia, Posgrado en Ciencias en Metalurgia. Av. Tecnológico 1500, Morelia, Michoacán 58820, México.

Recibido 23 de febrero de 2013; Aceptado 10 de mayo de 2013

Resumen

En este trabajo se formuló, codificó y validó un modelo matemático para predecir la evolución del campo térmico y microestructural en probetas de acero sometidas al ensayo Jominy. La condición de frontera térmica en la base de la probeta se estimó mediante la solución del problema inverso de conducción de calor (PICC). El modelo se validó comparando los perfiles térmicos experimentales de probetas de acero AISI 304 y AISI 4140 con los calculados con el modelo. Una vez validado, el modelo se aplicó para predecir, mediante el uso de correlaciones empíricas basadas en el perfil microestructural, el perfil de dureza a lo largo de la probeta Jominy para aceros AISI 4140, AISI 1045 y AISI 1080. Se observó una buena aproximación entre los perfiles de dureza experimentales y los calculados con el modelo.

Palabras clave: ensayo Jominy, modelo matemático, problema inverso de conducción de calor, AISI 4140, AISI 1045, AISI 1080, método de diferencias finitas.

Abstract

A mathematical model was formulated, coded and validated to predict the evolution of the thermal and microstructural fields in steel probes subjected to the Jominy end-quench test. The heat transfer boundary condition at the probe base was estimated by solving the inverse heat conduction problem (IHCP). The model was validated by comparing the thermal profiles measured in AISI 304 and AISI 4140 steel probes with the values calculated with the model. Once the mathematical model was validated, it was applied to predict, using empirical correlations based on the microstructural profile, the hardness profile along the length of AISI 4140, AISI 1045 and AISI 1080 steel probes. A good approximation was observed between the experimental and calculated hardness profiles.

Keywords: Jominy end-quench test, mathematical model, inverse heat conduction problem, AISI 4140, AISI 1045, AISI 1080, finite difference method.

*Autor para la correspondencia. E-mail: edgar0902@comunidad.unam.mx
Tel. (55)-56-22-52-25, Fax (55)-56-52-28

1 Introducción

La prueba Jominy consiste en austenizar y enfriar con un chorro de agua la cara plana inferior de una probeta cilíndrica de acero con dimensiones estándar hasta que se completen las reacciones de descomposición de la austenita. La información que proporciona el ensayo Jominy se ha utilizado para predecir las propiedades mecánicas de componentes metálicos (Smoljan, 2006), simular la profundidad de la martensita en aceros de alta templabilidad (Smoljan y col., 2007), simular la evolución microestructural en procesos de temple (Smoljan y col., 2007) y más recientemente para estudiar la templabilidad de aceros en diferentes medios de enfriamiento (Çakira y Özsoyb, 2011). También se han desarrollado modelos matemáticos para la predicción de diagramas CCT (Hömborg, 1996), diagramas TTT (Li y col., 1998) y para simular los ciclos térmicos de componentes metálicos (Eshraghi y col., 2009). El uso de los algoritmos genéticos, como un método numérico alternativo para el modelado de la prueba Jominy, fue propuesto por Kovačič (2009).

El principal problema en la modelación matemática de una prueba Jominy radica en que se desconoce el valor de la condición de frontera térmica, principalmente en la superficie que está en contacto con el chorro de agua (que es la frontera por la que se extrae la mayor cantidad de calor). Para atacar este problema, se ha recurrido a la solución del problema inverso de conducción de calor (PICC), el cual consiste en estimar la condición a la frontera mediante el conocimiento de la historia térmica en uno o varios puntos cercanos a la frontera. Para la solución del PICC se han utilizado el método de Beck y col. (1985), el método del gradiente conjugado (Chen y col., 1999) y el método de regularización iterativa (Le Masson y col., 2002), entre otros.

Tradicionalmente se ha estimado el coeficiente de transferencia de calor en aceros que no presentan transformación de fase en el rango de temperaturas del ensayo Jominy y se ha utilizado este coeficiente en la simulación numérica de probetas de acero con transformación de fase (Narazaki y col., 2003). Esta metodología ha resultado en buenas aproximaciones entre los resultados estimados y medidos experimentalmente (Eshraghi y col., 2009).

En este trabajo se estimó, mediante el método de Beck y col. (1985) el flujo de calor de la superficie de una probeta Jominy fabricada con acero inoxidable AISI 304 durante el enfriamiento. La curva de flujo de calor de la superficie como función de la temperatura

de la superficie se transformó en su equivalente para coeficiente de transferencia de calor y se utilizó para predecir la respuesta térmica de un acero que sí transforma. Para lo anterior se codificó un modelo matemático en el software *Microsoft Visual Basic* v. 6 con el método de diferencias finitas para simular la transferencia de calor y la respuesta microestructural. La información proporcionada por el método de diferencias finitas se utilizó para predecir, con la ayuda de ecuaciones empíricas, el perfil de dureza en una probeta Jominy de acero AISI 4140. Con este procedimiento, se obtiene una mejor predicción del perfil de dureza en comparación con el método de análisis del factor de temple propuesto por Zehtab y col. (2008).

2 Modelo matemático

2.1 Transferencia de calor

Durante el ensayo Jominy el flujo de calor en la probeta se presenta en las direcciones axial y radial, haciendo de este ensayo un problema bidimensional. La Ec. (1) presenta la formulación matemática de la transferencia de calor por conducción, que en el caso de aceros transformables debe de incluir el término de generación de calor.

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = - \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(-rk(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(-k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] + q \quad (1)$$

En la sección Nomenclatura se listan las variables y su significado.

Las condiciones a la frontera para el sistema se muestran en la Fig. 1. Para la condición inicial se considera que al tiempo cero la temperatura es homogénea en toda la probeta (Ec. (2)):

$$T(r, z, 0) = T_0 \quad 0 \leq r \leq r_0, 0 \leq z \leq L \quad (2)$$

Para la solución de la ecuación (1) se hacen las siguientes suposiciones:

- Problema acoplado de transferencia de calor y transformación de fase.
- El material es isotrópico y homogéneo.
- La transformación de austenita a bainita sigue el mismo tipo de cinética que la transformación de austenita a perlita+ferrita.
- La distribución de temperatura al comenzar el enfriamiento es homogénea.

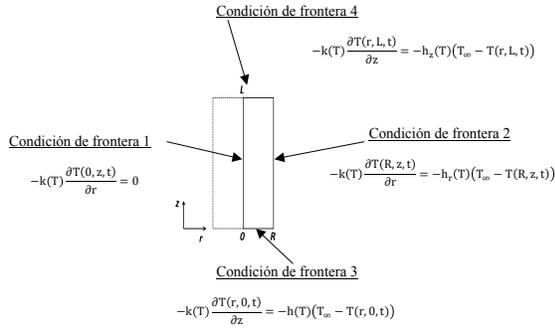


Fig. 1. Sistema de referencia para la formulación matemática del enfriamiento de la probeta Jominy.

El término de “generación” de calor, q , se determina a partir de la Ec. (3):

$$q = \rho \Delta H \frac{\Delta F}{\Delta t} \quad (3)$$

La condición a la frontera térmica 3, que es la que está en contacto con el chorro de agua, es la más crítica, debido a que en esta frontera es por donde se extrae la mayor cantidad de calor. Para estimar el coeficiente de transferencia de calor en esta frontera, se utilizó la solución del PICC con el método de Beck y col. (1985). El PICC consiste en estimar el flujo de calor y la temperatura correspondientes a la superficie a partir de mediciones experimentales dentro del sólido. Las condiciones de frontera 2 y 4 (ver Fig. 1) se establecen como una suma de las contribuciones convectiva y de radiación; para lo cual el coeficiente de transferencia de calor convectivo se determinó a partir del cálculo del número de Nusselt (ecs. (4) y (5)), (Karlekar y Desmons, 1985):

$$Nu = 0.59(GrPr)^{0.25} \quad (4)$$

$$Nu = \frac{h_c L}{k_a} \quad (5)$$

La contribución por radiación se calculó mediante la Ecuación (6):

$$h_{rad} = \varepsilon \left[\frac{\sigma(T^4 - T_{med}^4)}{T - T_f} \right] \quad (6)$$

2.2 Transformaciones de fase

Se considera que la perlita y la ferrita transforman como una sola fase y se supone que las cinéticas de transformación de austenita a ferrita + perlita y de austenita a bainita pueden ser descritas por la ecuación de Avrami (Avrami, 1939 y Avrami, 1940) (Ec. (7)).

De esta manera, las transformaciones difusionales consecutivas se tratan como si fuera una sola:

$$X_D = 1 - \exp[b(T)\theta_k^{n(T)}] \quad (7)$$

Donde θ_k es el tiempo de transformación isotérmico, y $b(T)$ y $n(T)$ son parámetros cinéticos del material que son función de las temperaturas y tiempos de inicio y fin de transformación del correspondiente diagrama tiempo-temperatura-transformación (TTT), y se determinan a partir de las ecs. (8) y (9).

$$b(T) = -\frac{\ln(1 - F_i)}{t_i^{n(T)}} \quad (8)$$

$$n(T) = \frac{\ln \left[\frac{\ln(1 - F_i)}{\ln(1 - F_f)} \right]}{\ln \left(\frac{t_i}{t_f} \right)} \quad (9)$$

De estas ecuaciones, F_i y F_f son las fracciones transformadas de inicio y fin con un valor de 0.01 y 0.99 respectivamente, y t_i y t_f son el tiempo para que inicie y se complete la transformación respectivamente.

Debido a que la ecuación de Avrami describe la cinética de transformación de fase isotérmicamente, para calcular el tiempo de transformación no isotérmico primero se calcula un tiempo ficticio (θ'_k) que corresponde al tiempo para alcanzar la fracción transformada previa como si hubiera transformado isotérmicamente a la temperatura nueva (Iyer y col., 1985; Ec. 10):

$$\theta'_k = \left[\frac{\ln \left(\frac{1}{1 - F_f} \right)}{b(T)} \right]^{\frac{1}{n(T)}} \quad (10)$$

Con este valor y el paso de tiempo de cálculo, se calcula el tiempo de transformación no isotérmico mediante la Ec. (11):

$$\theta_k = \theta'_k + \Delta t \quad (11)$$

Con estas ecuaciones (ecs. (7)-(11)), queda descrita la cinética de transformación de las fases difusionales consideradas.

Para determinar la distribución final de fracción de ferrita+perlita y/o de bainita en cada punto de la probeta Jominy, se calcula la rapidez de enfriamiento a 700 °C (a partir de la respuesta térmica simulada) y, con el correspondiente diagrama CCT de cada acero, se determina la fracción presente de cada fase.

Por otro lado, la cinética de transformación de austenita a martensita puede ser descrita con la ecuación de Koistinen-Marburger (Koistinen

y Marburger, 1959), corregida para la cantidad remanente de austenita al momento que se llegó al inicio de la transformación martensítica (Ec. (12)):

$$X_M = (1 - \exp[-\alpha(T_{MS} - T)])(1 - X_D) \quad (12)$$

Esto es, la fracción final de martensita se calcula tomando como valor máximo la cantidad de austenita remanente $(1 - X_D)$.

2.3 Predicción de la dureza

Para calcular la dureza a lo largo de la probeta Jominy, se hace uso de la regla de las fases (Li y col., 1998), es decir, la dureza de la mezcla es igual a la suma de las durezas de las fases multiplicada por su respectiva fracción:

$$H_V = X_M H_{VM} + X_B H_{VB} + (X_F + X_P) H_{V(F+P)} \quad (13)$$

La dureza de cada fase se calcula con la composición química del acero y la rapidez de enfriamiento a 700°C mediante ecuaciones empíricas (ecs. (14)-(16)):

$$H_{VM} = 127 + 949C + 27Si + 11Mn + 8Ni + 16Cr + 21 \log Vr \quad (14)$$

$$H_{VB} = -323 + 185C + 330Si + 153Mn + 65Ni + 144Cr + 191Mo + (89 + 53C - 55Si - 22Mn - 10Ni - 20Cr - 33Mo) \log Vr \quad (15)$$

$$H_{V(F+P)} = 42 + 223C + 53Si + 30Mn + 12.6Ni + 7Cr + 19Mo + (10 - 19Si + 4Ni + 8Cr + 130V) \log Vr \quad (16)$$

Donde Vr es la rapidez de enfriamiento (°C/h) a la temperatura de 700°C.

2.4 Procedimiento de solución

Se implementó el método de diferencias finitas explícito para resolver el problema acoplado de transferencia de calor y de transformación de fase. El método consiste en discretizar el sistema con nodos (ver Fig. 2) y realizar un balance de calor en cada uno de los volúmenes ficticios en los que resulta discretizado el sistema, para obtener ecuaciones algebraicas que permiten calcular la evolución del campo térmico en las posiciones nodales. La Ec. (17) presenta el balance de calor que se realizó para un nodo al interior del dominio.

$$\text{Entradas} + \text{Generación} = \text{Salidas} + \text{Acumulación} \quad (17)$$

Para el nodo (i,j) , el balance de calor queda de la forma:

$$-k_W \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i,j-1)}^t)}{\Delta r} A_W - k_E \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i,j+1)}^t)}{\Delta r} A_E - k_N \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i-1,j)}^t)}{\Delta z} A_N - k_S \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i+1,j)}^t)}{\Delta z} A_S - q_{(i,j)} V_{(i,j)} = \rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)} \frac{T_{(i,j)}^{t+1} - T_{(i,j)}^t}{\Delta t} \quad (18)$$

Todos los términos de la Ec. (18) se conocen a partir de la condición inicial (temperatura inicial), quedando el término de temperatura futura, $T_{(i,j)}^{t+1}$, como incógnita. El término $T_{(i,j)}^t$ se conoce como la temperatura presente; despejando esta temperatura, la Ec. 18 puede ser resuelta explícitamente, quedando la Ec. (19) en función de las temperaturas presentes:

$$T_{(i,j)}^{t+1} = T_{(i,j)}^t - k \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i,j-1)}^t)}{(\rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)} \Delta r)} A_W \Delta t - k \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i,j+1)}^t)}{(\rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)} \Delta r)} A_E \Delta t - k \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i-1,j)}^t)}{(\rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)} \Delta z)} A_N \Delta t - k \frac{(T_{(i,j)}^t - T_{(i+1,j)}^t)}{(\rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)} \Delta z)} A_S \Delta t - \frac{q_{(i,j)} V_{(i,j)} \Delta t}{(\rho C p_{(i,j)} V_{(i,j)})} \quad (19)$$

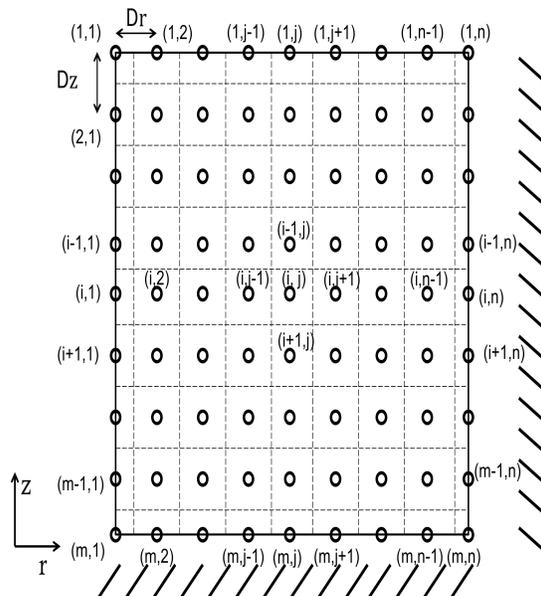


Fig. 2. Discretización del sistema.

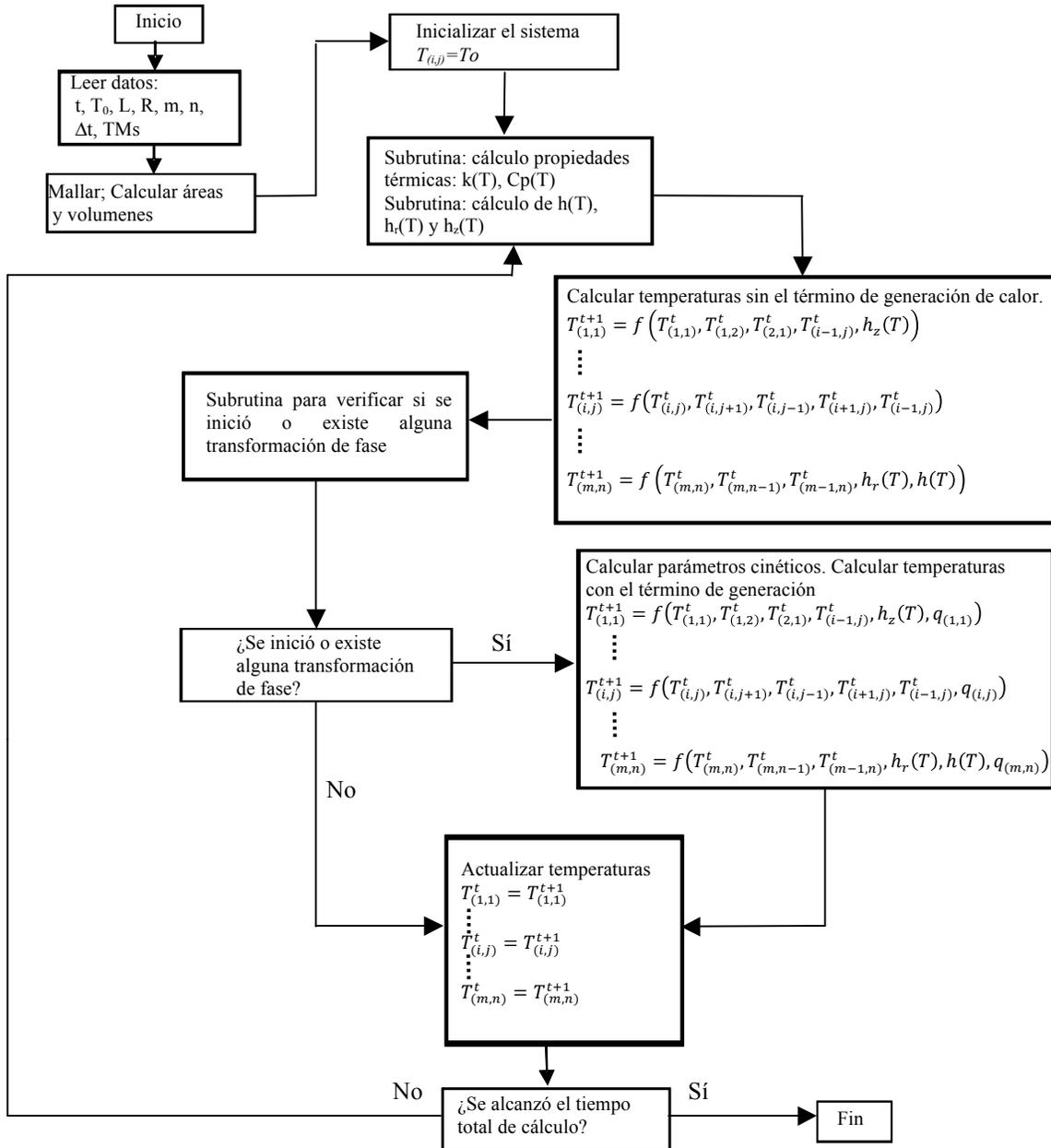


Fig. 3. Procedimiento de cálculo para la solución del problema acoplado de transferencia de calor y transformación de fase.

Debido a la simetría existente en la probeta, el sistema queda completamente descrito con nueve ecuaciones algebraicas patrón.

Con esta discretización del sistema, se programó la solución en el programa de computo *Microsoft Visual Basic* v. 6. La Fig. 3 presenta el procedimiento de

cálculo. Los parámetros de entrada en el programa de computo son: tiempo total de cálculo, número de nodos en la dirección radial (r), número de nodos en la dirección axial (z), temperatura inicial del sistema (T_0) y el radio y largo de la probeta Jominy (R y L , respectivamente).

Tabla 1. Posición de los barrenos en las probetas Jominy.

Probeta	Posición del barreno 1, mm	Posición del barreno 2, mm	Posición del barreno 3, mm	Posición del barreno 4, mm
AISI 304	2	15	25	50
AISI 4140	2	10	25	50

Con esta información, el programa realiza una discretización para obtener una malla del sistema, calcular las áreas y volúmenes e inicializar el sistema a la temperatura inicial. Mediante el uso de subrutinas, se calculan los valores de conductividad térmica, capacidad calorífica y de los coeficientes de transferencia de calor de cada frontera, todos ellos como función de la temperatura o, en el caso de los coeficientes de transferencia de calor, de la temperatura de la superficie. Con esta información, se calcula el campo térmico (temperaturas futuras) sin el término de generación de calor correspondiente al primer paso de tiempo y se verifica con una subrutina si se inició o existe alguna transformación de fase. Si no existe ninguna transformación, el programa no realiza otra operación; si se presenta una transformación de fase, el programa calcula, mediante subrutinas, primero los parámetros cinéticos a partir del correspondiente diagrama TTT, y se calcula nuevamente el campo de temperaturas con el término de generación de calor el cual es calculado previamente con otra subrutina. En cualquiera de los dos casos (cálculo del campo térmico sin y con generación de calor), el programa actualiza el campo térmico calculado (T^{t+1}) con el de temperatura presente así como el tiempo con su valor presente y, si no se ha alcanzado el tiempo total de cálculo, se repite al procedimiento desde el cálculo de la propiedades térmicas para un nuevo paso de tiempo.

3 Procedimiento experimental

Se maquinaron probetas para ensayo Jominy con aceros AISI 304, AISI 4140 y AISI 1080 con dimensiones de 25.4 mm de diámetro y 101.6 mm altura. A las probetas de acero AISI 304 y AISI 4140 se les realizaron cuatro barrenos en la dirección radial a una profundidad de 12.7 mm sobre el eje de la probeta para insertar termopares tipo K con cubierta de Inconel de 1.58 mm de diámetro, con el fin de adquirir la respuesta térmica en diferentes posiciones dentro de la probeta Jominy. En la Tabla 1 se muestra la posición de los barrenos. Cada una de estas probetas fue

sometida a calentamiento en un horno de resistencia hasta alcanzar la temperatura inicial de la prueba, para mantenerse a ésta temperatura por 15 minutos. Posteriormente, las probetas fueron templadas por un chorro de agua en un dispositivo Jominy durante 10 minutos. Durante este periodo de enfriamiento, se adquirieron las respuestas térmicas con los termopares y un adquisidor de datos TempScan 1100 con una rapidez de adquisición de diez mediciones por segundo para cada termopar. Una vez terminada la adquisición de datos, la probeta AISI 4140 fue seccionada transversalmente en la posición de los termopares para determinar la dureza y realizar un análisis de la microestructura.

La probeta de acero AISI 1080, fue sometida al mismo procedimiento de calentamiento y enfriamiento pero sin adquirir la respuesta térmica durante el enfriamiento. Una vez terminado el ensayo para esta probeta, se midió la dureza a lo largo del eje axial con una separación de aproximada de 2 mm entre cada medición.

4 Resultados y análisis

Usando la respuesta térmica adquirida con el termopar en la posición de 2 mm en la probeta de acero AISI 304, se determinó el flujo de calor de la superficie a partir de la determinación de la densidad de flujo de calor de la superficie mediante la solución del PICC. El objetivo al resolver el PICC, es determinar numéricamente el mejor estimado de densidades de flujos de calor y temperaturas de superficie de la superficie de la probeta Jominy en contacto con el chorro de agua. La validación del flujo de calor se realiza mediante la comparación de la respuesta térmica experimental y de la respuesta térmica determinada mediante el PICC.

En la solución numérica del PICC se supone que la densidad de flujo de calor determinada es constante a través de un número específico de pasos de tiempo futuros. Mientras menor sea éste número de pasos, mejor será la aproximación de la respuesta térmica determinada mediante el PICC.

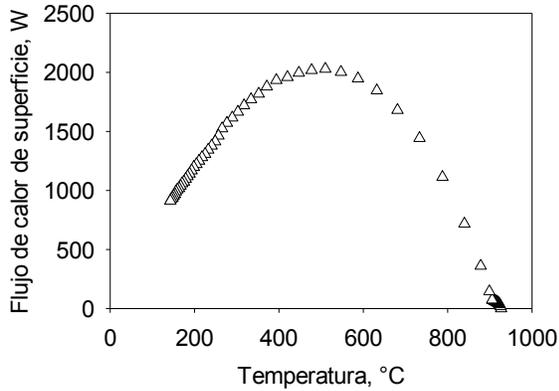


Fig. 4. Flujo de calor estimado mediante la solución del problema inverso de conducción de calor (PICC) para la probeta de acero AISI 304. Número de tiempos futuros: 4.

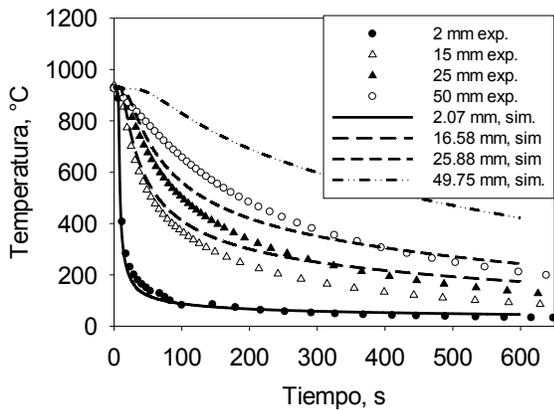


Fig. 5. Respuesta térmica simulada y experimental de la probeta de acero AISI 304. En la simulación no se consideraron las pérdidas de calor laterales.

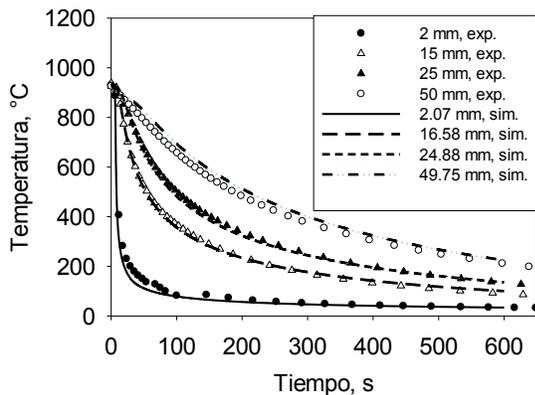


Fig. 6. Respuesta térmica simulada y experimental de la probeta de acero AISI 304. En la simulación se consideraron las pérdidas de calor laterales.

La Fig. 4 presenta el flujo de calor de superficie estimado con el PICC en función de la temperatura de superficie para un valor de tiempos futuros de 4. De esta figura se observa un aumento en el flujo de calor desde la temperatura de austenización hasta aproximadamente 500 °C, que es donde se alcanza el máximo; posteriormente el flujo de calor disminuye debido a que existe una menor diferencia de temperaturas entre la superficie de la probeta Jominy y el medio de enfriamiento.

Con el modelo matemático formulado, se simuló la respuesta térmica de la probeta AISI 304 para validar simultáneamente al modelo térmico (sin incluir transformación de fase) y el flujo de calor estimado mediante el PICC. La Fig. 5 presenta la respuesta térmica experimental comparada con la respuesta térmica simulada sin considerar las pérdidas de calor laterales. Se observa que en la posición del termopar de 2 mm las dos respuestas (experimental y simulada) son similares; esto indica que la transferencia de calor es unidireccional en la zona cercana a la superficie que está en contacto con el chorro de agua, porque la extracción de calor es mucho mayor en la dirección axial en comparación con la extracción de calor lateral. Sin embargo, en posiciones más alejadas, la respuesta térmica simulada difiere de la experimental, lo que revela que en estas posiciones la transferencia de calor es en 2D. La Fig. 6 presenta los resultados obtenidos considerando las pérdidas de calor laterales. Se observa que los resultados experimentales son similares a los simulados, por lo que el modelo y la estimación de la condición a la frontera 3 mediante la solución del PICC fueron validados.

Una vez que se ha validado la condición a la frontera estimada a partir de la respuesta térmica obtenida con un acero que no transforma, se desea saber si esta condición puede ser utilizada para predecir la respuesta térmica en un acero que sí transforme. Para esto, se utilizó la condición a la frontera determinada mediante el PICC para la probeta de acero AISI 304 y se simuló el ensayo Jominy para una probeta de acero AISI 4140. Los resultados de la respuesta térmica simulada junto los resultados experimentales se presentan en la Fig. 7; se observa una aproximación aceptable entre los resultados simulados y los experimentales en todas las posiciones de los termopares. En esta misma figura, se observa que tanto experimentalmente como en la simulación prácticamente no se observa recalcancia por transformación de fase; esto se debe a una alta eficiencia de extracción de calor por la superficie de la probeta que está en contacto con el chorro de agua.

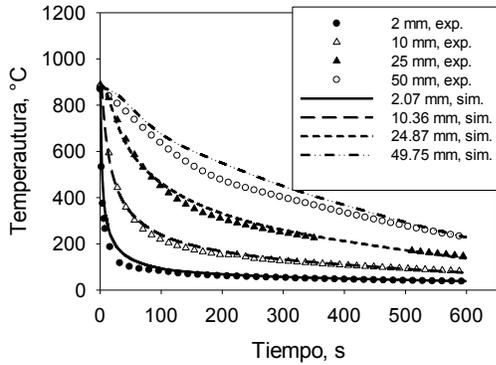


Fig. 7. Respuesta térmica simulada y experimental de la probeta AISI 4140, utilizando el coeficiente de transferencia de calor estimado con la probeta AISI 304.

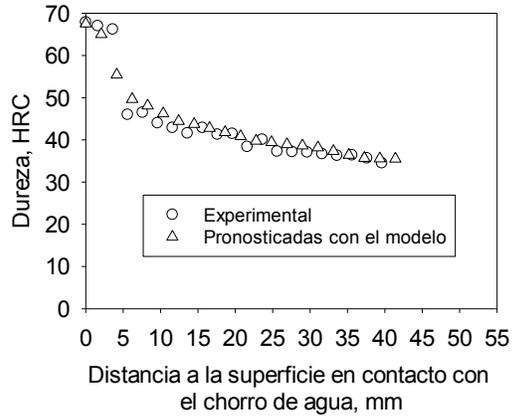


Fig. 9. Comparación de resultados de dureza experimental (círculos) y estimada (triángulos) con el modelo matemático para el acero AISI 1080.

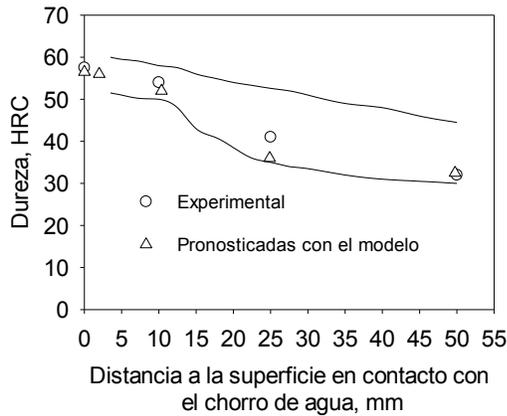


Fig. 8. Comparación de resultados de dureza experimental (círculos) y estimada (triángulos) con el modelo matemático para el acero AISI 4140. Se grafica también la banda de templabilidad (líneas, (Brooks, 1996)).

En la Fig. 8 se presentan, los perfiles de dureza experimental y estimado con el modelo matemático para el acero AISI 4140, junto con la banda de templabilidad correspondiente reportada en la literatura (Brooks, 1996). Ambos perfiles de dureza se encuentran dentro de la banda de templabilidad, y además, los resultados estimados concuerdan aceptablemente con los medidos experimentalmente. Desde la superficie de la probeta que estuvo en contacto con el chorro de agua y hasta 50 mm se observa poca caída en dureza, lo que demuestra la alta templabilidad de este acero.

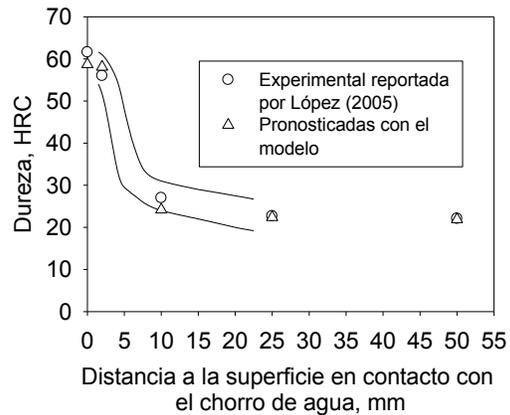


Fig. 10. Comparación de resultados de dureza experimental (círculos) y estimada (triángulos) con el modelo matemático para el acero AISI 1045. Se grafica también la banda de templabilidad (líneas, (Brooks, 1996)).

La Fig. 9 presenta la comparación de los resultados de dureza experimental y estimada con el modelo matemático para una probeta fabricada acero AISI 1080. Como en el caso del acero AISI 4140, se observa una similitud entre los valores experimentales y estimados. Se observa una mayor caída de durezas en comparación con el acero AISI 4140, esto es debido que el acero AISI 1080 tiene menos elementos aleantes por lo que su templabilidad es baja.

En la Fig. 10 se grafica el perfil de dureza experimental (López, 2005) y estimado con el modelo matemático para el acero AISI 1045, junto con la banda de templabilidad (Brooks, 1996). Se observa

que, como en el caso de los aceros AISI 4140 y AISI 1080, los resultados de dureza experimentales y estimados concuerdan aceptablemente en los puntos donde se realizaron las mediciones de dureza. Para este acero se observa la mayor caída de dureza, debido a que su baja templeabilidad favorece la formación de microconstituyentes menos duros (ferrita+perlita) en comparación con los aceros AISI 4140 y AISI 1080.

Conclusiones

Del análisis de los resultados se concluye que:

- Aunque las pérdidas de calor laterales en la probeta Jominy son de menor magnitud comparadas con la pérdida de calor por la superficie que se encuentra en contacto con el chorro de agua, éstas deben de ser consideradas en la simulación de la respuesta térmica, ya que la transferencia de calor es en dos dimensiones (aunque el campo térmico es esencialmente unidimensional).
- El uso de la condición a la frontera estimada con un acero que no transforma puede ser utilizada para predecir la respuesta térmica de un acero que sí transforme, aunque se recomienda explorar la posibilidad de estimar la condición a la frontera usando un acero que sí transforme.
- Mediante la solución numérica del problema acoplado de transferencia de calor y de transformación de fase, y utilizando correlaciones empíricas dureza-microestructura, es posible predecir con una precisión aceptable el perfil de dureza a lo largo de la probeta Jominy para aceros AISI 4140, AISI 1045 y AISI 1080.

Nomenclatura

A_E	área este, m^2
A_N	área norte, m^2
A_S	área sur, m^2
A_W	área oeste, m^2
$b(T)$	parámetro cinético de la transformaciones de fase difusionales, adimensional
k	conductividad térmica, $J s^{-1} m^{-1} K^{-1}$
C_p	capacidad calorífica, $J Kg^{-1} K^{-1}$

F_{in}	fracción inicial transformada, adimensional
F_{fin}	fracción final transformada, adimensional
Gr	número de Grashoff, adimensional
$h(T)$	coeficiente de transferencia de calor global en la superficie que está en contacto con el chorro de agua, $J s^{-1} K^{-1} m^{-2}$
h_c	coeficiente de transferencia de calor convectivo, $J s^{-1} K^{-1} m^{-2}$
$h_r(T)$	coeficiente de transferencia de calor global en la dirección radial, $J s^{-1} K^{-1} m^{-2}$
h_{rad}	coeficiente de transferencia de calor radiativo, $J s^{-1} K^{-1} m^{-2}$
$h_z(T)$	coeficiente de transferencia de calor global en la dirección longitudinal, $J s^{-1} K^{-1} m^{-2}$
HRC	dureza Rockwell, HRC
H_{VB}	dureza Vickers de la bainita, HV
$H_{V(F+P)}$	dureza Vickers de la mezcla de ferrita y perlita, HV
H_{VM}	dureza Vickers de la martensita, HV
k_a	conductividad térmica del aire, $J s^{-1} m^{-1} K^{-1}$
L	longitud de la probeta Jominy, m
$n(T)$	parámetro cinético de la transformaciones de fase difusionales, adimensional
Pr	número de Prandtl, adimensional
q	término de generación de calor, $J m^{-3} s^{-1}$
R	radio de la probeta Jominy, m
t	tiempo, s
T	temperatura, K
T_o	temperatura inicial, K
t_i	tiempo para que inicie la transformación de fase, s
t_f	tiempo para que se complete la transformación de fase, s
T_{med}	temperatura del medio, K
T_{Ms}	temperatura de inicio de la transformación martensítica, K
V_r	rapidez de enfriamiento a $700^\circ C$, $^\circ C h^{-1}$
X_B	fracción de bainita, adimensional
X_D	fracción transformada de ferrita + perlita y/o bainita previa a la transformación martensítica, adimensional
X_F	fracción de ferrita, adimensional
X_M	fracción de martensita, adimensional
X_P	fracción de perlita, adimensional

Subíndices

- i* nodo en la dirección z
- j* nodo en la dirección r
- m* número de nodos en la dirección z
- n* número de nodos en la dirección r

Superíndices

- t* tiempo, s
- t + 1* tiempo futuro, s

Símbolos griegos

- α constante de la Ec. (17), K^{-1}
- ΔF cambio de fracción transformada, adimensional
- ΔH calor latente, $J Kg^{-1}$
- Δt paso de tiempo, s
- ε emisividad, adimensional
- θ_k tiempo de transformación isotérmico, s
- θ'_k tiempo ficticio, s
- ρ densidad, $kg m^{-3}$
- σ constante de Stefan-Boltzmann, $W m^{-2} K^{-4}$

Referencias

Avrami M. (1939). Kinetics of Phase Change. I General Theory. *Journal of Chemical Physics* 7, 1103-1112.

Avrami M. (1940). Kinetics of phase change. II Transformation-Time Relations for Random Distribution of Nuclei. *Journal of Chemical Physics* 8, 212-224.

Beck J. V., Litkouhi B, y St. Clair Jr. C. R. (1982). Efficient Solution of the Nonlinear Inverse Heat Conduction Problem. *Numerical Heat Transfer* 5, 275-286.

Brooks C. R. (1996). *Principles of Heat Treatment of Plain Carbon and Low Alloy Steels*. ASM International, EUA.

Çakira M. y Özsoyub A. (2011). Investigation of the correlation between thermal properties and hardenability of Jominy bars quenched with air-water mixture for AISI 1050 steel. *Materials and Design* 32, 3099-3105.

Chen S. G., Weng C. I., y Lin J. (1999). Inverse estimation of transient temperature distribution

in the end quenching test. *Journal of Materials Processing Technology* 86, 257-263.

Eshraghi Kakhki M., Kermanpur A., y Golozar M. A. (2009). Numerical Simulation of Continuous Cooling of a Low Alloy Steel to Predict Microstructure and Hardness. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 17, 045007.

Hömberg D. (1996). A numerical simulation of the jominy end-quench test. *Acta Materialia* 41, 4375-4385.

Iyer J., Brimacombe J. K. y Hawbolt E. B. (1985). Prediction of the structure and mechanical properties of control cooled eutectoid steel rods. Pittsburgh: *Mechanical Working y Steel Processing Conference XXII*, pp. 47-58.

Le Masson P., Loulou T., Artioukhine E., Rogeon P., Carron D., y Quemener J. J. (2002). A numerical study for the estimation of a convection heat transfer coefficient during a metallurgical "Jominy end-quench" test. *International Journal of Thermal Sciences* 41, 517-527.

Li M. V., Niebuhr D. V., Meekisho L. y Atteridge D. G. (1998). A computational model for the prediction of steel hardenability. *Metallurgical and Materials Transactions B* 29, 661-670.

Karlekar B. V. y Desmons R. M. (1985). *Transferencia de Calor*. Editorial Interamericana, México.

Koistinen D. P. y Marburger R. E. (1959). A General Equation for Austenite - Martensite Transformation in Pure Carbon Steels. *Acta Metallurgica* 7, 59-60.

Kovačič M. (2009). Genetic Programming and Jominy Test Modeling. *Materials and Manufacturing Processes* 24, 806-808.

López E. (2005). *Simulación de la evolución microestructural en el ensayo Jominy*. Tesis de Licenciatura en Ingeniería Química Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, México.

Narazaki M., Kogawara M., Shirayori A. y Fuchizawa S.(1998). Accuracy of Evaluation Methods for Heat Transfer Coefficients in Quenching. En: *Proceedings of the 18th*

Conference of heat treating Symposium including the Lui Dai Memorial Symposium, (R. A. Wallis y H. W. Walton, eds.), Pp 509-517. ASM International, Ohio.

Smoljan B. (2006). Prediction of mechanical properties and microstructure distribution of quenched and tempered steel shaft. *Journal of Materials Processing Technology* 175, 393-397.

Smoljan B., Rubesa D., Tomašić N., Hanza S. S., y Iljkić D. (2007). An analysis of application of modified Jominy-test in simulation of cold work tool steels quenching. *International Journal of*

Microstructure and Materials Properties 2, 24-34.

Smoljan B., Hanza S. S., Tomašić N. y Iljkić D. (2007). Computer simulation of microstructure transformation in heat treatment processes. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 24, 275-282.

Zehtab Yazdi A., Sajjadi S. A., Zebarjad S. M. y Moosavi Nezhad S. M. (2008) Prediction of hardness at different points of Jominy specimen using quench factor analysis method. *Journal of Materials Processing Technology* 199, 124-129.