

Transferencia de calor en la colada continua de aceros^(*)

II parte. Enfriamiento secundario

C. Cicutti^(*)

Resumen La solidificación del acero iniciada en el molde continúa en la zona de enfriamiento secundario de la máquina donde el calor es extraído, principalmente por la incidencia del agua de los rociadores, la radiación al medio ambiente, el contacto con los rodillos y el agua acumulada en ellos. En este trabajo se revisa cada uno de estos mecanismos determinando, en los casos en que es posible, valores cuantitativos de los mismos. Además, se analizan los distintos métodos empleados para medir el avance del espesor solidificado en la máquina de colada continua. Por último, se discute la incidencia del enfriamiento secundario en la calidad final de los productos colados.

Palabras clave: **Colada continua. Aceros. Transferencia de calor. Enfriamiento secundario. Solidificación.**

Heat transfer in the continuous casting of steels Part 2. Secondary cooling

Abstract Once the strand leaves the mold, the solidification of steel progresses due to the heat extracted in the secondary cooling zone of the continuous casting machine. In this zone, heat is extracted mainly by: the incidence of water from sprays, radiation to surroundings contact with rolls and run out water accumulated between rolls and strand. In this work, all these mechanisms are evaluated and, when it is possible, they are quantified. Methods which are usually employed to measure solidification profiles in the continuous casting machine are also reviewed. Finally, the incidence of secondary cooling on the quality of cast products is discussed.

Keywords: **Continuous casting. Steels. Heat transfer. Secondary cooling. Solidification.**

1. INTRODUCCIÓN

La extracción de calor que se produce en el molde de colada continua (1) permite el desarrollo de una piel sólida suficientemente rígida como para contener el material líquido presente en su interior. Una vez que el producto abandona el molde, es guiado hasta la zona de los rodillos extractores por medio de un sistema cuyas características dependen del diseño de la máquina utilizada. Normalmente, este guiado se realiza empleando una serie de rodillos de giro libre que, en el caso de las máquinas curvas, acompañan el radio de la misma hasta la

zona de enderezado (2). Para guiar el avance del producto (3 y 4) también se utilizan otros dispositivos, tales como parrillas o segmentos móviles. En general, intercalados con los rodillos o las parrillas se suelen ubicar rociadores que impulsan agua (o una mezcla de aire y agua) sobre la superficie del acero, continuando la solidificación iniciada en el molde y facilitando la refrigeración de los componentes mecánicos del sistema. Esta zona de la máquina de colada continua se conoce habitualmente como “enfriamiento secundario”.

Además de colaborar en el desarrollo de la capa solidificada, el enfriamiento producido en esta zona debe permitir una distribución de temperaturas adecuada en el producto, de modo que se minimice la creación de defectos. El objetivo de este trabajo es revisar los distintos mecanismos de transferencia de

(*) Trabajo recibido el día 20 de enero de 1997.

(*) Centro de Investigación Industrial-FUDETEC. J. Simini 250-(2804) Campana (Argentina)

calor que actúan en esta región de la máquina, poniendo especial énfasis en el tratamiento cuantitativo de los mismos. También se analizan los diferentes resultados referenciados en la literatura sobre el efecto del enfriamiento secundario en la calidad del producto final.

2. MECANISMOS DE EXTRACCIÓN DE CALOR

La figura 1 muestra, esquemáticamente, la disposición de rodillos y rociadores que se hallan en la zona de enfriamiento secundario de una máquina de colada continua de planchones. La extracción de calor se produce, principalmente, por los siguientes mecanismos:

- Evaporación parcial del agua que incide sobre el producto.
- Conducción por contacto rodillo-línea.
- Conducción de calor al agua que escurre y se acumula entre rodillo y acero.
- Radiación desde la superficie del acero.

De acuerdo a Alberny (5), cada uno de estos mecanismos representa, respectivamente, el 33, 17, 25 y 25 % del calor total extraído. Sin embargo, estos valores son estimativos ya que otros investigadores (6-8) han citado distribuciones diferentes.

En el caso de máquinas para palanquillas, donde la cantidad de rodillos empleados para guiar la línea es sensiblemente menor, el enfriamiento se produce, principalmente, por el agua rociada y por la radiación al medio ambiente.

En los puntos siguientes se analiza en detalle cada uno de los cuatro mecanismos de extracción de calor mencionados.

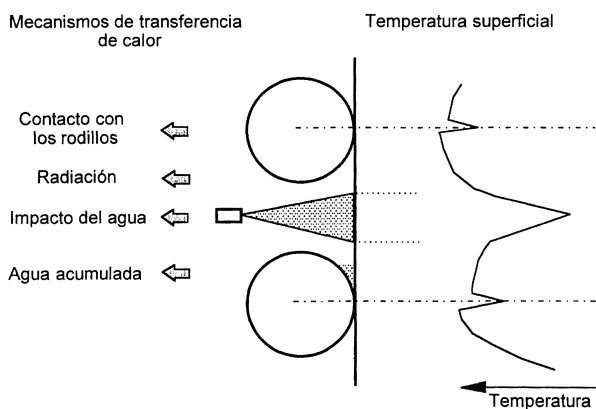


FIG. 1.— Mecanismos de transferencia de calor en el enfriamiento secundario.

FIG. 1.— Heat transfer mechanisms in the secondary cooling.

2.1. Enfriamiento por la acción directa del agua

Este mecanismo es el principal del enfriamiento secundario, no sólo porque es el que permite extraer la mayor cantidad de calor sino porque variando el caudal de agua es posible regular la intensidad del enfriamiento. De hecho, una forma de caracterizar la magnitud del enfriamiento secundario es relacionando el caudal total de agua empleado por kg de acero colado, según la siguiente expresión:

$$I = \frac{G_s}{\rho \cdot S_p \cdot V_C} \quad [1]$$

Los valores usuales de la intensidad de enfriamiento oscilan entre 0,5 y 2 L/kg, dependiendo del producto colado, del tipo de acero y de la estrategia adoptada en cada planta. A modo de guía, se puede consultar en la bibliografía (9) una estadística internacional con las intensidades de enfriamiento utilizadas en diferentes plantas.

Los rociadores empleados para impulsar el agua son muy variados, pudiendo ser de chorro plano o cónico, con ángulos de barrido que varían entre 45 y 120° y secciones llenas o huecas. Además, pueden impulsar exclusivamente agua o agua atomizada con aire a presión.

El calor extraído se puede calcular mediante la siguiente expresión:

$$q_w = h_w \cdot (T_s - T_w) \quad [2]$$

donde h_w es el coeficiente local de transferencia de calor. Este coeficiente depende, principalmente, del caudal específico de agua, es decir, de la cantidad de agua impulsada por unidad de tiempo y superficie. Sin embargo, otros factores, tales como la temperatura superficial del acero y la del agua de refrigeración, también afectan al valor de este coeficiente (10).

El caudal específico de agua debajo de los rociadores no es uniforme, sino que presenta una distribución que depende, entre otras cosas, del tipo de tobera, de la presión de alimentación de agua y de la distancia del rociador a la superficie. En un trabajo pionero sobre la caracterización de rociadores para colada continua, Mizikar (11) estudió la influencia de las variables mencionadas en el caudal específico de agua. Para ello empleó un dispositivo consistente en una placa con pequeños orificios donde recogía el agua impulsada por los picos bajo estudio. Midiendo el volumen de agua acumulado a lo largo de un cierto tiempo en cada orificio pudo construir las curvas de caudal específico de cada pico. Luego, en las mismas posiciones en que se encontraban los orificios, realizó determinaciones del coeficiente de transferencia térmica, logrando,

de esta manera, vincularlo con los datos de caudal específico de agua.

En la bibliografía se han señalado dos métodos distintos para medir el coeficiente local de transferencia térmica (12 y 13). En un caso, se calienta una placa de acero sobre la que se hace incidir el chorro de agua del rociador a estudiar y se mide la energía requerida para mantener esta temperatura constante a lo largo del ensayo (método estacionario). En el segundo caso, también se calienta una placa de acero, pero ahora se registra el enfriamiento producido en distintos puntos de la misma por efecto del agua impulsada. Resolviendo la ecuación de conducción de calor en estado no estacionario es posible determinar el coeficiente de transferencia térmica para las distintas temperaturas en la superficie de la placa.

Se han llevado a cabo numerosos trabajos de laboratorio para estudiar el efecto de las diferentes variables en el coeficiente de transferencia acero-agua (11 y 12-19). Los resultados de dichas experiencias se han recopilado en diferentes trabajos (5 y 18-21), destacando, en particular, la excelente revisión realizada por Brimacombe y col. (10). Los principales resultados encontrados se resumen en la tabla I.

Se puede observar que, si bien el coeficiente de transferencia depende también de la temperatura del agua (16), de la presión de alimentación (11 y 22-23) y de la velocidad de las gotas (18), la variable que mayor influencia ejerce es el caudal específico de agua. Esto ha llevado a que, de forma simplificada, los resultados de la literatura se expresen con una ecuación del tipo:

$$h_w = A \cdot \dot{w}^n \quad [3]$$

donde n es una constante que varía entre 0,5 y 1 (10 y 21).

La temperatura superficial del acero también afecta al valor del coeficiente de transferencia térmica, como muestra la figura 2. A temperaturas ele-

TABLA I.— Coeficientes locales de transferencia de calor acero-agua. Principales resultados referenciados en la bibliografía

TABLE I.— Local steel-water heat transfer coefficients. Main results reported in the literature

| Ecuación | Ref. |
|---|------|
| $h_w = 0,0776 \cdot \dot{w}$ (Presión 276 kPa) $h_w = 0,100 \cdot \dot{w}$ (Presión 620 kPa) | (11) |
| $h_w = 1,57 \cdot \dot{w}^{0,55} (1 - 0,0075 \cdot T_w)$ | (16) |
| $h_w = 0,01 \cdot v + (0,107 + 0,00068 \cdot v) \cdot \dot{w}$ | (17) |

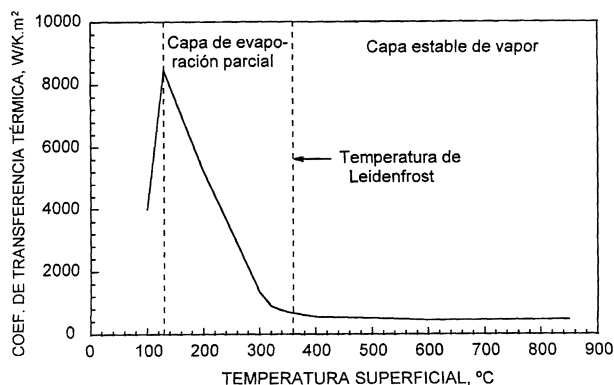


FIG. 2.— Influencia de la temperatura superficial en el coeficiente de convección acero-agua (13).

FIG. 2.— Influence of surface temperature on steel-water heat transfer coefficient (13).

vadas, la transmisión de calor se lleva a cabo a través de una película estable de vapor y, por lo tanto, el coeficiente de transferencia sólo varía levemente con la temperatura (11 y 14). Esta es la situación normalmente obtenida, en estado estacionario, en los productos de colada continua.

Sin embargo, cuando la temperatura disminuye por debajo de un cierto valor, conocido como temperatura de Leidenfrost (24), el coeficiente de transferencia se incrementa drásticamente debido a que la película de vapor se hace inestable y parte de la superficie del acero es mojada directamente por las gotas de agua (Fig. 2). Si bien en este caso la eficiencia del enfriamiento se incrementa de forma notable, es difícil controlar la uniformidad del enfriamiento, por lo que durante el funcionamiento de las máquinas se trata de evitar esta situación. En ensayos de laboratorio se ha encontrado que la temperatura de Leidenfrost se incrementa con el flujo de agua y, además, varía con las propiedades térmicas del material que se enfría (14). Recientemente, Köhler y col. (25) mostraron que la exfoliación de cascarillas de óxido en la superficie del acero puede incrementar sensiblemente la temperatura de Leidenfrost. Sin embargo, estos resultados obtenidos en laboratorio no son directamente trasladables a las condiciones de planta. Los mismos autores (25) encontraron además que, en el caso de mantenerse una película estable de vapor, la presencia de una capa de óxido modifica la transferencia de calor sólo cuando dicha capa se mantiene adherida a la superficie y cubriendo más de un 90 % de la misma. En tal circunstancia, se debe considerar la resistencia térmica aportada por el óxido (26).

Si bien el empleo de aire en combinación con agua es una vieja idea para mejorar las condiciones de enfriamiento, las primeras experiencias industriales aplicables a la colada continua comenzaron en tiempos relativamente recientes, alrededor de 1974

(9). El aire a presión inyectado en los rociadores provoca la atomización de las gotas de agua, modificando el perfil de distribución de agua bajo los picos y disminuyendo la posibilidad de bloqueo de los mismos. Además, la presencia de aire a presión permite barrer el agua acumulada entre rodillos y línea. Esto trae como consecuencia una distribución más uniforme de la temperatura superficial del producto (27) y mejoras en la calidad superficial (28-30).

Diversos autores (19, 21, 22, 28 y 30) han observado que, a igual caudal específico de agua, el empleo de enfriamiento aire-agua aumenta la eficiencia en la extracción de calor con respecto al sistema convencional. Sin embargo, en otros estudios (14 y 15) no se ha observado esta mejora.

Por último, se han citado experiencias (31) en las que el agua de refrigeración se ha suprimido totalmente, enfriándose el producto con los otros mecanismos mencionados.

2.2. Extracción de calor por contacto con los rodillos

La extracción de calor producida por efecto de los rodillos depende, principalmente, del diseño del sistema interno de refrigeración de los mismos, de su diámetro, de la ubicación en la máquina y del tipo de rociador de agua empleado.

Con respecto al sistema interno de refrigeración, se ha mostrado (32) que el enfriamiento producido en la superficie del acero es más intenso cuando se emplean rodillos con canales de refrigeración peri-

féricos axiales o helicoidales que cuando se utiliza refrigeración central.

Por otro lado, el uso de rodillos de menor diámetro implica menores tiempos y fuerzas de contacto y, por lo tanto, una menor disipación de calor (33).

El flujo de calor extraído por los rodillos se incrementa al aumentar la presión ferrostática ejercida por el acero líquido. En consecuencia, a igualdad de las otras variables, el calor extraído es mayor en los rodillos ubicados a distancias más alejadas del menisco de acero (34).

Finalmente, la capacidad de extracción de calor de los rodillos varía si son refrigerados sólo internamente o si reciben la acción de rociadores externos. En el primer caso, el calor extraído por los mismos se puede evaluar midiendo el caudal y la elevación de temperatura del agua de refrigeración (17).

Planteando un balance térmico de los rodillos se puede observar que el calor recibido por los mismos proviene, básicamente, de dos fuentes: del contacto directo con el producto y de la radiación desde la superficie del acero. La proporción estimada de estos dos aportes varía según los autores (32 y 34), siendo, por término medio, del orden del 50 % cada uno. El enfriamiento de los rodillos se produce por la refrigeración interna, por el agua de los rociadores que lo bañan parcialmente y por la radiación y convección al medio ambiente.

Diener (34) evaluó el calor total absorbido por los rodillos midiendo la distribución radial de temperaturas en función del ángulo de giro y ajustando a estas mediciones un modelo matemático. Los resultados encontrados se muestran en la tabla II

TABLA II.– Valores de flujo de calor extraído por los rodillos

TABLE II.– Heat flux extracted by rolls

| Diámetro, mm | Flujo de calor*, kW/m | Posición, m | Evaluación del flujo de calor | Observaciones | Ref. |
|--------------|-----------------------|-------------|--|--|------|
| 300 | 25,4 | 10,7 | Medición de temperaturas en el rodillo y aplicación del modelo matemático | Agua de los rociadores bañando los rodillos | (33) |
| 300 | 14,0 | 10,7 | | | |
| 300 | 27,7 | 10,7 | | Sin agua de rociadores | |
| 288 | 24-40 | 5,3 | Medición de caudal y elevación de temperatura del agua de refrigeración | Rodillo dentro de la cámara de enfriamiento secundario | (7) |
| 320 | 22-30 | 7,5 | | | |
| 480 | 52-65 | 17,0 | | Rodillo fuera de cámara | |
| 310 | 6,1 | | Medición de caudal y elevación de la temperatura del agua de refrigeración | Caudal: 26 L/min·gap | (31) |
| 310 | 9,0 | | | Caudal: 8 L/min·gap | |
| 310 | 13,3 | | | Caudal: 4 L/min·gap | |

* Flujo de calor por unidad de longitud del rodillo.

junto con mediciones realizadas por otros investigadores en diferentes circunstancias.

La longitud de contacto rodillo-acero se puede suponer, según algunos autores (22), de aproximadamente 5 mm, mientras que otros (32) estiman una región de contacto equivalente a un ángulo de 4° del rodillo.

De acuerdo con Thompson y col. (22), la extracción de calor por el contacto con los rodillos se puede calcular empleando un coeficiente de transferencia que varía entre 350 y 1.745 W/m²·K, según la posición del rodillo con respecto al menisco de acero.

2.3. Extracción de calor por efecto del agua que escurre y se acumula entre rodillos y línea

Debido a que sólo una parte del agua impulsada por los rociadores se evapora al entrar en contacto con el acero, el resto escurre y se acumula, parcialmente, entre los rodillos y la superficie del producto. La cantidad de calor eliminada por este mecanismo es de difícil evaluación.

En la tabla III se presentan valores estimativos, medidos por Etienne y col. (7), del flujo de calor extraído por acción conjunta del agua acumulada y del contacto rodillos-acero. Estos valores se utilizaron posteriormente en distintos modelos matemáticos para predecir la distribución de temperaturas en la superficie del producto (35 y 36).

Recientemente, Heidt y col. (23) analizaron, en ensayos de laboratorio, la influencia de una corriente adicional de agua que escurre sobre la superficie del acero en la eficiencia de la extracción de calor de los rociadores. Los resultados de los ensayos mostraron que el agregado de esta corriente de agua incrementa la transferencia de calor, especialmente cuando se emplean bajos caudales específicos de agua en los rociadores.

TABLA III.— Calor extraído por el contacto con los rodillos y el agua acumulada (7)

TABLE III.— Heat extracted by rolls and the accumulated water (7)

| Caudal específico de agua, L/m ² ·s | Calor extraído, kW/m ² |
|--|-----------------------------------|
| < 1 | 90 |
| 1 - 5 | 100 |
| > 5 | 125 |

2.4. Enfriamiento por radiación

La cantidad de calor perdida por radiación se puede estimar aplicando la ley de Stefan-Boltzman (24):

$$q_R = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_s^4 - T_a^4) \quad [4]$$

donde los valores de emisividad normalmente empleados oscilan entre 0,7 y 0,9 (19 y 37), siendo 0,8 el más utilizado. También se han propuesto expresiones que permiten calcular la emisividad en función de la temperatura superficial del acero (38).

4. ESTIMACIÓN DE LOS COEFICIENTES GLOBALES DE TRANSFERENCIA

El empleo de las ecs. [2] y [4], junto con las estimaciones de calor extraído por los rodillos y el agua acumulada (Tablas I y II), se pueden utilizar como condiciones de contorno para resolver el problema térmico en la región de enfriamiento secundario. Como resultado es posible obtener la distribución superficial de temperaturas, que variará entre rodillo y rodillo por el efecto de los mecanismos analizados, como muestra esquemáticamente la figura 1. Este tipo de cálculo ha sido realizado en diferentes trabajos (35, 36, 39 y 41), encontrándose que la temperatura superficial del acero presenta fluctuaciones importantes (en algunos casos del orden de 100 °C) entre dos rodillos consecutivos. Sin embargo, se ha mostrado (40 y 41) que estas variaciones se atenúan notablemente unos pocos milímetros por debajo de la superficie, con lo cual estos resultados pueden resultar de interés sólo en el caso de analizar fenómenos próximos a la superficie del producto como, por ejemplo, el desarrollo de fisuras de esta naturaleza (40 y 41).

Si bien la utilización de estas ecuaciones permitiría una descripción precisa de los fenómenos que ocurren entre dos rodillos consecutivos, algunos de los mecanismos presentes son difíciles de evaluar y sólo se cuenta con valores estimativos dados en la literatura para algunas máquinas específicas. Es por ello que una práctica comúnmente usada para salvar estas indeterminaciones es la de utilizar un coeficiente global de transferencia de calor, que tiene en cuenta los diferentes mecanismos discutidos, a excepción de la radiación. En principio, este coeficiente se debe determinar, de forma experimental, para cada máquina en cuestión. Además, como depende del caudal de agua rociado y, normalmente, las máquinas se encuentran divididas en zonas donde se aplican diferentes caudales, se tendrán distintos coeficientes para cada una de las zonas. En síntesis, el flujo de calor extraído en una zona del enfriamiento secundario vendrá dado por:

$$q_s^i = h_g^i (T_s - T_a) + \varepsilon \cdot \sigma (T_s^4 - T_a^4) \quad [5]$$

donde h_g^i , es el coeficiente global de la zona i , que es, principalmente, una función del caudal específico de agua rociado en toda la zona. En algunos casos, se ha mostrado que este coeficiente puede depender también de la temperatura superficial del acero (43).

La estimación de este coeficiente de transferencia para cada zona se puede llevar a cabo midiendo la temperatura superficial del producto a la salida de cada zona y determinando, por medio de un modelo matemático, qué coeficiente aproxima mejor las temperaturas medidas y calculadas. Este procedimiento ha sido utilizado para la evaluación de los coeficientes globales de transferencia de calor en diferentes máquinas de colada continua (8, 36 y 42-46).

En principio, la relación funcional que vincula el coeficiente de transferencia térmica con el caudal específico de agua puede ser diferente para cada zona (36). Si los resultados obtenidos para las distintas zonas son comparables, se pueden agrupar en una única curva (8 y 42-46), como se muestra en la figura 3 (44). Normalmente, la relación funcional empleada para vincular el coeficiente global de transferencia con el caudal específico de agua en la zona es similar a la expresada en la ec. [3].

$$h_g^i = A (\dot{W}^i)^n \quad [6]$$

Por ejemplo, Nozaki y col. (45) adaptaron la ecuación de Shimada y Mitsutsuka (16), que había sido derivada para obtener los coeficientes locales de transferencia de los rociadores, transformándola en una ecuación para estimar los coeficientes globales:

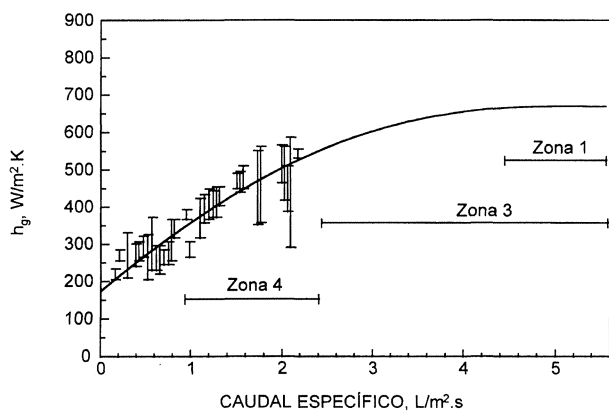


FIG. 3.— Efecto del caudal específico de agua en el coeficiente global de transferencia térmica (44).

FIG. 3.— Influence of water specific flowrate on the global heat transfer coefficient (44).

$$h_g = \frac{1570}{\alpha} \dot{W}^{0.55} (1 - 0,0075 \cdot T_w) \quad [7]$$

donde el coeficiente de corrección α depende de las características propias de la máquina. Partiendo de observaciones en planta, Nozaki y col. (45) obtuvieron un valor de α igual a 4. Este mismo procedimiento fue empleado también por otros investigadores (10, 47 y 48).

Considerando una temperatura del agua de 20 °C, la expresión anterior queda (10):

$$h_g = 334 \cdot \dot{W}^{0.55} \quad [8]$$

En (36) se referencian distintas formas de medir la temperatura superficial del acero en una máquina industrial de colada continua. Uno de los métodos más empleados consiste en la instalación de pirómetros de radiación en puntos estratégicos de la máquina (46). A los efectos de evitar la interferencia con el vapor presente en la cámara de enfriamiento, se han desarrollado algunos sistemas que barren el mismo soplando un gas, por ejemplo nitrógeno (49). También se han desarrollado sistemas que van eliminando la capa de óxido formada sobre la superficie del producto (49), como manera de obtener lecturas más fiables. También se han mencionado en la bibliografía (6 y 50) otros métodos basados en la inserción de un termopar en el producto a la salida del molde. Al desplazarse con el acero, el termopar va midiendo la temperatura en las distintas zonas de la máquina.

6. CÁLCULO Y MEDICIÓN DEL ESPESOR SOLIDIFICADO

El avance del espesor solidificado en la región del enfriamiento secundario se puede calcular resolviendo la ecuación de conducción de calor en estado no estacionario, utilizando como condiciones de contorno las expresiones discutidas más arriba. Si bien se han utilizado soluciones analíticas o semianalíticas para resolver el problema (51), los métodos numéricos son los que han tenido una mayor difusión (52-55). Aunque en la mayoría de los casos estos modelos se utilizan para realizar cálculos en condiciones estacionarias de colada, también se han presentado recientemente algunos que funcionan en tiempo real (56 y 57) y permiten evaluar situaciones transitorias, como ser inicios de colada o cambios en la velocidad de colada.

A pesar del acusado desarrollo de los modelos numéricos, aún se sigue empleando con frecuencia la relación parabólica que vincula el espesor solidificado con el tiempo:

$$e(\text{mm}) = k^{\text{sol}} \cdot \sqrt{t(\text{min})} = k^{\text{sol}} \cdot \sqrt{z/V_c} \quad [9]$$

En general, esta expresión se utiliza para determinar, de forma rápida, la profundidad de la pileta líquida para un espesor dado del producto y de la velocidad de colada. Sin embargo, la constante de solidificación, k^{sol} , depende de diferentes factores (2, 47 y 58) tales como la intensidad del enfriamiento secundario, el tipo de sección colada, la composición química y el sobrecalentamiento del acero. La figura 4 muestra cómo se incrementa el valor de la constante de solidificación al aumentar la intensidad de enfriamiento, de acuerdo con los valores dados por diferentes autores para máquinas de planchones.

En cuanto a las técnicas experimentales, se han desarrollado distintos métodos para medir el perfil solidificado en la línea de colada continua. Thomas y col. (60) recopilaron las primeras experiencias realizadas por distintos investigadores en esta dirección, a la vez que aportaron sus propias mediciones. Entre las técnicas más difundidas para medir el espesor solidificado se encuentra la adición de trazadores radiactivos en la corriente de acero líquido (61-65). En este caso, el trazador agregado, típicamente Au^{198} , difunde en la pileta líquida dejando delineado el perfil solidificado, que se puede apreciar tomando autorradiografías del producto colado. Alternativamente, se han utilizado otros elementos como trazadores, por ejemplo, FeS (61). Estas determinaciones se han complementado, en algunos casos (62, 63 y 65), con la incorporación de una cápsula de material pesado (por ej. volframio o plomo) que permite ubicar el fin de la pileta líquida.

Otra técnica bastante empleada consiste en medir los espesores sólidos remanentes tras una perforación, ya sea provocada intencionalmente (60

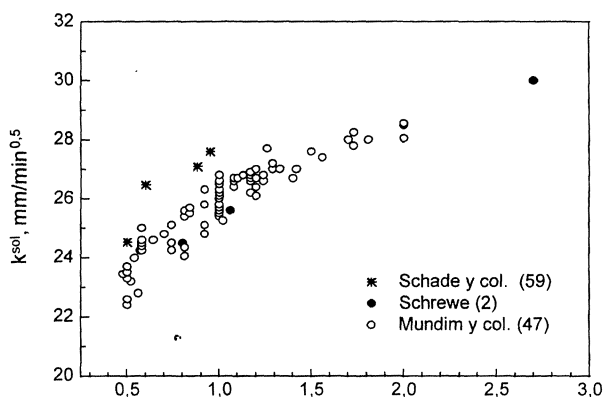


FIG. 4.— Efecto de la intensidad de enfriamiento en la constante de solidificación para el caso de planchones.

FIG. 4.— Effect of cooling intensity on the solidification constant for slabs.

y 66) o de forma accidental (7 y 67). Esta técnica tiene la ventaja de que permite inspeccionar la forma que tenía el frente de solidificación en el momento de la perforación.

La inserción de alambres marcadores, que funden en contacto con el acero líquido y de esa manera marcan la posición del frente de solidificación, también ha sido referenciada como una técnica útil para determinar el espesor solidificado (54, 61 y 65).

Más recientemente se han puesto a punto métodos más precisos basados en principios electromagnéticos (68) o ultrasónicos (69 y 70), que permiten medir el espesor sólido directamente durante el funcionamiento de la máquina. También se han citado casos (59) según los cuales el fin de la pileta líquida se puede detectar midiendo la presión ferrostática ejercida sobre los rodillos guía.

5. INFLUENCIA DEL ENFRIAMIENTO SECUNDARIO EN LA CALIDAD DE LOS PRODUCTOS

Para obtener un producto libre de defectos, junto con una productividad elevada, es importante mantener una distribución adecuada del agua de refrigeración en las distintas zonas en que se divide el enfriamiento secundario. Existe una extensa bibliografía que muestra la incidencia del enfriamiento secundario en la calidad final de los productos colados. A continuación, se describen los principales resultados referenciados.

Se ha mostrado (71 y 72) que el recalentamiento superficial producido al pasar de una zona a otra con menor intensidad de enfriamiento origina tensiones de tracción en el frente de solidificación. Debido a que el material es frágil en este intervalo de temperaturas, dichas tensiones térmicas pueden originar la iniciación de grietas internas en el producto. Inversamente, un enfriamiento excesivo del producto también puede originar tensiones de tracción en la superficie que provoquen grietas o propaguen algunas ya existentes (73). Por este motivo, tanto el recalentamiento como el enfriamiento de la superficie se debe mantener dentro de niveles adecuados para reducir el porcentaje de defectos (42 y 43).

La contracción producida al terminar la solidificación provoca también tensiones térmicas que pueden generar grietas en el centro del producto. Grill (74) propuso un sistema de enfriamiento para que la superficie del material acompañe la contracción en el momento final de la solidificación y así reducir las tensiones generadas. Más recientemente, fue propuesto un concepto similar para reducir la porosidad (75) y la segregación central (76) en palanquillas. Sivesson y col. (77) extendieron esta

idea al caso de planchones como un método alternativo a la reducción suave impuesta de forma mecánica para reducir la segregación central.

Ameling y col. (78) mostraron que la utilización de un enfriamiento intenso en la colada continua de aceros con elevado contenido de carbono favorece el desarrollo de una estructura columnar, reduciendo la segregación central observada. Depierreux y col. (79) también referenciaron una menor segregación central en este tipo de aceros cuando se aplican mayores caudales de agua. Sin embargo, Álvarez Toledo y col. (80) encontraron que la menor segregación central se producía para un enfriamiento intermedio. De acuerdo con estos autores (80), un enfriamiento excesivo podría provocar que la zona central del producto entre en tracción cuando la fracción solidificada es baja, favoreciendo la formación de grietas y el consecuente llenado con líquido segregado.

Se ha mostrado también que un enfriamiento intenso puede contribuir a afinar la estructura de solidificación, reduciendo los espaciados dendríticos (78, 81 y 82) y dando lugar a un menor tamaño de las inclusiones (82).

En otros casos, se ha señalado (2) que la utilización de un enfriamiento suave reduce las tensiones térmicas generadas en la superficie, disminuyendo la cantidad de defectos. Sin embargo, un enfriamiento insuficiente del producto provoca un retraso en el crecimiento de la piel solidificada, facilitando la deformación de la misma por efecto de la presión ferrostática. Este fenómeno de abarillamiento (*bulging*) de la línea también genera tensiones en el frente de solidificación que pueden provocar grietas internas en el producto. Se ha mostrado (41, 83 y 84) que un incremento de la intensidad del enfriamiento aumenta la resistencia de la capa solidificada, reduciendo la deformación de la misma y, consecuentemente, disminuyendo la aparición de este tipo de defectos.

En el caso de máquinas curvas es importante el rango de temperaturas en el que se produce el enderezado de la línea. En esta zona, las tensiones de tracción son máximas en la superficie de la cara interna del producto, por lo que es vital que la temperatura se encuentre fuera del rango de baja ductilidad del material colado (85). Nozaki y col. (45) mostraron que las fluctuaciones de temperatura producidas por el sistema de rociadores pueden inducir la precipitación de nitruros de aluminio que reducen la ductilidad del material. Los distintos factores que afectan a la ductilidad de los aceros en este intervalo de temperaturas, así como su vinculación con la formación de grietas transversales, han sido revisados recientemente por Mintz y col. (86).

Como se puede apreciar, la definición de la estrategia óptima de enfriamiento para obtener un pro-

ducto libre de defectos depende de numerosos factores. Por ello, se han desarrollado diferentes modelos matemáticos (42, 48, 56, 87 y 88) que permiten optimizar los caudales de agua de las distintas zonas para obtener las mejores condiciones de calidad. En general, en estos modelos se define una serie de criterios metalúrgicos (por ej. máximo recalentamiento permitido, temperatura superficial en la zona de enderezado, etc.) que se deben cumplir dentro de las restricciones tecnológicas impuestas por el sistema (rango de caudales de agua disponibles, número de zonas en las que se encuentra dividido el sistema, etc.) y manteniendo la máxima productividad. En todos los casos, estos cálculos requieren una buena descripción de la distribución de temperaturas en el producto, por lo que resulta de suma importancia conocer las condiciones de extracción de calor discurridas en los puntos anteriores.

Otro elemento importante del enfriamiento secundario es el tipo de control a que está sometido. Según la forma de respuesta del sistema ante un cambio de las condiciones operativas (principalmente la velocidad de colada), los métodos de control se pueden clasificar en manual, proporcional e informatizado. En el sistema manual no existe ningún dispositivo de control y el cambio de los caudales de enfriamiento lo lleva a cabo directamente el operador. Este sistema todavía se utiliza mucho en las máquinas de colada continua de palanquillas (9). En el control proporcional, una variación de la velocidad de colada da lugar a un cambio instantáneo de los caudales, manteniendo constante la cantidad de litros de agua impulsados por tonelada de acero colado. Finalmente, en el sistema informatizado, ante una variación de la velocidad de colada, el caudal de agua se va modificando gradualmente hasta el nuevo valor, minimizando de esta manera las fluctuaciones de temperatura en el producto (89 y 90). Este sistema se emplea principalmente en la colada continua de planchones (9).

6. CONCLUSIONES

A partir del estudio bibliográfico realizado, merecen destacarse los siguientes aspectos:

- En el enfriamiento secundario, el calor es extraído, principalmente, por el agua de los rociadores, por radiación al medio ambiente, por el contacto de los rodillos y por el agua acumulada en ellos. Una forma de calcular el calor total extraído es asignar valores cuantitativos a cada uno de estos mecanismos. El análisis de la bibliografía llevado a cabo en este trabajo muestra que si bien los dos primeros mecanismos se pueden describir con cierta precisión, los últimos son

menos predecibles y sólo se dispone de valores estimativos obtenidos para algunas condiciones particulares. Otra manera de caracterizar el enfriamiento secundario de las máquinas es asignando un coeficiente global de transferencia de calor que considere, de forma conjunta, los distintos mecanismos mencionados. Debido a que estos coeficientes globales tienen en cuenta aspectos particulares de cada máquina (como la cantidad de rodillos, la posibilidad de acumulación de agua, etc.) es conveniente determinarlos combinando modelado matemático con mediciones de temperatura en puntos estratégicos de la instalación a evaluar. Una descripción adecuada de la extracción de calor en esta zona de la máquina es la primera etapa para poder diseñar una estrategia que minimice la formación de defectos en el producto.

Agradecimiento

El autor desea manifestar su agradecimiento al Dr. R. Boeri, de la Universidad Nacional de Mar del Plata, por las estimulantes discusiones durante la elaboración de este trabajo.

Notación

e = Espesor solidificado, mm
 G_S = Caudal total de agua del enfriamiento secundario, L/min
 h_g^i = Coeficiente global de transferencia, $W/m^2 \cdot K$
 h_g^i = Coeficiente global de transferencia de la zona i , $W/m^2 \cdot K$
 h_w = Coeficiente local de transferencia agua-acero, $W/m^2 \cdot K$
 I = Intensidad de enfriamiento, L/kg
 k^{sol} = Constante de la ley de solidificación, $mm \cdot min^{-1/2}$
 q_R = Calor extraído por radiación, W/m^2
 q_S^i = Calor total extraído en la zona i , W/m^2
 q_w = Calor extraído por el agua de los rociadores, W/m^2
 S_p = Sección del producto, m^2
 t = Tiempo, min
 T_a = Temperatura ambiente, K
 T_s = Temperatura superficial del acero, K
 T_w = Temperatura del agua, K
 v = Velocidad de las gotas de agua, m/s
 V_c = Velocidad de colada, m/s
 \dot{w} = Caudal específico local de agua, $L/m^2 \cdot s$
 \dot{W} = Caudal específico global de agua, $L/m^2 \cdot s$
 \dot{W}^i = Caudal específico global de agua en zona i , $L/m^2 \cdot s$
 z = Distancia desde el menisco, m
 ϵ = Emisividad

ρ = Densidad del acero, kg/m^3
 σ = Constante de Stefan-Boltzman ($5,67 \cdot 10^{-8}$), $W/m^2 \cdot K^4$

REFERENCIAS

- (1) CICCUTTI, C. *Rev. Metal. Madrid*, 1997:
- (2) SCHREWE, H. Continuous casting of steel. Fundamentals principles and practice. Ed. Verlag Stahleisen. Düsseldorf, 1984.
- (3) SAITO, K. y TATE, M. Open Hearth Proceedings. AIME. Vol. 56. Cleveland, 1973: 238-268.
- (4) NOZAKI, T., MORI, T. y KAWAHARA, M. Continuous Casting of Steel. The Metal Society. Biarritz, 1976: 191-197.
- (5) ALBERNY, R. *Cir. Inf. Tech.*, (10), 1978: 1.785-1.815.
- (6) WIESINGER, H., SCHWAHA, K. y KRIEGNER, O. 2nd Process Technology Conference. ISS-AIME. Chicago, 1981: 86-94.
- (7) ETIENNE, A. y MAIRY, B. *CRM Report No. 55*. (11), 1979: 3-13.
- (8) ALBERNY, R., PERROY, A., AMORY, D. y LAHOUSE, M. *Rev. Metall. Paris*, (6), 1978: 353-362.
- (9) Continuous Casting of Steel 1985. Committee on Technology. International Iron and Steel Institute. Bruselas, 1986.
- (10) BRIMACOMBE, J., AGARWAL, P., BAPTISTA, L., HIBBINS, S. y PRABHAKAR, B. Steelmaking Conference Proceedings. ISS-AIME. Washington, 1980: 235-252.
- (11) MIZIKAR, E. *Iron Steel Eng.*, 47 (6), 1970: 53-60.
- (12) GILLES, H. Steelmaking Conference Proceedings. ISS. Dallas, 1993: 315-329.
- (13) REINERS, U., JESCHAR, R., SCHOLZ, R., ZEBROWSKI, D. y REISHELT, W. *Steel Res.*, 56 (5), 1985: 239-246.
- (14) JESCHAR, R., REINERS, U. y SCHOLZ, R. Steelmaking Conference Proceedings. ISS. Washington, 1986: 511-521.
- (15) MITSUTSUKA, M. y FUKUDA, K. *Trans. ISIJ*, 21, 1981: 689-698.
- (16) SHIMADA, M. y MITSUTSUKA, M. *Tetsu-to-Hagane*, 52, 1966: 1.465.
- (17) MÜLLER, H. y JESCHAR, R. *Arch. Eisenhüttenwesen*, 44, 1973: 589-594.
- (18) JACOBI, H., KAESTLE, G. y WÜNNENBERG, K. *Ironmaking Steelmaking*, 11 (3), 1984: 132-145.
- (19) KAESTLE, G., JACOBI, H. y WÜNNENBERG, K. Steelmaking Conference Proceedings. AIME. Pittsburgh, 251-261.
- (20) CARVALHO CRUZ, E. y ARAUJO GUIMARÃES, F. Colada Continua y Metalurgia de Cuchara. ILAFA. México, 1981: F1-F5.
- (21) BRIMACOMBE, J., SAMARASEKERA, I. y LAIT, J. Continuous Casting. ISS. Vol. 2. Chapter 3. Warrendale, 1984: 105-108.
- (22) THOMPSON, K. y WOLF, M. *Concast Technol. News*, 27 (1), 1988: 6.
- (23) HEIDT, V. y JESCHAR, R. *Steel Res.*, 64 (3), 1993: 157-164.
- (24) INCROPERA, F. y DE WITT, D. Fundamentals of heat and mass transfer. 3rd ed. Ed. John Wiley & Sons. 1990.
- (25) KÖHLER, C., JESCHAR, R., SCHOLZ, R., SLOWIK, J. y BORCHARDT, G. *Steel Res.*, 61 (7), 1990: 295-301.
- (26) SLOWIK, J., BORCHARDT, G., KÖHLER, C., JESCHAR, R. y SCHOLZ, R. *Steel Res.*, 61 (7), 1990: 302-311.
- (27) HASHIO, M., TOZAKI, Y., WATANABE, T. y YOSHIYAWA, J. Steelmaking Conference Proceedings. ISS. Toronto (Canadá), 1988: 887-93.
- (28) KOHNO, T., KUWABARA, T., WAKE, M., SHIMA, T., YAMAMOTO, T. y TSUNEOKA, A. Steelmaking Conference Proceedings. AIME. Pittsburgh, 1982: 26-30.

- (29) YOKOYAMA, H., SOEJIMA, T., KABAYASHI, J., MATSUO, K. y KAWAI, K. *Iron Steelmaker*, (9), 1986: 35-40.
- (30) BENOIT, P. y PITHOIS, Ph. *Continuous Casting of Steel*. The Metals Society. Biarritz, 1976: 92-99.
- (31) PLESCHIUTSCHNIGG, F., PARSCHE, L., RAHMFELD, W. y SCHREWE, H. *Iron Steel Eng.*, (1), 1987: 51-55.
- (32) PERKINS, A., BROOKS, M. y HALEEM, R. *Ironmaking Steelmaking*, 12 (6), 1985: 276-283.
- (33) HOLLEIS, G., KRIEGNER, O. y SCHEURECKER, W. *Voest Alpine Continuous Casting Conference*. Lima, 1984: Paper No. 7.
- (34) DIENER, A. y DRASTIK, A. *Arch. Eisenhüttenwesen*, 53 (1), 1982: 13-20.
- (35) UPTON, E., SATYARAO, T., DAUBY, P. y KNECHTGES, R. *Iron Steelmaker*, (5), 1988: 51-57.
- (36) HIBBINS, S. y BRIMACOMBE, J. *ISS Trans.*, 3 (11), 1983: 77-89.
- (37) WRAY, P. *Modeling of casting and welding process*. TMS-AIME. New Hampshire, 1980: 245-257.
- (38) SERENDYNSKI, F. *J. Iron Steel Inst.*, (3) 1973: 197-203.
- (39) LACOSTE, B. *Colada Continua*. ILAFA. Buenos Aires, 1977: 201-206.
- (40) SCHWAHA, K., ANGERER, R., KRIEGNER, O., NANZT, H., NIEDERMAYR, A. y TILL, E. *Voest Alpine Continuous Casting Conference*. Lima, 1984: Paper No. 18.
- (41) KOJIMA, S., MATSUKAWA, T. y KODAMA, M. *3rd Process Technology Conference*. AIME. Pittsburgh, 1982: 255-266.
- (42) LARRECQ, M., BIRAT, J., SAGUEZ, C. y HENRY, J. *3rd Process Technology Conference*. AIME. Pittsburgh, 1982: 273-282.
- (43) BIRAT, J., LARRECQ, M., LE BON, A., JEANNEAU, M., POUPON, P. y SENANEUCH, D. *Steelmaking Conference Proceedings*. ISS. Toronto (Canadá), 1981: 53-60.
- (44) JOLIVET, J., SAGUEZ, C., LACOSTE, B., BARDET, P., SENANEUCH, D. y RUELLE, A. *Continuous Casting*. The Institute of Metals. Londres, 1985: 36.1-7.
- (45) NOZAKI, T., MATSUDA, J., MURATA, K., DOI, H. y KODAMA, M. *Trans. ISIJ*, 18, 1978: 330-338.
- (46) CICUTTI, C., TORGA, G., BOERI, R. y GONZALEZ, J. *Jornadas de la Asociación Argentina de Materiales*. Córdoba (Argentina), 1995: 157-160.
- (47) MUNDIM, M., PIMENTA, J., VALADARES, C. y PEREIRA, P. *Continuous Casting*. The Institute of Metals. Londres, 1985: 50.1-50.6.
- (48) LAITINEN, E. y NEITTAANMÄKI, P. *Control Theory Adv. Technol.*, 4 (3), 1988: 285-305.
- (49) NILLES, P., DAUBY, P., ETIENNE, A., MAIRY, B. y PALMAERS, A. *Steelmaking Conference Proceedings*. ISS. Chicago, 1978: 399-410.
- (50) DAVIES, R., BLAKE, N., CAMPBELL, P., MINTZ, B. y ARROWSMITH, J. *4th Intern. Conference on Continuous Casting*. Vol. 2. Bruselas, 1988: 645-654.
- (51) MIYAZAWA, K. y MUCHI, I. *Trans. ISIJ*, 15, 1975: 37-44.
- (52) BRIMACOMBE, J. *Can. Metall. Q.*, 15, 1976: 163-175.
- (53) MIZIKAR, E. *Trans. TMS-AIME*, 239 (11), 1967: 1.747-1.753.
- (54) ROGBERG, B. *Scand. J. Metall.*, 2, 1983: 13-21.
- (55) LALLY, B., BIEGLER, L. y HENEIN, H. *Metall. Trans. B*, 21 (8), 1990: 761-770.
- (56) SPITZER, K., HARSTE, K., WEBER, B., MONHEIM, P. y SCHWERDTFEGER, K. *ISIJ Int.*, 32 (7), 1992: 848-856.
- (57) LOUHENKILPI, S., LAITINEN, E. y NIEMINEN, R. *Metall. Trans. B*, 24 (8), 1993: 685-693.
- (58) TAYLOR, C. *Metall. Trans. B*, 6 (9), 1975: 359-375.
- (59) SCHADE, J., IVES, K. y BROWN, W. *Steelmaking Proceedings Conference*. ISS. Chicago, 1994: 279-290.
- (60) THOMAS, J. y TZAVARAS, A. *Continuous Casting*. TMS-AIME. Chicago, 1973: 125-140.
- (61) KAWAKAMI, K., KITAGAWA, T., MURAKAMI, K., MISHAYITA, Y., TSUCHIDA, Y. y KAWAWA, T. *Nippon Kokkan Tech. Rep. Overseas*, 36, 1982: 26-41.
- (62) MORTON, S. y WEINBERG, F. *J. Iron Steel Inst.*, (1), 1973: 13-23.
- (63) BRIMACOMBE, J. y WEINBERG, F. *J. Iron Steel Inst.*, (1), 1973: 24-33.
- (64) LAIT, J., BRIMACOMBE, J. y WEINBERG, F. *Ironmaking Steelmaking*, (1), 1974: 35-42.
- (65) KAWAWA, T. *2nd Japan-Germany Seminar*. ISIJ. Tokyo, 1976: 167-179.
- (66) BLAZEK, K., SAUCEDO, I. y TSAI, H. *Steelmaking Proceedings Conference*. ISS. Toronto (Canadá), 1988: 411-421.
- (67) PERKINS, A. e IRVING, W. *Mathematical Process Models in Iron and Steelmaking*. TMS. Amsterdam, 1973: 187-199.
- (68) WILHELM, H. y KECK, R. *Process Technology Conference*. ISS. Washington, 1986: 831-834.
- (69) KUGASHIMA, A., FUJII, Y., MATSUMIYA, Y., MAKIZUMI, K., TSUBAKIHARA, O., YOSHIDA, T., YOSHIOKA, N. y HOSOKAWA, M. *Nippon Steel Tech. Rep. Ove.*, 23 (6), 1984: 91-106.
- (70) JACOBSON, A., RAIHLE, C. y LEKINEN, N. *Scand. J. Metall.*, 21, 1992: 172-180.
- (71) VAN DRUNEN, G., BRIMACOMBE, J. y WEINBERG, F. *Ironmaking Steelmaking*, (2), 1975: 125-133.
- (72) ETIENNE, A. y PALMAERS, A. *Solidification and Casting of Metals*. The Metals Society. Londres, 1979: 295-299.
- (73) IRVING, W. y PERKINS, A. *Continuous Casting of Steel*. The Metal Society. Biarritz, 1976: 107-115.
- (74) GRILL, A. *Ironmaking Steelmaking*, (2), 1979: 62-67.
- (75) RAHILE, C. y FREDRIKSSON, H. *Metall. Trans. B*, 25 (2), 1994: 123-133.
- (76) LESOULT, G. y SELLA, S. *Proc. 6th International Iron and Steel Congress*. ISIJ. Nagoya, 1990: 673-680.
- (77) SIEVESSON, P., RAHILE, C. y KONTTINEN, J. *Mater. Sci. Eng.*, A 173, 1993: 299-304.
- (78) AMELING, D., LITTERSCHEIDT, H., SCHWERDTFEGER, K. y SENK, D. *Steelmaking Conference Proceedings*. ISS. Washington, 1986: 387-395.
- (79) DEPIERREUX, A., HENRION, R. y NAVEAU, P. *1st European Conf. on Continuous Casting*. Florencia, 1991: 1.297-1.312.
- (80) ÁLVAREZ TOLEDO, G., LAINEZ, J. y CIRION, J. *Mater. Sci. Eng.*, A173, 1993: 287-291.
- (81) ETIENNE, A. *1st European Conf. on Continuous Casting*. Florencia, 1991: 1.577-1.587.
- (82) SOBE, K., ISHIBASHI, Y., KAWAUCHI, Y., TAMURA, J. y MASUMITSU, N. *Steelmaking Conference Proceedings*. ISS. Toronto (Canadá), 1988: 151-158.
- (83) ETIENNE, A., PIRLET, R. y FRANSSSEN, R. *Metall. Plant Technol.*, (5), 1987: 34-43.
- (84) FUJII, H., OHASHI, T. e HIROMOTO, T. *Trans. ISIJ*, 18, 1978: 510-518.
- (85) MINTZ, B. y ARROWSMITH, J. *Metals Technol.*, (1), 1979: 24-32.
- (86) MINTZ, B., YUE, S. y JONAS, J. *Int. Mater. Review*, 36 (5), 1991: 187-217.
- (87) LALLY, B., BIEGLER, L. y HENEIN, H. *Metall. Trans. B*, 22, 1991: 641-648.
- (88) LALLY, B., BIEGLER, L. y HENEIN, H. *Metall. Trans. B*, 22, 1991: 649-659.
- (89) KAWASAKI, S., ARITA, H., KIKUNAGA, M., CHIDA, Y. y KAJITA, Z. *Nippon Steel Tech. Report*, 23 (6), 1984: 69-76.
- (90) TROMP, D., LARRECQ, M., SAGUEZ, C., PARENT, A. y SENANEUCH, D. *Rev. Metall. Paris*, (6), 1984: 475-483.