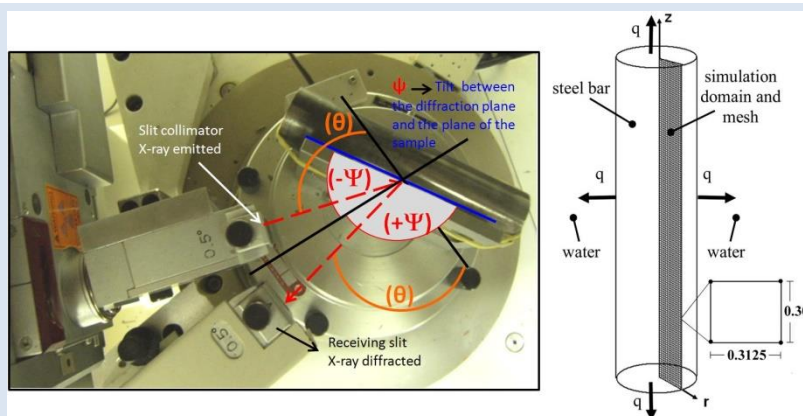


ESFUERZOS RESIDUALES GENERADOS EN EL TRATAMIENTO TÉRMICO DE TEMPLE PARA UN CILINDRO DE ACERO DE MEDIO CARBONO, SIMULACIÓN POR ELEMENTOS FINITOS Y VERIFICACIÓN EXPERIMENTAL

Edwan A. Ariza*, Marcelo A. Martorano, André P. Tschietschin

Departamento de Ingeniería Metalúrgica y de Materiales, Universidad de São Paulo, Av. Professor Melo Moraes, 2463, Cidade Universitária, 05508-030 - São Paulo, Brasil.

*e-mail: andersonariza@usp.br



RESUMEN

El objetivo de este trabajo es analizar la distribución de los esfuerzos residuales que surgen tanto de las variaciones volumétricas asociadas a las transformaciones de fase como de los gradientes térmicos producidos durante el enfriamiento, en un tratamiento térmico de temple de un cilindro de acero AISI/SAE 4340. El modelo matemático desarrollado con este objetivo, utiliza el programa AC3 para tratamientos térmicos, el cual prevé curvas de transformación, curvas de enfriamiento, microestructura y dureza del material en 20 posiciones entre la superficie y el centro del cilindro, para alimentar un modelo no lineal elasto-plástico de acoplamiento termo-mecánico desarrollado a través del método de elementos finitos. Los valores de las propiedades físicas y mecánicas requeridos en el modelo, fueron incluidos teniendo en cuenta la dependencia de la temperatura y las fases presentes, en función del tiempo de tratamiento. La verificación experimental del modelo numérico se efectuó por medio de difracción de rayos X utilizando el método de $\sin^2\psi$. Los resultados del modelo numérico y experimental tuvieron compatibilidad significativa y mostraron campos de esfuerzos residuales de compresión en la superficie con valores superiores en la dirección tangencial.

Palabras Claves: Temple, Método de elementos finitos, Esfuerzos residuales

RESIDUAL STRESSES GENERATED DURING HARDENING OF MEDIUM CARBON STEEL BAR, FINITE ELEMENT SIMULATION AND EXPERIMENTAL VERIFICATION

ABSTRACT

The aim of this work is to analyze the distribution of residual stresses resulting from combination of volumetric changes due to heat gradients and phase changes occurring during the quenching process of 4340 steel cylinder. The mathematical model used for this objective uses the AC3 program for modeling thermal treatments which provides transformation curves, cooling curves, microstructure and material hardness in 20 positions between the surface and the center of the cylinder, whose results were fed into a finite element model, considering thermal-mechanical coupling and non-linear elastic-plastic behavior. The values of the physical and mechanical properties required in the model, were included taking into account the temperature dependence and the phases present, depending on the treatment time. The results of the modeling have been compared to experimental measurements of the residual stresses at the surface, through X-Ray diffraction techniques and using the $\sin^2\psi$ method. The results obtained from the numerical model showed a significant correspondence in comparison with the experimental results and indicates that the most significant stresses are tangential.

Keywords: Quenching, Finite Element Method, Residual Stresses

1. INTRODUCCIÓN

Los tratamientos térmicos de los aceros son procesos de fabricación que proporcionan a los componentes mecánicos propiedades diferentes a las obtenidas después de los procesos de fundición, laminación y maquinado. En muchos casos estos permiten obtener propiedades específicas sin afectar significativamente las dimensiones de los componentes. Entre los diversos tipos de tratamientos térmicos utilizados en aceros para construcción mecánica, el temple es el proceso más común, siendo este caracterizado por el calentamiento de la pieza hasta una temperatura ligeramente superior ($\sim 50^\circ\text{C}$) a la temperatura crítica (austenitización), permanencia en esta temperatura por cierto tiempo y después enfriamiento a una velocidad suficientemente alta para garantizar transformación martensítica en la superficie del material y en muchos casos en su interior. En este proceso es necesario controlar la velocidad de enfriamiento con el fin de mejorar las propiedades mecánicas del componente y además evitar la formación de grietas y distorsiones resultantes tanto de las tensiones térmicas que se desarrollan debido a los gradientes de temperatura, como de las tensiones de transformación originadas por las variaciones volumétricas generadas en la descomposición de la austenita en agregados de ferrita y carburos, o en martensita.

El tratamiento térmico de temple es por lo tanto un problema complejo que envuelve el acoplamiento entre fenómenos térmicos, de transformación de fase y mecánicos, en el cual existe una gran dificultad de controlar la microestructura para obtener las propiedades mecánicas deseadas y al mismo tiempo condicionar los esfuerzos residuales y limitar las distorsiones sufridas por el material durante y después del proceso. Según Suraj [1] tradicionalmente, en las operaciones de tratamiento térmico industrial, los ciclos de tratamiento evolucionan empíricamente y una vez que las propiedades deseadas son alcanzadas, los ciclos raramente son modificados. Este abordaje empírico resulta, muchas veces, en condiciones alejadas de la ideal y están asociadas a la baja productividad y al alto consumo de energía. De hecho, los investigadores Hardin y Beckermann [2] afirman que es posible obtener un ahorro superior a los 1,51 PJ/año (equivalente a aproximadamente US\$ 7 millones), si fuesen tomadas acciones para la

optimización de los tratamientos térmicos en fundiciones norteamericanas.

En este contexto, se vuelve importante la elaboración de modelos y simulaciones numéricas capaces de describir y prever los procesos que ocurren en un componente durante el temple, las deformaciones originadas en el enfriamiento, la evolución de la temperatura y de la microestructura, y la forma con que las tensiones residuales se distribuyen durante y después del tratamiento. El conocimiento de estas variables y de sus interacciones permite analizar y optimizar las operaciones de tratamiento térmico, la microestructura del material y las propiedades mecánicas asociadas. Como afirman Prabhu y Fernandez [3] la simulación basada en los procesos de temple le permiten al tratador térmico escoger cuidadosamente el medio de enfriamiento y preparar adecuadamente la parte tratada térmicamente para una aplicación específica.

En este trabajo, son modeladas las tensiones que surgen durante temple en agua con agitación de un cilindro de acero AISI/SAE 4340, utilizando el método de los elementos finitos. Con este objetivo se adoptó una combinación entre el programa AC3 dedicado al modelado del proceso de temple y revenido y el software de elementos finitos ABAQUS/Standard. El programa AC3 prevé las curvas de transformación, la evolución de la temperatura, las curvas de enfriamiento, la dureza y la microestructura del material en cada posición entre la superficie y el centro del cilindro. El coeficiente de transferencia de calor entre la superficie del cilindro y el medio de enfriamiento fue calculado por la solución inversa de la ecuación de conducción de calor, utilizando las curvas de enfriamiento, medidas a través de termocuplas tipo K localizadas en dos posiciones diferentes del cilindro. Los porcentajes transformados de cada una de las fases, obtenidos utilizando el programa AC3, fueron considerados para determinar las propiedades mecánicas introducidas en el modelo de elementos finitos. Para la previsión de la evolución de las tensiones residuales y de las deformaciones son consideradas no solamente las tensiones puramente térmicas sino también las de transformación. Se presenta una implementación del acoplado termo-elasto-plástico, donde los valores de las propiedades físicas y mecánicas requeridas para el cálculo de la evolución y estado final de las tensiones residuales

fueron consideradas teniendo en cuenta la dependencia de la temperatura y las fases presentes en función del tiempo de tratamiento. La verificación y calibración del modelo numérico computacional fueron efectuadas a través de la medición de las tensiones residuales tanto en el sentido axial como tangencial, utilizando la técnica de difracción de rayos X.

2. PARTE EXPERIMENTAL

Se utilizó un cilindro de 100 mm de longitud y 25,4 mm de diámetro, de un acero con un contenido medio de carbono (0,4%) AISI/SAE 4340, que posee alta templabilidad y buena resistencia a torsión y a fatiga. Los análisis de composición química (ver Tabla 1) se realizaron mediante espectroscopía de plasma y método de combustión (C, S), siendo los resultados comparados con la norma SAE J404/09.

Tabla 1. Composición química del acero AISI/SAE 4340

Composición (% peso)							
C	Mn	Ni	Cr	Mo	Si	S	P
0,41	0,77	1,74	0,82	0,23	0,19	0,004	0,010

El modelo elaborado determina las tensiones residuales originadas por el ciclo térmico asociado al temple en agua con agitación, para esto, el cilindro fue colocado en un recipiente cubierto con carbón, para evitar el fenómeno de descarbonatación, austenitizado a 840°C por 50 minutos y posteriormente enfriado rápidamente en agua.

El análisis metalográfico se hizo siguiendo el procedimiento metalográfico convencional de corte, embutido, desbaste (hasta una malla 1000) y pulido final con alúmina de granulometría 1 y 0,3 µm. Para el ataque químico de la microestructura se utilizó el reactivo LePera modificado [4] constituido por una parte de 1% metabisulfito de sodio ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$) diluido en agua y dos partes de 4% de ácido pícrico ($\text{C}_6\text{H}_3\text{N}_3\text{O}_7$) diluido en alcohol etílico. Después del ataque químico las muestras fueron limpiadas con agua fría y después con alcohol, siendo posteriormente secadas con aire caliente forzado y sometidas al examen en un microscopio óptico Olympus BX-60.

Para calcular la cantidad de austenita transformada durante la transformación de austenita en martensita,

se empleó la ecuación de Koistinen y Marburger [5] (Ec. (1)).

$$V_\gamma = \exp[-\alpha(M_s - T)] \quad (1)$$

donde α es un parámetro que, para la mayoría de los aceros estudiados por los autores, se consideró igual a $1,10 \times 10^{-2} \text{ K}^{-1}$, siendo que:

$$M_s > T > -80^\circ \text{C} \quad (2)$$

Y por complementariedad, se puede obtener la fracción volumétrica para la martensita (Ec. 3):

$$V_M = 1 - \exp[-0,011(M_s - T)] \quad (3)$$

La Ec. (3) se usa para calcular las fracciones transformadas, teniendo en cuenta la austenita disponible y la dependencia de la temperatura con el porcentaje. De esta manera, el programa AC3, desarrollado en el lenguaje de programación C de alto nivel con una sintaxis bastante estructurada y flexible, creado por la empresa Marathon Monitors, Ltd [6] calcula matemáticamente la evolución de la microestructura en cualquier punto de la muestra, a través del tiempo, por la sobreposición de la curva de enfriamiento en el diagrama de enfriamiento continuo. Las curvas de enfriamiento son calculadas usando la conductividad térmica, capacidad calorífica, temperatura del medio de enfriamiento y el coeficiente de transferencia de calor entre la pieza y el medio de enfriamiento. El programa AC3, divide la curva de enfriamiento en 54 intervalos iguales y evalúa el estado de transformación para cada punto, determinando si el punto está en una región de transformación y en caso positivo, evaluando cuantitativamente cuanto de cada fase hay en el interior del material.

El modelado no lineal por elementos finitos realizado en la previsión de los campos de tensiones fue desarrollado en el software ABAQUS 6.9, considerando las propiedades elasto-plásticas del material en función de la temperatura y de la fracción parcial de cada constituyente. Una vez que la geometría analizada es cilíndrica, se utilizó una representación axisimétrica en la generación de la malla de elementos finitos, con 13320 elementos de orden geométrico cuadrática CAX4T.

El análisis termo-mecánico acoplado se inicia considerando que todo el cilindro está a una

temperatura uniforme de 840°C. El enfriamiento del material es definido por la imposición de una condición de contorno de variación de temperatura en los nodos de la superficie del cilindro.

Para facilitar el análisis de los resultados entregados por el programa AC3 y el acoplamiento entre AC3 y el programa de elementos finitos, se desarrolló un programa convertidor escrito en lenguaje Java [7]. Este programa utiliza la biblioteca de interfaces gráficas SWT [8] y exhibe una caja de texto en la cual se lee la salida de AC3 generando una tabla con la fracción de cada constituyente en cada anillo.

Así el modelo matemático elaborado, utiliza la información del programa AC3 en veinte posiciones entre la superficie y el centro del cilindro para alimentar un modelo no lineal elasto-plástico de acoplamiento termo-mecánico desarrollado a través del método de elementos finitos, para prever los

esfuerzos residuales del cilindro templado.

El modelado numérico de las tensiones residuales que surgen durante el temple de aceros está fuertemente influenciado por la correcta selección de las propiedades físicas y mecánicas del material y de la consideración de éstas, en función de la temperatura y de las fases presentes durante el enfriamiento. Las Tablas 2 a 4 presentan las propiedades térmicas y mecánicas necesarias para el análisis del desarrollo de las tensiones residuales de temple [9]. Estas ecuaciones fueron obtenidas a partir de la interpolación de los resultados obtenidos por Schröder [10] y Pietzsch [11] dando como resultado diversos polinomios para temperaturas que varían entre 0 y 900 °C. Los valores para el cálculo de las expansiones térmicas de la austenita y la martensita fueron de $2,1 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ y $1,3 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ [12], respectivamente.

Tabla 2. Módulo de elasticidad y relación de Poisson

Constituyente	Módulo de elasticidad (GPa)	Relación de Poisson
Austenita	$6 \times 10^{-9} T^3 + 6 \times 10^{-6} T^2 - 0,084 T + 200$	$8 \times 10^{-11} T^3 - 7 \times 10^{-8} T^2 + 7 \times 10^{-5} T + 0,29$
Martensita	$-6 \times 10^{-5} T^2 - 0,033 T + 200$	$8 \times 10^{-11} T^3 - 9 \times 10^{-8} T^2 + 7 \times 10^{-5} T + 0,28$

Tabla 3. Conductividad térmica y Calor específico

Constituyente	Conductividad térmica (W/m °C)	Calor específico (J/kg °C)
Austenita	$-6 \times 10^{-9} T^3 + 9 \times 10^{-6} T^2 + 8 \times 10^{-3} T + 15$	$-4 \times 10^{-8} T^3 + 4 \times 10^{-5} T^2 + 9 \times 10^{-2} T + 532$
Martensita	$-1 \times 10^{-6} T^2 - 2 \times 10^{-2} T + 43$	$6 \times 10^{-8} T^3 - 8 \times 10^{-5} T^2 + 0,3 T + 484$

Tabla 4. Límite de fluencia, expansión volumétrica y calor latente

Constituyente	Límite de fluencia (MPa)	Austenita → Martensita	
Austenita	$31 \times 10^{-8} T^3 - 43 \times 10^{-5} T^2 - 0,04 T + 298$	Expansión volumétrica (%)	4,428
Martensita	$-0,001 T^2 - 0,1 T + 1000$	Calor latente (J/m ³)	$6,4 \times 10^8$

Se hizo el análisis térmico durante el proceso de temple con el fin de determinar el coeficiente de transferencia de calor entre la superficie del cilindro y el medio de enfriamiento. Este coeficiente de transferencia de calor es necesario para simular la variación de los campos de temperatura durante el temple, requerido en las simulaciones de la evolución microestructural y en la formación de las tensiones residuales. Para obtener el coeficiente de transferencia de calor, las curvas de enfriamiento se midieron por la inserción de dos termocuplas tipo K

(cromel-alumel) con alambres aislados por cerámica compactada y revestidos por un tubo de acero inoxidable de 1,5 mm de diámetro. Las termocuplas fueron dispuestas en dos puntos diferentes de la muestra, como se muestra en la Figura 1 y se conectaron a un computador, que a través de un sistema de adquisición de datos programado en lenguaje gráfica LabVIEW (*Laboratory Virtual Instrument Electronic Workbench*) registran las señales en tiempo real a una velocidad de 10 Hz y convierte estas señales en datos de tiempo y

temperatura durante el enfriamiento. El tiempo de respuesta fue de 0,1 s.

Las curvas de enfriamiento medidas se utilizaron para resolver inversamente la ecuación diferencial de Fourier en coordenadas cilíndricas presentada en la Ec. (4). Una vez que la longitud de los cilindros es cuatro veces su diámetro (cilindro semi-infinito), la extracción de calor por las extremidades puede ser despreciada y evaluada únicamente unidimensionalmente en el sentido radial. Esta es una condición comúnmente utilizada en la mayoría de los laboratorios de análisis de curvas de enfriamiento de piezas cilíndricas templadas por inmersión [13].

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{q} \quad (4)$$

La condición de contorno en la superficie del cilindro se determinó de acuerdo a la Ec. (5):

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_M) \quad (5)$$

Para calcular la pérdida de calor por radiación, se empleó la ley de Stefan-Boltzmann (Ec. (6)):

$$-q_r = \varepsilon_c \sigma [(T_s - T_z)^4 - (T_M - T_z)^4] \quad (6)$$

De esta manera las curvas de enfriamiento fueron comparadas con las curvas obtenidas de las ecuaciones (4) y (5) resueltas numéricamente por el método de los elementos finitos usando el software ABAQUS 6.9.

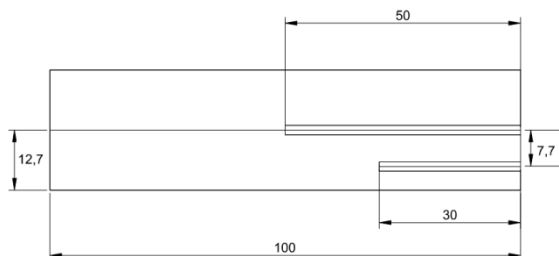


Figura 1. Ubicación de los termopares dentro del cilindro. Todas las dimensiones en mm.

La verificación del modelo computacional se efectuó a través de la medición de las tensiones residuales, utilizando la técnica de difracción de rayos X y el método de $\sin^2\psi$ de acuerdo con la norma ASTM E 1426-98 [14], en un difractómetro Rigaku Rint 2000 con una radiación de cromo ($\text{CrK}\alpha = 2,29100 \text{ \AA}$), una variación de ψ de -50° a

50° con intervalos de 10 s. El ángulo 2θ se varió de $154,1^\circ$ a $157,7^\circ$ con un paso de 0,2, referente a los planos (211). Para esto las muestras fueron desbastadas empleando papeles de SiC hasta una malla 1200 antes del tratamiento y después del mismo únicamente un papel de SiC de malla 1200, con el fin de evitar errores en la lectura de la difracción debido a la oxidación o a la rugosidad del material.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las curvas de enfriamiento se obtuvieron para tres repeticiones experimentales de las condiciones de temple. Las mismas mostraron algunos cambios bruscos durante el enfriamiento, lo que puede indicar que hubo liberación de calor latente debido a la transformación de fase de austenita a martensita. Para mostrar este efecto claramente, se derivó una de las curvas de enfriamiento y fue superpuesta en el mismo gráfico, con la curva de enfriamiento obtenida experimentalmente, como se muestra en la Figura 2.

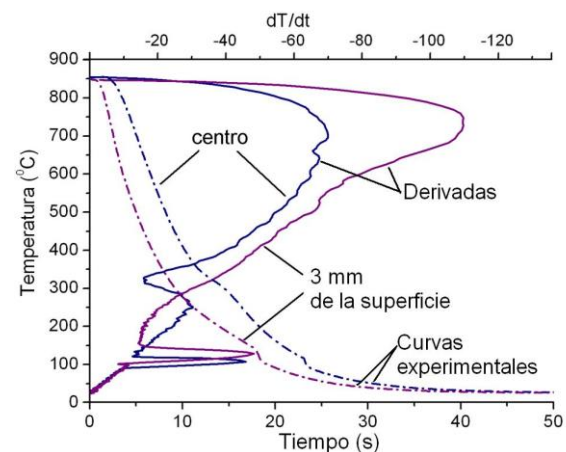


Figura 2. Curva de enfriamiento experimental y su derivada para dos posiciones dentro del cilindro.

La Figura 2, muestra claramente los picos en el centro y cerca de la superficie para una temperatura cercana a los 100°C , que coinciden con los rangos de temperaturas propuestos en la literatura para el fin de la transformación martensítica del acero AISI 4340. Igualmente las curvas mostraron un pico cercano a los 320°C , que corresponden a la temperatura de inicio de la transformación para este tipo de acero. Este efecto probablemente se debe a la absorción de calor, que aumenta la velocidad de enfriamiento, durante la transformación endotérmica de austenita a martensita.

Las curvas calculadas por el método de elementos finitos correspondieron a un coeficiente de transferencia de calor igual a $7200 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, el cual fue adoptado en el modelo.

El diagrama de enfriamiento continuo obtenido a través del programa AC3 se muestra en la Figura 3.

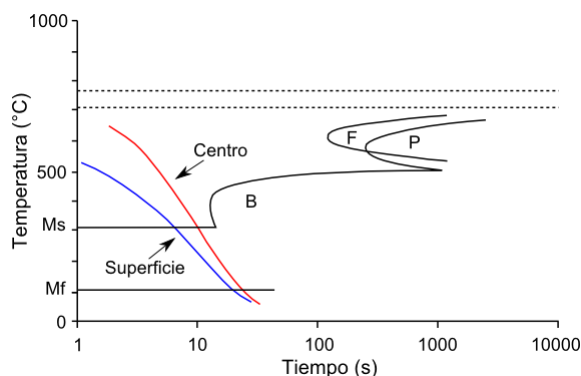


Figura 3. Ilustración de la curva de enfriamiento continuo del acero tratado térmicamente.

Se observa en la Figura 3 que debido al proceso de enfriamiento rápido en agua con agitación ($1,613 \text{ m/s}$), se forma una microestructura completamente martensítica a través de toda la sección transversal del cilindro, siendo estos valores compatibles con el análisis de microscopía óptica realizado en la muestra, presentado en la Figura 4, y confirmado por las velocidades de enfriamiento calculadas, así como por las pruebas de microindentación Vickers efectuadas, en las que se obtuvo una dureza de $529 \pm 26 \text{ Kg/mm}^2$ en la sección transversal de las mismas muestras tratadas. En la Figura 4 se observan las micrografías de la superficie y del centro del cilindro, resultantes del temple en agua. En el análisis microestructural a través de toda la sección transversal se observó una estructura 100% martensítica.

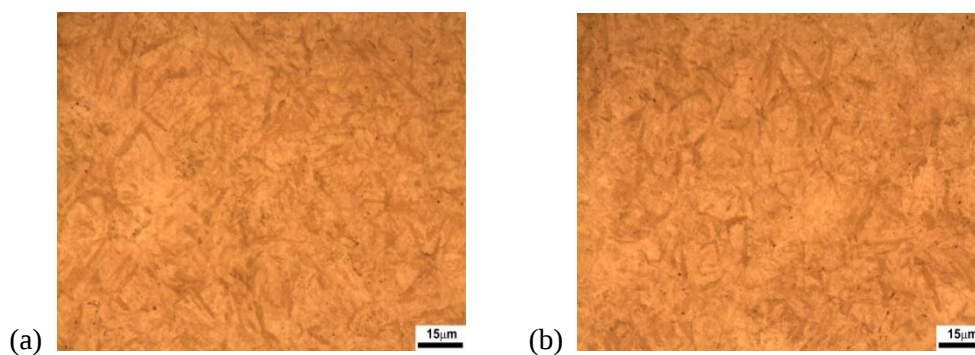


Figura 4. Microestructura de la pieza templada en agua, (a) en la superficie; (b) en el centro. Ataque LePera modificado. Aumento 1000x.

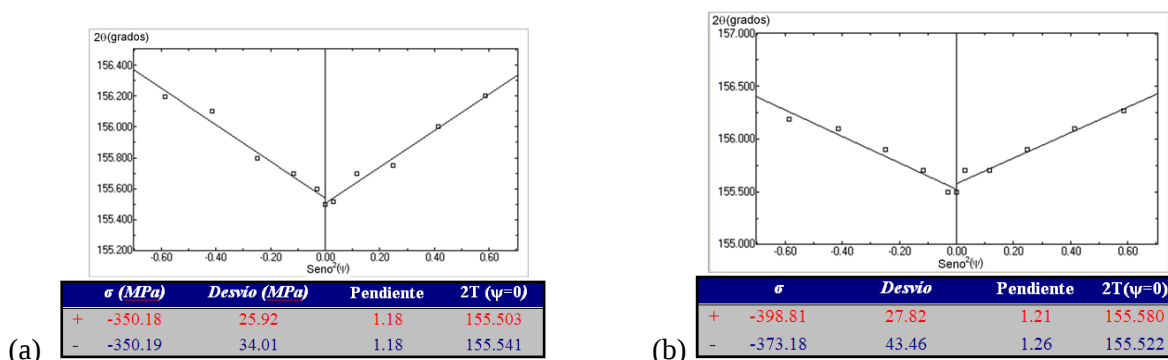


Figura 5. Tensión residual para el acero AISI/SAE 4340 templado en agua con agitación. Gráfico generado por el difractómetro de rayos X Rigaku Rint 2000. (a) Axial. (b) Tangencial.

En la Figura 5 se presentan los resultados de tensión residual en los sentidos axial y tangencial, obtenidos por el difractómetro de rayos X, que relaciona el ángulo 2θ (eje vertical) con $\sin^2\psi$ (eje horizontal). En el sentido radial no se tomaron medidas de tensión residual por difracción ya que los resultados de las simulaciones previas y la revisión de la literatura presentaban resultados poco significativos en esta dirección.

Se observa a través de estas figuras (ver Figura 5) la distribución de $(+\psi)$ y $(-\psi)$ dispuestas simétricamente, indicando una distribución

homogénea de la tensión residual en ambos sentidos, lo que puede ser atribuido a la preparación superficial de la muestra antes y después del tratamiento térmico y además al correcto alineamiento del haz de difracción incidido en la muestra.

La Figura 6 presenta los campos de tensiones residuales resultantes en la dirección axial, tangencial y radial en un cuarto del cilindro, obtenidas a través del modelo de elementos finitos.

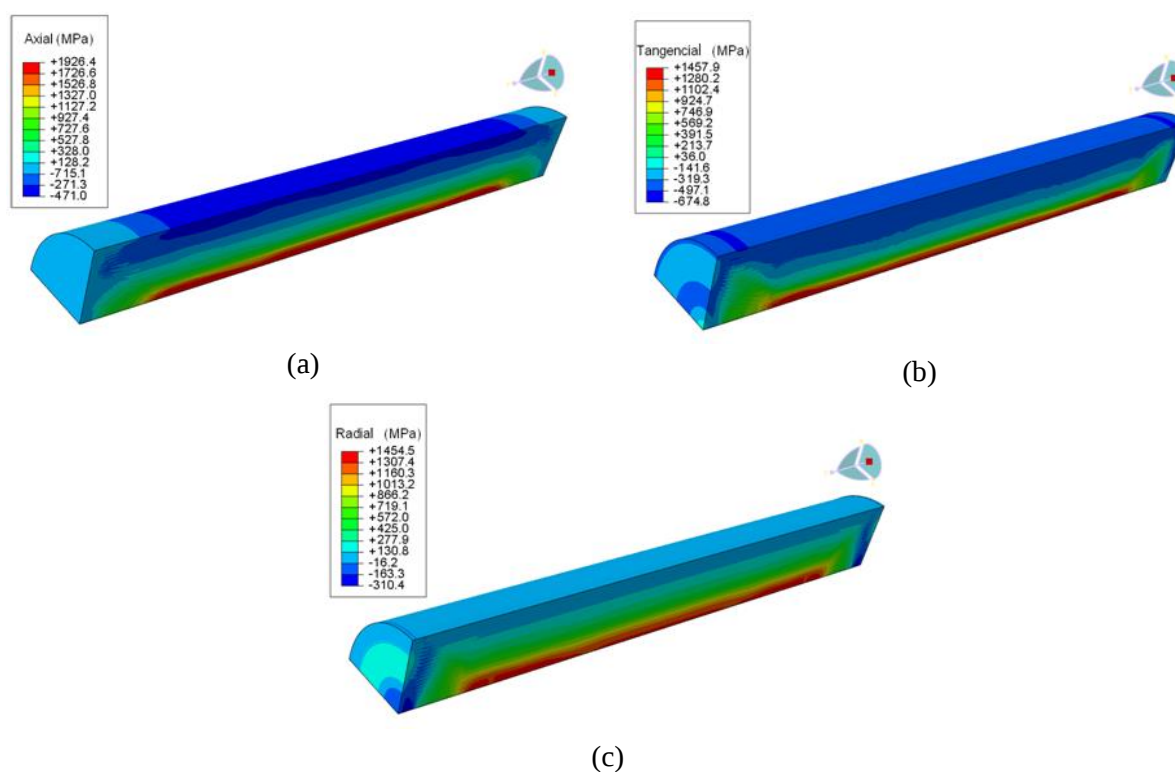


Figura 6. Distribución de las tensiones residuales calculadas por el método de los elementos finitos para el acero AISI/SAE 4340 templado en agua con agitación. (a) Axial. (b) Tangencial. (c) Radial.

Dada la importancia que tienen los campos de tensión a través de la sección transversal del componente, los perfiles de tensión residual se definieron en un camino intermedio (ver Figura 7 (a)). Los resultados de las tensiones axial, tangencial y radial a lo largo de esa trayectoria se muestran en la Figura 7 (b).

La evolución de estos esfuerzos (compresión en la superficie y tracción en el centro) están en concordancia, de forma cualitativa, con lo reportado por varios investigadores [15-18]. Además, los

estudios realizados por Mayr [19] y Liscic [20] permiten aclarar cómo se desarrollan este tipo de distribución de esfuerzos residuales. El análisis de estos resultados permitió visualizar cuantitativa y cualitativamente la magnitud de la tensión máxima residual y determinar los valores precisos de las tensiones residuales en la superficie con el fin de poder hacer una comparación con los valores obtenidos por difracción de rayos X, como se presenta en la Tabla 5.

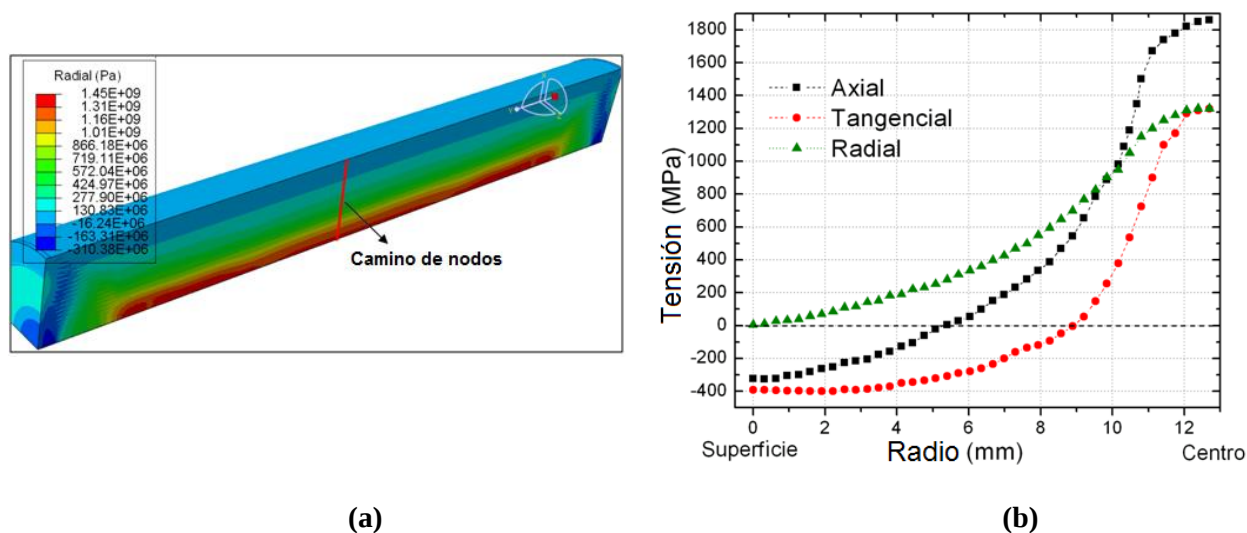


Figura 7. Distribución de las tensiones residuales al final del temple, calculadas por el método de elementos finitos a lo largo de la sección transversal del cilindro de acero AISI/SAE 4340.

Tabla 5. Comparación entre las tensiones tangenciales y axiales numéricas y por difracción de rayos X para el acero AISI/SAE 4340.

Acero AISI/SAE	σ Tangencial (MPa)		σ Axial (MPa)	
	Modelo Matemático	DRX	Modelo Matemático	DRX
4340	- 391 $\pm$ 3	- 386 $\pm$ 50	- 323 $\pm$ 10	- 350 $\pm$ 34

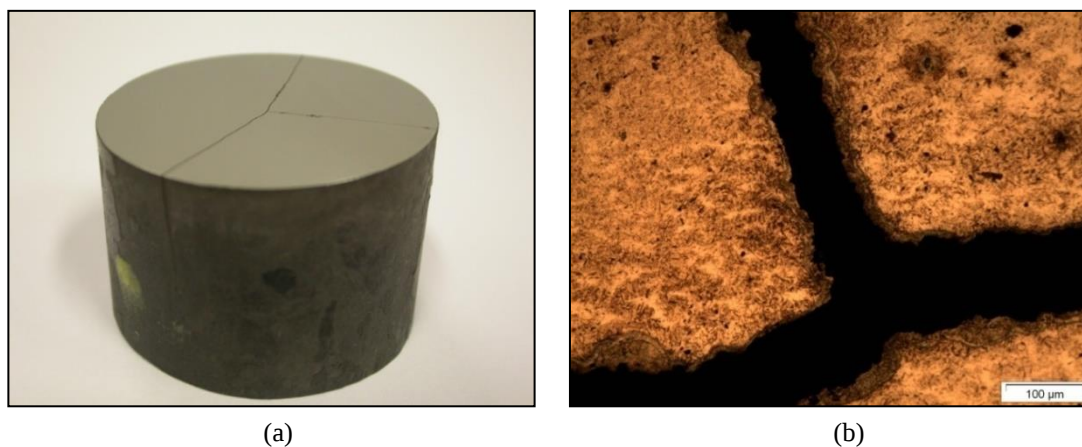


Figura 8. Grieta de temple nucleada en el parte central del cilindro después del temple en agua. Acero 4340. (a) Macrografía. (b) Micrografía de la grieta. 100x.

Comparando los resultados de tensión residual, se puede afirmar que las tensiones residuales en la superficie fueron siempre compresivas en las

direcciones axial y tangencial con valores mayores en la dirección tangencial. Además, se observa que los resultados obtenidos a partir del método de los

elementos finitos y los obtenidos a través de difracción de rayos X presentan una correlación aproximada.

Los resultados elevados de los esfuerzos residuales de tracción, obtenidos por medio del modelo numérico, fueron constatados experimentalmente por la formación de grietas en esta región, como se observa en la Figura 8. En la fase inicial del temple la posibilidad de sufrir grandes deformaciones plásticas o agrietamiento es pequeña, ya que el componente está compuesto por austenita, que posee alta ductilidad, sin embargo en la fase posterior al temple, la formación súbita de martensita (coeficiente de expansión por transformación, mucho más alto que el coeficiente de expansión térmica) induce esfuerzos internos que pueden conllevar a grandes deformaciones e inclusive al agrietamiento. Esta ruptura localizada en la forma de grietas de temple ocurre cuando la magnitud del esfuerzo desarrollado excede la tensión de fractura, es decir, estas grietas ocurren cuando la deformación plástica no consigue absorber los esfuerzos generados. De esta manera, dependiendo del estado de esfuerzos residuales y de la naturaleza de la pérdida de ductilidad durante el temple, a elevadas temperaturas, pueden surgir grietas de temple originadas por los esfuerzos residuales.

4. CONCLUSIONES

El modelo no lineal elasto-plástico, propuesto en este trabajo, requiere la inclusión de las propiedades mecánicas y físicas, los porcentajes de cada fase transformada en función de la temperatura, el acoplamiento termo-mecánico y el análisis preciso de las principales interacciones para prever el estado de tensiones residuales que se desarrolla en el tratamiento térmico de temple.

El programa AC3 empleado y el programa convertidor desarrollado para el acoplamiento de los resultados con el modelo de elementos finitos, permitieron utilizar los resultados del modelado microestructural previsto por AC3 como datos de entrada en el Software ABAQUS para el modelado de las tensiones residuales resultantes del tratamiento de temple en agua en el acero AISI/SAE 4340.

Los resultados numéricos obtenidos a través del modelo numérico utilizando el método de los elementos finitos se correlacionan bastante bien con aquellos resultados experimentales calculados por

difracción de rayos X.

Los perfiles de esfuerzos residuales en la dirección axial y tangencial tienen distribuciones semejantes en la superficie del cilindro, siendo que los resultados, tanto experimentales como del modelo numérico, fueron en compresión. Estos resultados también mostraron que los esfuerzos tangenciales son superiores, en todos los casos, a los axiales. Además se observó que la distribución de tensiones residuales en la dirección radial es nula en la superficie, sin embargo podría tener una influencia sub-superficial.

Los valores elevados de los esfuerzos residuales obtenidos por el modelo numérico, en la región central del cilindro, fueron corroborados experimentalmente por la formación de grietas de temple en dicha región.

5. REFERENCIAS

- [1]. Suraj SS. Modeling of Industrial Heat Treatment Operations. En: C.H. GÜR y J. PAN, Handbook of Thermal Process Modeling of Steels. CRC Press, London. pp. 313 – 339. 2009
- [2]. Hardin RA and Beckermann C. Simulation of Heat Treatment Distortion, in *Proceedings of the 59th Technical and Operating Conference*, 2005.
- [3]. Prabhu NK and Fernandes P. Effect of Surface Roughness on Metal/ Quenchant Interfacial Transfer and Evolution of Microstructure. *Materials and Design*, vol. 28, p. 544 – 550, 2007.
- [4]. Alves G. Caracterização microestrutural de um aço médio carbono e baixa liga (com estrutura bainítica/martensítica) via microscopia óptica. Maestría en Ingeniería en el área de Proyectos y Materiales. Facultad de Ingeniería de Guaratinguetá São Paulo, 2008.
- [5]. Koistinen DP and Marburger RE. A General Equation Prescribing the Extent of the Austenite – Martensite Transformation in Pure Iron – Carbon Alloys and Plain Carbon Steel. *Acta Metall*, vol 7, p. 59 – 60, 1959.
- [6]. AC3 Heat Treatment Software Operating Manual. Marathon Monitors Inc. Ohio, 1994.
- [7]. Eckel B. Thinking in Java. 4 ed. Prentice Hall, 2006.
- [8]. Northover, S.; wilson, M. SWT: The Standard Widget Toolkit. Addison-Wesley Professional, v. 1, 2004
- [9]. Bhadeshia H.K. Material factors. Em: Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel. ASM International, eds Totten G, Howes M and Inoue

- T. ASM International, Materials Park, Ohio, 2002.
- [10]. Schröder R. Influences on development of thermal and residual stresses in quenched steel cylinders of different dimensions. *Materials Science and Technology*, vol. 1, pp. 754 – 764, 1985.
 - [11]. Pietzsch R, Brzoza M, Kaymak Y, Specht E. Simulation of the Distortion of Long Steel Profiles during Cooling. *Journal of Applied Mechanics*. ASME, vol. 74, p. 427 – 437, 2007.
 - [12]. Fletcher A.J. *Thermal Stress and Strain Generation in Heat Treatment*. Elsevier Applied Science. London. 246 p. 1989.
 - [13]. Babu K and Prasanna TS. Estimation and Analysis of Surface Heat Flux During Quenching in CNT Nanofluids. *Journal of Heat Transfer*, vol. 133, pp. 106-117, 2011.
 - [14]. ASTM International. ASTM E 1426-98. Standard test method for determining the effective elastic parameter for X-ray diffraction measurements of residual stress. West Conshohocken, 2009
 - [15]. Denis, S. et al. Prediction of Residual Stress and Distortion of Ferrous and Non-Ferrous Metals: Current Status and Future Developments. *Journal of Materials Engineering and Performance*, p. 92 – 102, 2002.
 - [16]. Fletcher, A. J.; Soomro, A. B. The Effect of Stress Relaxation Rate on the Generation of Thermal Stress during Quenching. *Materials Science and Engineering*, v. 82, p. 101 – 115, 1986.
 - [17]. Hernandez, J. B. *Heat Transfer and Stress Generation during Forced Convective Quenching of Steel Bars*. 1996. 408 p. Tesis de doctorado. University of British Columbia, Vancouver, 1996.
 - [18]. Li, H.; Zhao, G.; He, L. Finite element method based simulation of stress-strain field in the quenching process. *Materials Science and Engineering A*, v. 478, p. 276 – 290, 2008.
 - [19]. Mayr, P. Dimensional alteration of parts due to heat treatment. *Residual Stress in Science and Technology*, v. 1, Garmisch-Partenkirchen, p. 57 – 77, 1987.
 - [20]. Liscic, B. *Steel Heat Treatment*. En: TOTTEN, G. E. *Steel Heat Treatment – Metallurgy and Technologies*. 2ed. Taylor & Francis Group. U.S, p. 289 – 426, 2007.