REVISTA DE METALURGIA, 42 (3) MAYO-JUNIO, 209-215, 2006 ISSN: 0034-8570

Desarrollo de simuladores para procesos industriales. Parte II (Colada continua)*

A. Ramírez**, A. Mosqueda**, V. Sauce**, R. Morales***, A. Ramos**** y G. Solorio*****

Resumen El estudio del comportamiento térmico del acero es de gran importancia para controlar la calidad de productos como perfiles colados, por lo que el presente trabajo muestra el acoplamiento de una subrutina, para simular las condiciones de extracción de calor que ocurren durante el proceso de colada continua, a la rutina de simulación del proceso descrita por los presentes autores en un trabajo previo^[1]; como resultado se obtienen los perfiles de temperatura del acero y las graficas de temperatura superficial de este y, posteriormente, se procede a la validación del sistema con datos de condiciones reales de operación.

Palabras clave Colada continua. Comportamiento térmico. Condiciones de enfriamiento. Simulación.

Development of industry processes simulators. Part II (Continuous casting)

Abstract The understanding of steel thermal behavior is very important in order to take care the quality of the products like billets and slabs due to these; this work shows the join of a subroutine to simulate the heat transfer conditions during the continuous casting process to the model for simulating the process described by the present authors in a previous work^[1]; the result is the temperature profiles and surface temperature graphics of the steel, then they are compared with data carried out of real operating conditions.

Keywords Continuous casting. Thermal behavior. Cooling conditions. Simulation.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso más empleado para la producción de perfiles de acero en grandes cantidades es la colada continua. El acero es fundido, vaciado y distribuido en una máquina de colada continua (MCC) donde se solidifica; este proceso ha probado ser altamente eficiente y permite la producción no interrumpida de perfiles; sin embargo, una gran cantidad de fenómenos físicos ocurren durante este proceso y su comprensión es de vital importancia para el aprovechamiento de las instalaciones, evitar accidentes así como daños y defectos en los productos. Uno de estos fenómenos es el enfriamiento del acero durante su recorrido en la MCC, el cual es debido a las diferentes condiciones que encuentra el acero. Para lo cual en este trabajo se muestra el desarrollo de un modelo matemático que puede ser acoplado al modelo que determina el desplazamiento del acero en la MCC; estos modelos realizan

** Instituto Politécnico Nacional (SEPI-ESIME-UPT-IPN).

^{*} Trabajo recibido el día 22 de agosto de 2005 y aceptado en su forma final el día 10 de marzo de 2006.

^{***} Instituto Politécnico Nacional (SEPI-ESIQIE-UPALM-IPN).

^{****} Instituto Tecnológico de Morelia Michoacán México (Depto. de posgrado).

^{*****} Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo (Depto. de posgrado).



Figura 1. Discretización del perfil de acero.

Figure 1. Discretization of steel billet.

los cálculos de manera simultanea mediante el empleo de métodos numéricos de integración y diferencias finitas para obtener una simulación muy cercana a la realidad y poder disponer con rapidez de resultados confiables^[1].

2. MODELO MATEMÁTICO

Del mismo modo que en el trabajo previo, el primer paso es analizar físicamente qué, cómo y cuándo sucede el fenómeno de extracción de calor en el acero durante su recorrido en la MCC y cómo se va a representar al acero para poder seleccionar los métodos numéricos y el procedimiento de solución a utilizar. Para ello, se considera que a cada intervalo de tiempo (Δ t) se cuela una cantidad de acero (volumen de control) cuyas dimensiones laterales (dx y dy) son las del perfil a producir y la dimensión en la dirección de colada (dz) depende de la velocidad de colada.

Este acero se discretiza en volúmenes de control de dimensiones (Δx , Δy y Δz) como los que se muestran en la figura 1 que, matemáticamente, son representados por nodos (valores de un arreglo matricial) de posiciones (I,J); dichas dimensiones son constantes y se determinan como se muestra a continuación:

Las dimensiones laterales ($\Delta x y \Delta y$) son función de las dimensiones del perfil (dx y dy) y del número de nodos (nx y ny) utilizados para seccionarlo. En función a la velocidad de colada de cada línea y al intervalo de tiempo calculado (Δt) corresponde un valor de avance del acero (Δz); sin embargo, este intervalo de tiempo es función también de la fineza de la malla empleada (número de nodos usados). Es importante señalar que, mientras más nodos se emplean el análisis, este, es más preciso; pero, consecuentemente, se requiere de un mayor número de operaciones a realizar para obtener resultados y, por tanto, esto implica una mayor cantidad de tiempo de compilación del simulador. También, es importante mencionar que el uso de una malla reticular cuadrada simplifica el manejo de datos y contribuye en gran parte a la eficiencia del algoritmo matemático

Tabla I. (Cp) del acero

Table I. Heat capacity of steel

Temperatur	(J/kgK) C _p =A + BT		
lemperatura	AA	В	
$\begin{array}{c} T < T_{AR1} \\ T_{AR1} < T < T_{AR3} \\ T_{AR3} < T < T_{Sol} \\ T_{Sol} < T < T_{Liq} \\ T > T_{Liq} \end{array}$	78,72 - 79,1 % C 39,90 +180,64 % C 13,2 - 3,98 % C	-(0,043 - 0,055 % C) -(9,39010 ⁻³ + 0,183 % C) 11,73010 ⁻³ + 2,59010 ⁻⁴ % C C _{PL} 7.482	

Tabla II. Conductividad térmica del acero

Table II. Thermal conductivity of steel

Temperatura	(W/mK) K =A + BT		
	A	В	
$\begin{array}{c} T < T_{AR1} \\ T_{AR1} < T < T_{AR3} \\ T_{AR3} < T < T_{Sol} \\ T_{Sol} < T < T_{Liq} \\ T > T_{Liq} \end{array}$	280 - 250 % C 1.463 + 4.221 % C 627 – 476 % C 24	(0,514 – 497 % C) - (0,418 + 3,958 % C) (0,0234 + 0,3344 % C) K _{EF} 73,24-1,211T	

ya que las operaciones de cálculo de temperaturas y su despliegue en la pantalla se realizan en un par de ciclos anidados para todas las posiciones (I y J).

La cantidad de energía necesaria para calentar cada elemento de acero hasta la temperatura de colada (T_{co}) se obtiene resolviendo la ecuación (1).

$$H_{l,J} = \int_{T=T_{o}}^{T=T_{AR1}} WC_{p}dT + \int_{T=T_{AR3}}^{T=T_{AR3}} WC_{p}dT + \int_{T=T_{AR3}}^{T=T_{sol}} WC_{p}dT + \int_{T=T_{AR3}}^{T=T_{liq}} VC_{p}dT + \int_{T=T_{sol}}^{T=T_{co}} VC_{p}dT$$
(1)

donde, los valores de las temperaturas (T_{liq} , T_{sol} , T_{AR3} y T_{AR1}) se calculan utilizando las ecuaciones descritas por autores de literatura^[2] y el valor de (cp) esta en función de cada una de estas temperaturas y se representa por los coeficientes (A y B) de las tablas I y II; (W) es el peso de cada elemento discretizado de acero que se puede obtener multiplicando el volumen de estos por la densidad del acero; y (To) es la temperatura inicial del acero que se considera T_{amb} =25°C.

DESARROLLO DE SIMULADORES PARA PROCESOS INDUSTRIALES. PARTE II. (COLADA CONTINUA) DEVELOPMENT OF INDUSTRY PROCESSES SIMULATORS. PART II. (CONTINUOUS CASTING)



Figura 2. diagrama de resolución para los nodos del sistema.

Figure 2. Flow chart for solving the nodes of the system.

3. CONDICIONES DE EXTRACCIÓN DE CALOR

El sistema de simulación, para calcular la extracción de calor que experimenta el perfil dentro de la MCC, realiza una identificación en partes de los fenómenos que ocurren, basada en los dos siguientes criterios:

- Posición del nodo en el arreglo.
- Avance del acero durante su recorrido en la MCC.

Se utiliza el criterio de la posición del nodo en arreglo ya que, debido a las condiciones de diseño de la máquina, puede que existan diferentes condiciones de enfriamiento para cada lado del perfil, lo cual provoca condiciones de enfriamiento y de solidificación asimétricas. Anteriormente, varios autores^[3-8] simplificaban este problema considerando condiciones de enfriamiento constantes e invariables, además de calcular solo una parte del perfil a colar (comúnmente, se simulaba 1/4 del perfil) debido a que la capacidad de procesamiento de datos era menor en los años 60 a 80 o, bien se hacían simplificaciones a 1D de modelos de comportamiento térmico.

Además, es importante mencionar que los nodos externos (del perímetro del perfil) están sujetos a diferentes condiciones de extracción de calor mientras que los nodos internos solamente se ven afectados por el fenómeno de conducción de calor. Por lo que, con objeto de mejorar el rendimiento computacional del sistema, se calculan, a cada intervalo de tiempo, en rutinas separadas, los nodos externos e internos, como se muestra en el diagrama lógico de la figura 2. Para el caso de los nodos internos es necesario resolver la ecuación (2), de Fourier:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q = p c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$



Dirección de colada

Figura 3. Condiciones de extracción de calor del perfil durante su recorrido en la MCC.

Figure 3. Heat removal conditions of the billet during continuous casting.

El segundo criterio se toma en función al avance (dz) del perfil dentro de la MCC ya que permite reconocer si el perfil se encuentra en el molde, en el SES, o en el área libre; además, cuando el perfil está dentro del SES se realiza una identificación adicional ya que se debe conocer la zona de enfriamiento, sus condiciones de operación y el número de esprea bajo la cual se encuentra el perfil para aplicar la ecuación correspondiente al mecanismo de extracción de calor.

4. RECORRIDO DEL ACERO EN LA MCC

El acero, inicialmente es vaciado en un molde de cobre donde adopta la geometría del perfil deseado; de aquí, que se decida discretizarlo en pequeños elementos cúbicos. Durante su permanencia dentro de aquel, es importante que se forme una capa solidificada en el perímetro superficial del perfil capaz de contener la presión hidrostática del acero líquido del interior; muchos defectos, como marcas de oscilación o rechupes pueden ser minimizados con un buen control de las condiciones de enfriamiento y operación del molde; sin embargo, la simulación de estas es muy compleja debido a la gran cantidad de factores que intervienen en las interfaces entre molde y acero; por lo que muchos autores han preferido calcular o interpolar valores y ecuaciones que representen el flujo de calor dentro del molde, con base en lecturas de temperatura tomadas durante operaciones de colada; en este trabajo, se emplea la ecuación (3) para determinar el flujo de calor (q) como función del tiempo de permanencia (t_{re}) del

acero en el molde. Donde, los valores de Ao y Bo fueron calculados por Savage y Pinchar^[9].

$$q = Ao + Bov t_{re}$$
 (3)

Como se puede apreciar en la figura 3, dentro del molde se considera que la extracción de calor se lleva a cabo de manera no interrumpida a lo largo de las superficies laterales del perfil. Sin embargo, una vez que el acero ha salido del molde este se encuentra en una zona de enfriamiento secundario (SES) que consta de un sistema de espreas que mojan las caras del acero para extraer la mayor cantidad de calor posible, lo que provoca una extracción de calor por convección forzada en la superficie del acero.

Las espreas mojan cierta área de las superficies laterales del perfil como se aprecia en la figura anterior y, en función a estas áreas y al flujo de agua aplicado, el flujo de calor (q) se calcula utilizando la ecuación (4).

$$q = h \left(T_{IJ} - T_{W} \right) \tag{4}$$

donde, (T_w) es la temperatura del agua del SES, $(T_{I,J})$ es la temperatura de los nodos superficiales correspondientes y (h) es un coeficiente de extracción que se calcula en función al siguiente procedimiento:

Debido a que pueden existir diferentes arreglos de espreas y variación en los flujos aplicados; se consideran como variables independientes del SES los siguientes datos:

 θ = Angulo que forma la zona de enfriamiento respecto al radio de curva de la MC.

ne = Número de espreas en la zona de enfriamiento.

 ϕ_{boq} = Diámetro de la boquilla de la esprea (mm.)

 Ω = Angulo de disparo de la esprea.

G = Flujo de agua (l/min.).

El ángulo (θ) es calculado para cada una de las zonas de enfriamiento y recalculado para cada una de sus espreas mediante las ecuaciones (5) y (6), respectivamente; aquí, los subíndices (ze y ne) se refieren a que los datos son calculados para cada zona de enfriamiento y para cada espera, respectivamente. Cada esprea tiene un área de enfriamiento (A_w), como se puede apreciar en las figuras 3 y 4, la cual se determina calculando la base del cono proyectado por el chorro de agua usando la ecuación (7).



Figura 4. Área de enfriamiento de una esprea.

Figure 4. Cooling area of a spray.

$$\theta_{ze,ne} = \theta_{ze,ne} + \frac{\theta_{ze}}{ne_{ze}}$$
(6)

$$Aw = \pi \frac{d_w^2}{4} \tag{7}$$

Para el caso de los chorros de las espreas se considera lo siguiente:

- El chorro de la esprea esta compuesto únicamente por agua.
- El flujo de agua, su temperatura y los ángulos de disparo son invariables.
- No hay dispersión de agua; es decir, el agua se distribuye homogéneamente (volúmenes iguales) en la superficie del perfil.
- Se considera que no hay estancamiento de agua en las superficies del acero.
- Se considera que la influencia debida a los rodillos guía de la MCC no es significativa para la extracción de calor; como lo mencionan autores^[10 y 11].

La influencia de los chorros de agua en el coeficiente de extracción de calor se calcula utilizando las ecuaciones (8) y (9), Donde (Nu) es el número de Nusselt y los valores empleados para su calculo (c y n)^[12] dependen de los números de Reynolds y Prandtl.

$$Nu = c Re^n Pr^{1/3}$$
(8)

$$\theta_{ne} = \frac{\theta_{ze}}{ne_{ze}} \tag{5}$$

$$h = \frac{Nuk}{D_2} \tag{9}$$



Figura 5. Intercambio de información entre los módulos del simulador.

Figure 5. Information interchanging between the simulator modules.

Cuando el acero se encuentra en una zona libre, se considera que la extracción de calor se da, únicamente, por radiación y se resuelve mediante la ecuación (10), de Stephan-Boltzman, donde, (ϵ) es la emisividad^[12].

$$q = \sigma \varepsilon \left(T_{l,l}^4 - T_{amb}^4 \right) \tag{10}$$

Una vez calculado el flujo de calor correspondiente a cada punto donde se encuentra el perfil, la cantidad de calor drenado a cada elemento (nodo) es obtenida empleando la ecuación (11) y, en consecuencia. la nueva temperatura de cada nodo; en esta ecuación, los signos (±) en los subíndices hacen referencia a la conducción de calor de los nodos más próximos a cada superficie lateral del perfil.

$$H_{l,J}^{t+1} = H_{l,J}^{t} (\Delta z \Delta t) \{ -q[\Delta x] + k_{l,J} (T_{l \pm 1, J \pm 1} - T_{l,J}) \}$$
(11)

Como se puede apreciar, el procedimiento anterior debe ser incluido en el algoritmo general de resolución ya que se requiere conocer la posición del perfil en la MCC para seleccionar el flujo de extracción de calor correspondiente, por lo que, como muestra en la figura 5, esta información debe ser enviada a cada iteración por el primer modelo matemático que describe la cinemática del proceso de colada continua y que fue descrito por los presentes autores previamente^[1].

Además, es importante mencionar que los flujos de extracción de calor se calculan solo una vez para cada zona de espreas, en función a los flujos aplicados y a las características de las estas y sus valores son almacenados en memoria para evitar la realización de este procedimiento a cada iteración; esto, tiene una gran influencia en la disminución del tiempo de cálculo ya que se elimina la repetición de muchos cálculos no necesarios.

Como se puede apreciar, este modelo emplea datos físicos de las condiciones de operación y de la configuración de la MCC para calcular el desplazamiento del acero en combinación con una discreti-



Figura 6. Esquema de la MCC

Figure 6. Sketch of the continuous casting machine.

zación matricial del perfil de acero, lo cual permite definir diferentes condiciones de operación y diseño de la MCC y, como resultado, calcular las temperaturas de este a cada instante de la colada, a diferencia de los modelos antiguos, que aproximaban el comportamiento térmico mediante la interpolación de lecturas de valores de temperaturas superficiales y cuyos resultados eran muy difíciles de extrapolar a otros casos que involucraran diferentes MCC con diferentes condiciones de operación.

5. SIMULACIÓN MATEMÁTICA Y VALIDACIÓN

Una vez creadas las rutinas de lectura de datos y cálculo de este módulo del simulador, se realizaron, adicionalmente, rutinas para el despliegue de resultados, basadas en la comparación de valores y su escalamiento para presentarlos en una pantalla de computadora. Una vez concluido esto, se realizaron simulaciones de comportamiento térmico usando configuración y datos de operación de la MCC de la compañía ATLAX que son descritos en las tablas III y IV. El acero producido en la simulación se denomina 12L14 y su composición se muestra en la tabla V, la velocidad de colada fue de 0,8 m/min y la temperatura de colada de 1.540 °C. La figura 6 muestra el esquema de la MCC.

La figura 7 muestra los perfiles de temperatura, solidificación y la gráfica de temperatura superficial calculada por el SSCC; en esta, se puede ver que, inicialmente, la temperatura disminuye gradualmente cuando el acero se encuentra dentro del molde, disminución que presenta diferentes pendientes debido a que la ecuación que la calcula es función del tiempo de permanencia; la temperatura llega a un punto mínimo a la salida del molde y, posteriormente, se muestra un comportamiento alternado de enfriamiento y recalentamiento superficial debido a que la tem-

Tabla III. Condiciones de colada

Table III. Conditions of the casting

Parámetros	Valor
r _c (m)	7, 500
Longitud molde (mm)	780
Nivel de acero en el molde	80%
θ	5,8
dx (mm)	160
dy (mm)	160

Tabla IV. Condiciones de operación en los SES

Table IV. Operating conditions of the spray areas

Zona	Condiciones	Valor
Zona 1	Flujo de agua (l/min) Espreas de rocío θ Ω d _{bs} (mm)	54 3x2 laterales en caras 3 60 100
Zona 2	Flujo de agua (l/min) Espreas de rocío θ Ω d _{bs} (mm)	60 6 17 60 133,4
Zona 3	Flujo de agua (l/min) Espreas de rocío θ Ω d _{bs} (mm)	36 13 int. 12 ext. 9 lados 25 60 133,4

peratura superficial baja cuando el acero se encuentra bajo un chorro de agua, pero se recupera al estar fuera de este. Este comportamiento se puede observar ya que la combinación de los modelos matemáticos cinemático y de comportamiento térmico, en combinación, proporcionan una mejor aproximación para describir el proceso con base en las condiciones de operación definidas. Fuera del SES, debido a que la extracción de calor se da únicamente por radiación en la zona libre, la temperatura superficial tiende a subir nuevamente y a equilibrarse las temperaturas en el interior del perfil. Además, como se puede apreciar debido a que la tercera zona de espreas presenta un número diferente de estas para cada lado del perfil, el enfriamiento se da de manera no homogénea, a diferencia de las zonas anteriores. Aquí, también se pueden apreciar los valores leídos durante la operación de colada mediante el uso de un pirómetro en la primera zona y en la zona libre.

Tabla V. Composición del acero (%)

Table V. Steel composition (%)

Elemento	Porcentaje
С	0,7
Al	0,005
Cr	0,08
Cu	0,18
Mn	1,07
Мо	0,02
Ni	0,10
Р	0,04
S	0,26
Si	0,03
Sn	0,015
V	0,21



Figura 7. Perfiles de solidificación y grafica de temperatura superficial del perfil.

Figure 7. Solidification profiles and surface temperature of the billet.

6. CONCLUSIONES

El sistema de simulación se considera confiable ya que los valores de temperatura leídos en planta no caen fuera del intervalo del área de confiabilidad definida entre las cuerdas de temperaturas superior



Cuerda inferior de temperaturas

Figura 8. Área de confiabilidad.

Figure 8. Safety area.

e inferior correspondientes, que se muestran en la figura 8. Aunque en la zona libre, las lecturas si presentaron variaciones de hasta 25 °C, estas pueden ser debidas a que las condiciones de operación como la velocidad de colada y los flujos de agua no son constantes durante el proceso real.

También, se puede comprobar que debido a la facilidad de manejo del simulador y al diseño de los algoritmos de resolución su uso reduce considerablemente el tiempo de cálculo.

Agradecimientos

Los autores manifiestan su agradecimiento a las instituciones CONACyT, IPN y a los Ingenieros Edgar Muñoz, Omar Navarro y Jesús Báez de la compañía ATLAX por su colaboración en el presente trabajo.

REFERENCIAS

- [1] A. RAMIREZ, R. MORALES, A. RAMOS Y G. SOLO-RIO, *Rev. Metal. Madrid* 42 (2006), 203-208.
- [2] Physical constant of some commercial steels at elevated temperatures, BIRSA, Londres, Inglaterra, 1978, pp. 34-45.
- [3] J.K. BRIMACOMBE, P.K. AGARWAL, L.A. BAPTISTA, S. HIBBINS Y B. PRABHAKAR, Proc. 63rd National Open Heart Basic Oxigen Steel Conference, Washington, EE.UU. (1980) pp. 235-252.
- [4] D. MAZUMDAR Y R.I.L. GUTHRIE, *Metall. Trans. B* 16 (1985) 83-90.
- [5] D. MAZUMDAR Y R.I.L. GUTHRIE, *Ironmaking Steelmaking* 12 (1985) 256-264.
- [6] V. TAPIA, Tesis de Postgrado, Instituto Tecnológico de Morelia, Morelia, Michoacán, México, 1994.
- [7] B.G. THOMAS, I.V. SAMARASEKERA Y J.K. BRIMA-COMBE, *Metall. Trans. B* 18 (1987) 119-130.
- [8] Y. NISHIDA, W. DROSTE Y S. ENGLER, Metall. Trans. B 17 (1986) 833-844.
- [9] J. SAVAGE Y W.H. PRITCHARD *Iron Steel Inst.* 178 (1954) 269-277.
- [10] STEPNEN GEORGE HIBBINS, Tesis de Postgrado, University of British Columbia, 1982.
- [11] A. ETIENNE Y B. MAIRY, C.R.M. Report N°55 (1979) pp. 55-62.
- [12] Heat Transfer Problem Solvers, Research & Education Association, Piscataway, New Jersey, (1993) 17-81, 385-410, 424-461 y 505-520.