

Inyección de mineral de manganeso en acero líquido(*)

M. Vargas-Ramírez*, A. Romero-Serrano* , M. Angeles-Hernández* y F. Chavez-Alcalá*

Resumen En este trabajo se realiza un estudio, teórico y experimental, para determinar la velocidad de reducción de MnO inyectado dentro de acero líquido con contenidos de carbono de 0,5, 1,0 y 2,0 % masa, a 1.600 °C. El modelo considera que se establecen dos zonas de reacción: la transitoria, que se produce entre las partículas inyectadas y el metal líquido, y la permanente, que tiene lugar en la interfase entre el metal y la escoria. Los experimentos se llevaron a cabo en un horno de inducción de 10 kg de capacidad con refractario de alta alúmina. Los resultados muestran que la reacción transitoria produce una mayor reducción de MnO que la reacción permanente. La reducción de MnO con silicio es más importante cuando la basicidad de la escoria es elevada debido a que se disminuye la a_{SiO_2} . Para una basicidad baja y un alto contenido de carbono en el baño, la eficiencia de la reducción de MnO con silicio disminuye, aunque el silicio sigue siendo mejor reductor que el carbono.

Palabras clave Mineral de manganeso. Modelo matemático. Reducción. Inyección de polvos. Acero.

Injection of manganese ore in liquid steel

Abstract A theoretical and experimental analysis is carried out to estimate the rate of MnO reduction when manganese ore is injected into liquid steel with three carbon contents, 0.5, 1.0 and 2.0 mass % at 1600 °C. It is assumed that there are two reaction zones along the flux injection operation: a transitory reaction between the rising particles and the bulk metal, and the permanent reaction between the metal and the top slag. The experiments were carried out in an open 10 kg induction furnace using Al₂O₃ refractory. The results show that the transitory reaction plays a more important role in the powder injection process than the permanent reaction. The reduction of MnO with silicon is more important when the basicity of the slag is high; this is because the a_{SiO_2} decreases as the slag basicity is increased. However, when the slag basicity is low and the initial carbon content in steel is high the reduction of MnO with silicon becomes less efficient, although silicon still remains better reducing agent than carbon.

Keywords Manganese ore. Mathematical model. Reduction. Powder injection. Steel.

1. INTRODUCCION

Los elementos de aleación necesarios para la fabricación de aceros, generalmente, se introducen en el baño en forma de ferroaleaciones, tales como el ferrocromo, ferrosilicio y ferromanganeso. Muchas de las ferroaleaciones se obtienen mediante la reducción del mineral con carbono en hornos de arco eléctrico. La amplia aplicación de esta técnica se debe, no únicamente al bajo costo del carbono sino a que éste es un eficiente agente reductor. Se han publicado trabajos sobre la sustitución de fe-

romanganeso por mineral de manganeso aplicados a la fabricación de aceros mediante el convertidor de oxígeno^[1-5].

La eficiencia de estos procesos se define como la proporción de manganeso que pasa a formar parte del acero con respecto a la cantidad de manganeso agregado. Al utilizar ferromanganeso se obtiene una eficiencia del 88 % en el convertidor, mientras que Takaoka *et al.*^[6] informan que han logrado obtener una eficiencia del 80 % cuando se utiliza mineral de manganeso. Rankin y Van Deventer^[3], realizaron pruebas orientadas a la

(*) Trabajo recibido el día 18 de junio de 2002 y aceptado en su forma final el día 31 de octubre de 2002.

(*) Departamento de Ingeniería en Metalurgia y Materiales, IPN-ESIQUE, A. Postal 75-874, México D.F., CP 07300. E-mails: marissa_42093@yahoo.com; romeroipn@hotmail.com; miguelangeles@termo.ipn.mx; fchavez@hotmail.com

sustitución de ferromanganeso por mineral de manganeso en convertidores al oxígeno. La comprensión del proceso de inyección requiere de un modelo que permita determinar el efecto de los parámetros de operación, así como de la composición del baño metálico y de la escoria.

En este trabajo se presenta el estudio teórico de la inyección de mineral de manganeso en un acero líquido, el cual se basa en el modelo propuesto de Ohguchi *et al.*^[7] Asimismo, se efectuaron una serie de pruebas experimentales para validar el modelo, utilizando un mineral constituido por MnO-FeO-CaO-MgO-SiO₂. Este mineral, con un tamaño de partícula inferior a 74 μm, se inyecta en un horno de inducción que contiene 10 kg de acero, con 0,5 a 2 % en masa de carbono a una temperatura de 1.600 °C.

Para el desarrollo del modelo teórico, se consideran dos tipos de reacción: la reacción transitoria, que se establece entre el baño metálico y las partículas de mineral que se inyectan, y la reacción permanente que tiene lugar entre el baño metálico y la escoria que está presente en su superficie.

2. MECANISMO DE TRANSFERENCIA DE MASA EN LAS PARTICULAS

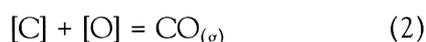
El mecanismo de reacción de las partículas se considera como el del modelo topoquímico; es decir, que a medida que la reacción procede, la interfase se moverá desde la superficie exterior hacia el centro de la partícula, formando una frontera bien definida entre la parte que ha reaccionado y la que no ha reaccionado. En este trabajo se considera que la partícula está constituida por óxidos de manganeso junto otros óxidos que provienen con el mineral, tales como CaO y SiO₂. El factor más importante, en este modelo, es que la reacción siempre se verifica en la superficie límite; esto es, en la interfase entre el núcleo sin reaccionar y el producto sólido que lo rodea.

2.1. Modelo cinético

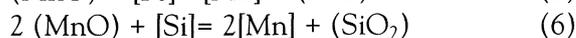
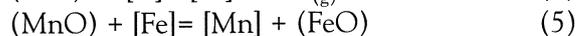
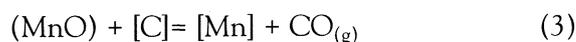
Las reacciones que se producen en el proceso de inyección pueden expresarse en general como:



donde, n=1 cuando X= Mn y Fe; n=2 cuando X= Si. La reacción C-O se representa por:



Las siguientes reacciones se consideran para la reducción del MnO en la escoria o en la partícula inyectada^[8]:



Estas reacciones se producen rápidamente a elevada temperatura, por lo que la reacción química en las interfases partícula-metal y escoria-metal puede ignorarse en el modelo cinético. Por lo tanto, la velocidad de la reacción será controlada por la transferencia de masa en la capa límite de dichas interfases.

La velocidad de cada reacción puede calcularse usando las siguientes ecuaciones de flujo másico, expresadas en por ciento masa, las cuales se basan en la cinética de transferencia de masa:

$$J_X = F_X \{ [\% X]^b - [\% X]^i \} = F_X \{ (\% XO_n)^i - (\% XO_n)^b \}, \\ X = Si, Mn, Fe \quad (7)$$

El superíndice i representa las interfases metal-escoria o partícula-metal y el superíndice b representa el seno del metal o de la escoria. J_X es el flujo molar de la especie X. Para el caso del carbono y el oxígeno se establecen las siguientes reacciones:

$$J_C = F_C \{ [\% C]^b - [\% C]^i \} = G_{CO} (P_{CO}^i) \quad (8)$$

$$J_O = F_O \{ [\% O]^b - [\% O]^i \} \quad (9)$$

P_{CO}ⁱ es la presión de CO_(g) en la interfase; G_{CO} es el parámetro de velocidad de la formación de CO; F_X es el coeficiente de transferencia de masa modificado para el componente X dado por:

$$F_x = \frac{k_x \rho}{100 M_x} \quad (10)$$

donde, k_x es el coeficiente de transferencia de masa, ρ es la densidad del metal o de la escoria, y M es la masa molecular. E_X representa las constantes de equilibrio efectivas expresadas en por ciento masa^[7]:

$$E_x = \frac{100 C_t M_{XO_n} f_x K_x}{\rho_s \gamma_{XO_n}} = \frac{(\% XO_n)^i}{[\% Xi]^i h_{O\%}^i} \quad (11)$$

C_t es la concentración molar total en la escoria; f_x es el coeficiente de actividad del

componente X en metal y $\gamma_{X_{O_n}}$ es el coeficiente de actividad del componente X en la escoria; $h_{O\%}^i$ es la actividad del oxígeno en la interfase escoria-metal o partícula-metal y K_X es la constante de equilibrio. Realizando un balance de masa para el oxígeno, de acuerdo a la estequiometría de las reacciones, se obtiene la relación siguiente para las reacciones simultáneas:

$$J_{Mn} + 2 J_{Si} + J_{Fe} + J_C - J_O = 0 \quad (12)$$

Combinando las ecuaciones anteriores se obtiene el valor de $h_{O\%}^i$, utilizando un método numérico apropiado.

2.2. Modelo termodinámico

Las actividades químicas y la composición de los componentes del metal y de la escoria, son necesarias para determinar la constante de equilibrio, para lo cual el coeficiente de actividad para un componente en el baño de acero se determina a partir del modelo de parámetros de interacción^[9 y 10]. Las actividades de los componentes en la escoria se determinan empleando el modelo de solución regular, donde además de los óxidos es posible considerar CaF_2 ^[11].

2.3. Modelo de fenómenos de transporte para el sistema multifásico^[12]

Para determinar la fracción de partículas inyectadas que está en contacto con el metal líquido, se realizan los estudios a partir del balance de masa, del balance de energía^[7] y del balance de fuerza^[13].

2.3.1. Balance de masa

El balance de masa conduce a la siguiente expresión:

$$N_p^o v_p^o = N_p v_p \quad (13)$$

donde, N_p^o y N_p son la fracción masa de sólido en la interfase gas-líquido y en metal, respectivamente. v_p^o y v_p son las velocidades de la partícula en la interfase gas-líquido y en el metal.

2.3.2. Balance de energía

El balance de energía, tomando en cuenta el trabajo para vencer la resistencia interfacial, queda expresado como:

$$E_{CP}^o = E_{CP} + E_{CL} + W \quad (14)$$

donde, E_{CP}^o es la energía cinética de las partículas en la fase gaseosa; E_{CP} es la energía cinética de las partículas en la fase líquida; E_{CL} es la energía cinética del líquido desplazado por las partículas en la fase líquida y W es el trabajo para vencer la resistencia interfacial. Considerando que la velocidad del líquido arrastrado es igual a la velocidad de las partículas en la fase líquida se obtiene la siguiente expresión^[12]:

$$\theta_p^2 + \theta_p \left(\frac{\rho_L}{\rho_P} - 1 \right) \left(\frac{\theta_p^o}{1 - R_E} \right) - \frac{\rho_L}{\rho_P} \left(\frac{\theta_p^o}{1 - R_E} \right) = 0 \quad (15)$$

donde,

$$R_E = \frac{12\sigma_{LG} (Af - \cos \beta)}{\rho_P d_p v_p^2}$$

θ_p y θ_p^o representan la fracción de partículas alimentadas en contacto con la fase líquida y la fase gaseosa, respectivamente; Af es el área extra creada por el paso de la partícula en la interfase gas-líquido dividida entre el área de la partícula y d_p es el diámetro de la partícula. La relación de energía (R_E) es proporcional al valor de la resistencia interfacial. Un valor de $R_E=1$ indica que no se permitirá el paso de partículas sólidas a través de la interfase. La expresión para determinar la fracción de partículas que se encontrará en contacto con el metal líquido es:

$$\theta_p = 1 - R_E \quad (16)$$

2.3.3. Balance de fuerza

El balance de fuerza para vencer la resistencia interfacial queda expresado por la ecuación para el movimiento de la partícula en el líquido^[13]:

$$[\text{Fuerza sobre la partícula}] = [\text{Masa de partícula} + \text{masa virtual}] [\text{aceleración de partícula}]$$

$$F = \left[\frac{4}{3} \pi r_p^3 \rho_p + \frac{4}{3} \pi r_p^3 \rho_L \alpha \right] \left(-\frac{dv}{dt} \right) \quad (17)$$

donde, r_p es el radio de la partícula, v es la velocidad de la partícula, t es el tiempo y α es el coeficiente de masa virtual. En este trabajo se considera $\alpha = 0$, lo cual significa que la partícula no

arrastrará metal líquido. La fuerza que actúa sobre la partícula al cruzar la interfase gas- líquido se expresa de la siguiente manera:

$$[F \text{ total}] = [F \text{ de flotación}] - [F \text{ de gravedad}] + [F \text{ de la interfase}] + [F \text{ por tensión superficial}]$$

$$F = \pi r_p^2 \frac{1}{2} \rho_l v^2 C_D \varphi_1 \left(\frac{x}{r_p} \right) - \frac{4}{3} \pi r_p^3 \rho_p g + \frac{4}{3} \pi r_p^3 \rho_l g \varphi_2 \left(\frac{x}{r_p} \right) + 2 \pi r_p \sigma_{gl} \varphi_3 \left(\frac{x}{r_p} \right) \quad (18)$$

donde, x es la altura de penetración de la partícula, C_D es el coeficiente de flotación, g es la aceleración de la gravedad, σ_{gl} es la tensión superficial del líquido y $\varphi_1 \left(\frac{x}{r_p} \right)$, $\varphi_2 \left(\frac{x}{r_p} \right)$, $\varphi_3 \left(\frac{x}{r_p} \right)$ son factores de corrección. Igualando las ecuaciones (17) y (18) y adimensionando los parámetros, se obtiene:

$$\frac{C_D}{2} We + 2(x^* - 1 - \cos \beta_c) - \frac{4}{3} \left(\frac{1}{2} \rho_a^* \frac{dWe}{dx^*} - G \rho_b^* \right) = 0 \quad (19)$$

donde,

$$\rho_a^* = \rho^* + \frac{1}{4} \quad \text{y} \quad \rho_b^* = \rho^* - \frac{1}{2}$$

siendo,

ρ^* , cociente de densidades ρ_p/ρ_l

$We = v^2 r_p \rho_l g / \sigma_{lg}$, número de Weber.

$G = r_p^2 \rho_l g / \sigma_{gl}$, constante adimensional que representa la relación entre la fuerza en la interfase y la tensión superficial.

$x^* = x/r_p$, distancia de penetración de la partícula adimensional.

β_c , ángulo de contacto que se expresa como:

$$\cos \beta_c = -(\sigma_{sl} - \sigma_{gs}) / \sigma_{gl}$$

La ecuación (19) puede resolverse para las condiciones límites $We = 0$, cuando $x = (2 r_p)$ y $We = We_c$, cuando $x = 0$, con lo que se obtiene la siguiente expresión:

$$We_c = 8 \left[1 - \exp \left(\frac{3}{4 \rho^*} \right) \right] \left(\cos \beta_c - 1 + \frac{8}{3} \rho^* \right) \quad (20)$$

Combinando la ecuación (20) y la definición de We , se determina el valor de la velocidad crítica, que representa la mínima velocidad con la que

la partícula puede penetrar dentro del líquido, de donde:

$$v_p^o = v_c \quad (21)$$

El valor de v_p^o se sustituye en la expresión de R_E , y éste se sustituye posteriormente en la expresión (16), para obtener la fracción de partículas alimentadas que se encontrará en contacto con el metal líquido. Los coeficientes de transferencia de masa de cada componente en el metal y en la interfase escoria-metal, se han determinado como una función de las condiciones de operación a escala de laboratorio e industrial^[14]:

$$k^p = 2,18 \times 10^{-3} \left(\frac{L^2 \epsilon_B}{d_R} \right)^{1/2} \quad (22)$$

ϵ_B , es la energía de agitación, la cual se expresa como:

$$\epsilon_B = 370 \frac{Q_B T}{W_m} \log \left[1 + \frac{H}{1,52} \right]$$

donde, L es la altura del reactor (m), d_R es el diámetro del reactor (m), Q_B es la velocidad de alimentación del gas, W_m es la masa del metal, T es la temperatura absoluta y H es la altura sumergida de la lanza. El coeficiente de transferencia de masa en la reacción transitoria está definido por la ecuación de Allen^[14]:

$$k^t = 2 \left(\frac{D_m v_p}{\pi d_p} \right)^{1/2} \quad (23)$$

donde D_m es el coeficiente de difusión en el metal.

2.4. Tiempo de residencia de la partícula

La velocidad del metal en la zona de inyección puede calcularse con la ecuación (24), la cual se basa en el análisis del flujo del fluido y en un modelo experimental^[14]. El tiempo de residencia de la partícula t , se calcula con la ecuación (25):

$$U_z = 19,9 \left(\frac{Q_B}{d_R^2} \right) \left(\frac{g d_R^5}{Q_B^2} \right)^{0,24} \left(\frac{L}{d_R} \right)^{0,2} \left(\frac{H}{L} \right)^{0,52} \quad (24)$$

$$\tau = \frac{H}{U_z} \quad (25)$$

La figura 1 muestra los pasos del cálculo con el modelo, en los que se acoplan las reacciones transitoria y permanente que se llevan a cabo durante el proceso de inyección de polvos.

3. PARTE EXPERIMENTAL

El método experimental consiste en fundir un acero bajo en carbono y recarburarlo a contenidos de 0,5, 1 y 2 % masa de carbono, con el fin de determinar su efecto sobre la reacción de reducción del óxido de manganeso. Para analizar el cambio de composición del baño metálico, se obtuvieron muestras del acero a diferentes tiempos de tratamiento, a las cuales se les analizó carbono, silicio y manganeso. El equipo utilizado consiste de un horno de inducción con una capacidad de 10 kg, recubierto con un refractario de alta alúmina. El dispositivo de alimentación del polvo incluye un compartimiento cilíndrico con capacidad de 500 g, una lanza de inyección constituida de carburo de silicio recubierto con material refractario, con un diámetro interno de 1,27 cm y, como gas de arrastre, se utiliza nitrógeno.

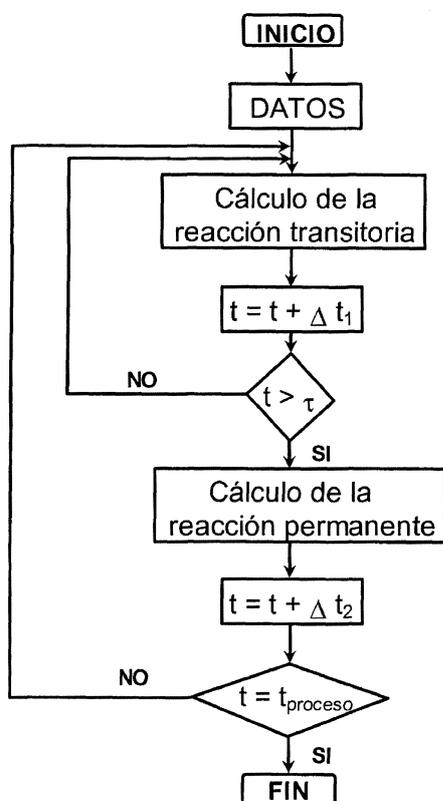


Figura 1. Diagrama de flujo para el cálculo del proceso de inyección de polvos.

Figure 1. Calculation steps for the powder injection process.

Rev. Metal. Madrid 39 (2003) 123-131

Los materiales empleados fueron acero al carbono AISI 1018, cuya composición química es de 0,17 % masa C, 0,055 % S, 0,04 % P, 0,75 % Mn, y 0,16 % Si. En la superficie del metal se adicionó una escoria formada por 10 % CaF_2 , y con las cantidades requeridas para obtener las relaciones en masa de CaO/SiO_2 de 2 y 3. El mineral de manganeso utilizado procede de la Compañía Minera Autlán, México, con la composición mostrada en la tabla I.

La experimentación se diseñó con el fin de determinar el efecto del carbono del acero y la basicidad (CaO/SiO_2) de la escoria sobre la reducción del MnO . Los parámetros variables son el contenido de carbono inicial en el acero (0,5, 1 y 2 %C) y la basicidad $\text{CaO/SiO}_2 = 2$ y 3). Los parámetros que se mantienen constantes son la masa del acero (10 kg), la temperatura (1.600 °C), el tamaño de los polvos de mineral (74 μm) y la masa de escoria colocada en la superficie del metal (300 g). Otras características del sistema experimental son: diámetro del reactor, 0,1 m, profundidad del reactor, 0,16 m, longitud de inmersión de la lanza, 0,1 m, velocidad de inyección del polvo, 100 g/min y flujo de gas $4,17 \times 10^{-5} \text{ Nm}^3/\text{s}$.

Durante el ensayo, se realizaron tres inyecciones de 100 g de mineral de manganeso cada una. La primera al inicio del tratamiento, la segunda en el minuto 11 y la última en el minuto 22. Después de cada inyección se mantuvo en reposo el baño durante 10 min con el fin de promover la reacción permanente. La inyección de material frío al baño provocó que la temperatura variara entre 1.580 °C y 1.620 °C. La figura 2 muestra el esquema del equipo experimental.

4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las figuras 3, 4 y 5 muestran los resultados del efecto del tiempo de reacción sobre la composición

Tabla I. Composición química del mineral de manganeso

Table I. Chemical composition of manganese ore

Componente	% masa
Mn_3O_4^*	56,02
$\text{Fe}_2\text{O}_3^{**}$	11,81
MgO	10,32
SiO_2	14,30
CaO	7,00

** Manganeso total como Mn_3O_4

** Hierro total como Fe_2O_3

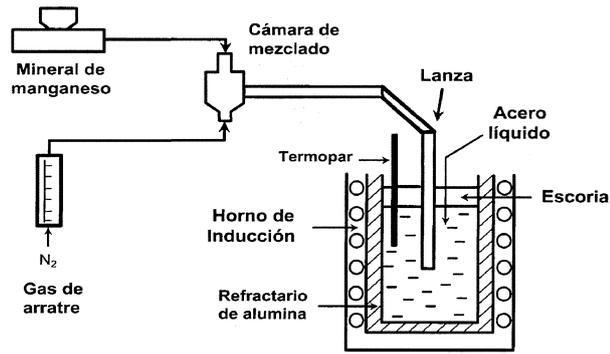


Figura 2. Representación esquemática del equipo experimental.

Figure 2. Schematic representation of the experimental apparatus.

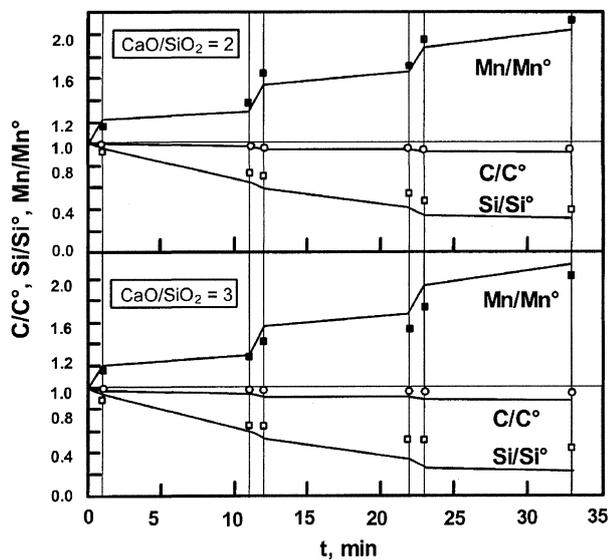


Figura 3. Composición del acero calculada (líneas) y experimental (puntos) en función del tiempo de tratamiento en un baño con 0,5 % masa C y basicidades, CaO/SiO_2 , de 2 y 3.

Figure 3. Calculated (lines) and measured (points) metal composition in terms of time of treatment in a liquid steel with 0.5 mass % C and slag basicities $\text{CaO/SiO}_2 = 2, 3$

del acero, utilizando escorias con basicidades (CaO/SiO_2) de 2 y 3 y aceros con contenidos iniciales de carbono de 0,5, 1,0 y 2 % C, respectivamente. Los resultados de composición están expresados como Mn/Mn° , C/C° y Si/Si° , donde Mn, C y Si son las concentraciones de acero a un instante dado y Mn° , C° y Si° son las concentraciones iniciales. Los puntos en las gráficas representan los valores experimentales y las líneas son los valores calculados con el modelo teórico. Evidentemente, la relación Mn/Mn° debe aumentar y ser mayor a

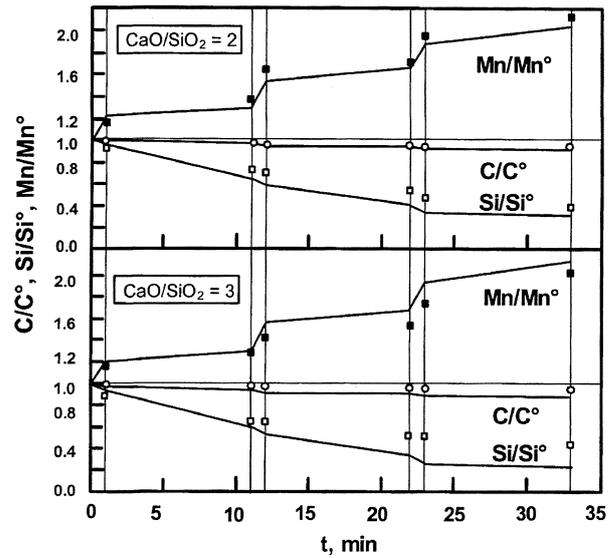


Figura 4. Composición del acero calculada (líneas) y experimental (puntos) en función del tiempo de tratamiento en un baño con 1,0 % masa C y basicidades, CaO/SiO_2 , de 2 y 3.

Figure 4. Calculated (lines) and measured (points) metal composition in terms of time of treatment in a liquid steel with 1.0 mass % C and slag basicities $\text{CaO/SiO}_2 = 2, 3$.

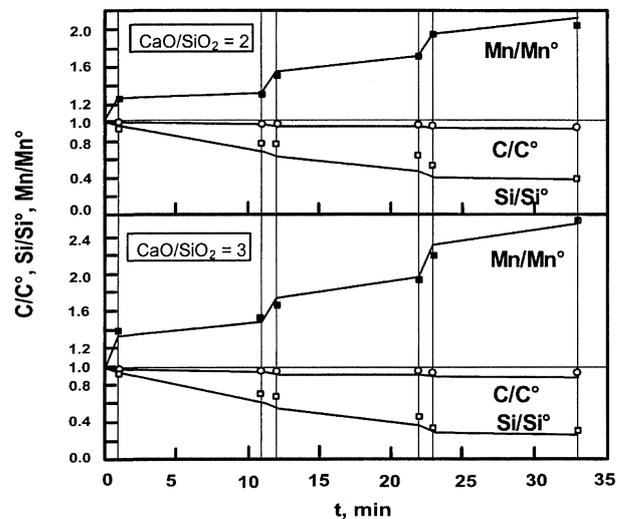


Figura 5. Composición del acero calculada (líneas) y experimental (puntos) en función del tiempo de tratamiento en un baño con 2,0 % masa C y basicidades, CaO/SiO_2 , de 2 y 3.

Figure 5. Calculated (lines) and measured (points) metal composition in terms of time of treatment in a liquid steel with 2.0 mass % C and slag basicities $\text{CaO/SiO}_2 = 2, 3$.

la unidad a lo largo del proceso, mientras que las relaciones de los agentes reductores (C/C° y Si/Si°) deben disminuir. Estas figuras muestran que se obtuvo una buena concordancia entre los

resultados experimentales y los calculados con el modelo, teniendo un error promedio menor del 15 %

Las figuras 3, 4 y 5 también muestran que la reducción del MnO se efectúa en forma más eficiente durante la inyección del mineral (reacción transitoria), comparada con la que se efectúa durante la etapa de reposo del metal (reacción permanente). Esto se comprueba con los cambios bruscos en las pendientes de las curvas Mn/Mn° durante las tres inyecciones de mineral. La baja eficiencia en la reducción de MnO durante la reacción permanente, puede deberse, en parte, al tiempo relativamente corto del tratamiento y a la pequeña área de contacto que existe entre la escoria y el metal líquido.

Los resultados indican que la relación de manganeso (Mn/Mn°) se incrementa al aumentar el contenido inicial de carbono en el baño metálico, por lo cual, este proceso puede ser más recomendable para la fabricación de aceros con alto contenido de carbono. También puede observarse que la reducción de MnO es ligeramente mayor al emplear escorias con elevada basicidad. Para un valor constante de contenido inicial de carbono la relación Si/Si° disminuye conforme la basicidad de la escoria se incrementa. Esto, sugiere que la reducción de MnO con silicio es más eficiente a basicidades elevadas.

La eficiencia del proceso se puede definir como la relación entre la cantidad de manganeso que entra en el baño metálico y la cantidad de manganeso adicionado en el mineral, multiplicada por 100. Mediante el balance de masa se puede establecer que el incremento en el % Mn en la composición del acero por la adición del mineral de manganeso es de 1,21 %. Es decir, el valor máximo de % Mn será de $0,75 + 1,21 = 1,96$ %.

La tabla II resume las eficiencias obtenidas en las pruebas de inyección. Puede observarse que los mejores resultados se obtienen al incrementar la cantidad inicial de carbono en el acero. La basicidad juega un papel poco importante cuando el contenido de carbono es bajo, pero ayuda a incrementar la eficiencia del proceso cuando la cantidad de carbono en el acero es elevada, llegando a obtener eficiencias del 92 %.

El comportamiento del silicio a diferentes basicidades de escoria puede explicarse con ayuda de la figura 6, en la cual se representan las actividades de MnO y SiO₂ en la escoria (líquido como estado estándar) en función de la concentración de MnO y la basicidad. Estas actividades fueron determina-

Tabla II. Eficiencia de manganeso experimental

Table II. Experimental manganese efficiency

% C inicial	CaO/SiO ₂	Eficiencia
0,5	2	58,1 %
	3	59,3 %
1,0	2	69,6 %
	3	66,3 %
2,0	2	68,7 %
	3	92,2 %

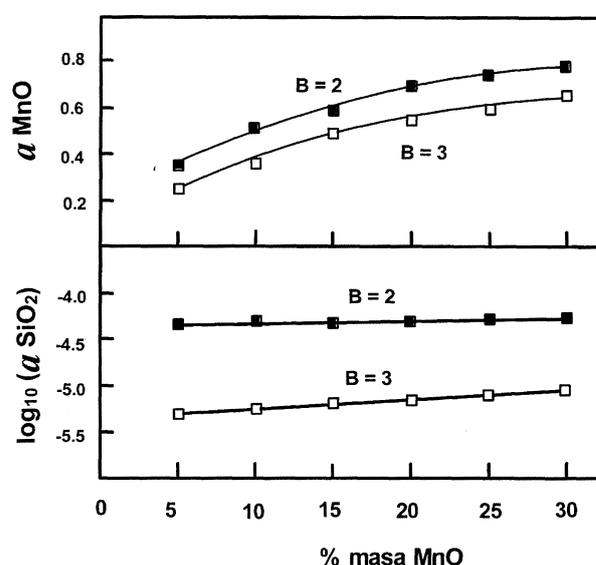


Figura 6. Efecto del contenido de MnO en la escoria y la basicidad sobre a_{SiO_2} y a_{MnO} a 1.600 °C calculadas con el sistema FACT^[15].

Figure 6. Effect of manganese oxide and slag basicity on the a_{SiO_2} and a_{MnO} at 1600 °C calculated with the FACT system^[15].

das utilizando el sistema de análisis termodinámico FACT^[15] (Facility for the Analysis of Chemical Thermodynamics) a 1.600 °C, en escorias con CaO/SiO₂ de 2 y 3, y % masa de MnO de 5 a 30. Esta figura, muestra que la actividad de MnO se incrementa con la concentración de MnO y que dicha actividad, en una escoria con CaO/SiO₂ de 2 es, ligeramente, mayor que con una de basicidad igual a 3. Bajo las condiciones simuladas mediante la termodinámica, el efecto del contenido de MnO sobre la actividad del SiO₂ en la escoria, a basicidad constante, parece ser muy pequeño; sin embargo, la actividad de SiO₂ disminuye casi 10 veces cuando la basicidad aumenta de 2 a 3. Lo anterior,

indica que el silicio podrá oxidarse más fácilmente en este sistema cuando se incrementa la basicidad, lo cual provoca que la relación Si/Si° en el baño metálico sea más pequeña con basicidades elevadas.

Las actividades de carbono, silicio y manganeso (líquido como estado de referencia) se calcularon utilizando el modelo de parámetros de interacción^[4 y 5], el cual forma parte del sistema FACT^[15], a una temperatura de 1.600 °C en aceros con 0,16 % masa Si, 0,75 % Mn y 0 a 2,0 % C. La figura 7 presenta el efecto del contenido de carbono en el acero sobre las actividades de carbono, silicio y manganeso. Los resultados muestran que la actividad de manganeso es, casi, independiente del contenido de carbono, mientras que la actividad de carbono varía de 0 a 0,14 y la actividad de silicio se incrementa de $10^{-5,4}$ a $10^{-5,0}$. De estos resultados se deduce que el silicio disminuye su eficiencia en la reducción de MnO conforme el contenido inicial de carbono se incrementa. Esto se debe a que el valor del parámetro de interacción C-C ($e_C^C = 0,243$) es mayor al parámetro C-Si ($e_{Si}^C = 0,180$). Además, el efecto de la basicidad de la escoria sobre la a_{SiO_2} es más importante que sobre a_{MnO} . Por lo tanto, elevadas basicidades disminuyen la a_{SiO_2} , lo cual sugiere que la reacción de oxidación de silicio es más factible. Así, una elevada basicidad mejora la reducción de

MnO con silicio, mientras que una baja basicidad junto con un contenido elevado de [C] puede mejorar la reducción de MnO con carbono y disminuir la reducción de MnO con silicio.

5. CONCLUSIONES

Se utilizó un modelo matemático que permite tomar en cuenta los parámetros de operación del proceso de inyección de mineral de manganeso en baños de acero con distintos contenidos de carbono inicial (0,5, 1,0 y 2,0 % C). Los resultados calculados y experimentales muestran que la reacción transitoria que tiene lugar durante la inyección produce una mayor reducción de MnO que la que tiene lugar durante la reacción permanente. Las mayores eficiencias del proceso se obtienen al incrementar el contenido de carbono en el acero y la basicidad de la escoria.

La reducción de MnO con silicio es más eficiente que la reducción con carbono, aunque ambas reacciones se llevan a cabo simultáneamente durante el proceso. A elevada basicidad disminuye la a_{SiO_2} , lo que sugiere que al aumentar dicha basicidad se mejora la reducción de MnO con silicio, mientras que una baja basicidad junto con un contenido elevado de carbono puede mejorar la reducción de MnO con carbono.

Agradecimientos

Los autores agradecen el apoyo a las instituciones CONACYT, SNI, COFAA e Instituto Politécnico Nacional por su apoyo para la realización de este trabajo.

Lista de variables

- C_D coeficiente de flotación (-)
- C_t concentración molar total de la escoria (mol m^{-3})
- d_R diámetro del reactor (m)
- d_p diámetro de la partícula (m)
- D_m coeficiente de difusión en el metal ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)
- E constante de equilibrio efectiva (-)
- E_{CP}^o energía cinética de las partículas en la fase gaseosa ($\text{Js}^{-1} \text{kg}$)
- E_{CP} energía cinética de las partículas en la fase líquida ($\text{Js}^{-1} \text{kg}$)
- E_{CL} energía cinética del líquido desplazado por las partículas en la fase líquida ($\text{Js}^{-1} \text{kg}$)
- F_X coeficiente de transferencia de masa modificado ($\text{mol m}^{-2} \text{s}^{-1}$)

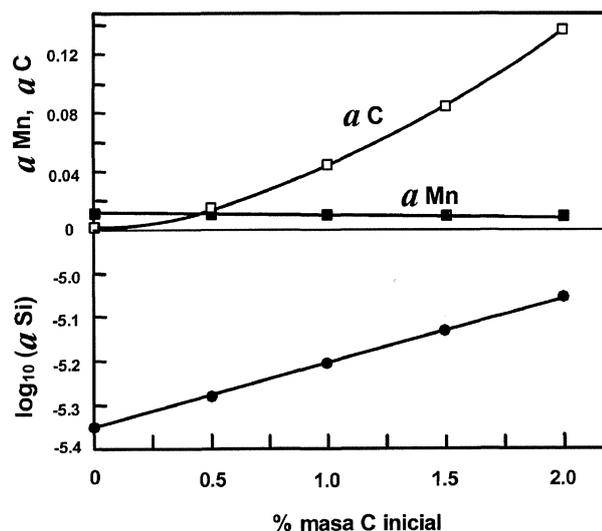


Figura 7. Efecto del contenido de carbono en el metal sobre a_{Si} , a_C y a_{Mn} a 1.600.°C calculadas con el modelo de parámetros de interacción y el sistema FACT^[15].

Figure 7. Effect of C content in the melt on the a_{Mn} , a_{Si} and a_C at 1600 °C calculated with the interaction parameter model and the FACT system^[15].

f_X	coeficiente de actividad del componente X en el metal (-)
g	aceleración de la gravedad ($m\ s^{-2}$)
G_{CO}	parámetro para la evolución de CO ($mol\ m^{-2}\ s^{-1}$)
$h_{O\%}^i$	actividad de oxígeno en la interfase escoria-metal o partícula-metal en el estado estándar del 1-wt.% (-)
H	longitud de inmersión de la lanza (m)
J_X	flujo molar ($mol\ m^{-2}\ s^{-1}$)
k_X	coeficiente de transferencia de masa ($m\ s^{-1}$)
K	constante de equilibrio (-)
L	profundidad del reactor (m)
M_X	masa molecular (kg/kg-mol)
N_p	fracción masa de sólidos en el seno del metal (-)
N_p^o	fracción masa de sólidos en la interfase gas-líquido (-)
P_{CO}^i	presión de CO (Pa)
Q_B	flujo de gas ($Nm^3\ s^{-1}$)
R_E	trabajo de la partícula contra la tensión superficial dividido entre su energía cinética en la punta de la lanza (-)
t	tiempo (s)
T	temperatura absoluta (K)
U_z	velocidad del metal en la zona de inyección ($m\ s^{-1}$)
v_p	velocidad de la partícula ($m\ s^{-1}$)
W	trabajo para vencer la resistencia interfacial ($J\ s^{-1}\ kg$)
W_X	masa del componente X (kg)
We	número de Weber
α	coeficiente de masa virtual (-)
β	ángulo de contacto entre el sólido y el líquido ($^\circ$)
ϵ_B	energía de agitación ($J\ s^{-1}\ kg$)
γ_X	coeficiente de actividad del componente X en la escoria (-)
θ_p	fracción de partículas alimentadas en contacto con la fase líquida (-)
θ_p^o	fracción de partículas alimentadas en contacto con la fase gaseosa (-)
ρ	densidad ($kg\ m^{-3}$)
σ_{lg}	tensión superficial líquido-gas ($N\ m^{-1}$)
τ	tiempo de residencia de las partículas en el metal líquido (s)
()	componente en la escoria
[]	componente en el metal

Subíndices

m	metal
s	escoria
p	partícula de polvo
X	componente X

Superíndices

b	seno del baño
i	interfase metal-escoria
o	interfase gas-líquido
p	reacción permanente
t	reacción transitoria

REFERENCIAS

- [1] T. YAGI y Y. ONO, *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.* 10 (1970) 36-37.
- [2] R.H. ERIC y E. BURUCU, *Miner. Eng.* 5 (1992) 795-815.
- [3] W.J. RANKIN y J.S.J. VAN DEVENTER, *S. Afr. Inst. Mining Metall.* 80 (1980) 239-244.
- [4] K. TERAYAMA y M. IKEDA, *Trans. Jpn. Inst. Metals.* 26 (1985) 108-114.
- [5] A. KOURSARIS, A.S.E. KLEYENSTURBER y C.W.P. FINN, *Spec. Publ. Geol. Soc. S. Afr.* 7 (1983) 375-382.
- [6] T. TAKAOKA, I. SUMI, Y. KIKUCHI y Y. KAWAI, *ISIJ Int.* 33 (1993) 98-103.
- [7] S. OHGUCHI, G.D.C. ROBERTSON, B. DEO, P. GRIEVESON y J.H.E. JEFFES, *Ironmaking Steelmaking* 11 (1984) 202-213.
- [8] H.S. SOHN, Z.P. CHEN y W.G. JUNG, *Steel Res.* 71 (2000) 145-152.
- [9] C. WAGNER, *Thermodynamics of Alloys*, Editorial Addison-Wesley, 1962.
- [10] C.W. BALE y A.D. PELTON, *Metall. Trans. A* 21 (1990) 1.997-2.002.
- [11] Y. IGUCHI, *Elliott Symposium Proc.*, 1990, pp. 129-147.
- [12] L.R. FARIAS y G.A. IRONS, *Metall. Trans. B* 16 (1985) 211-225.
- [13] O. YASUHISA y M. KAZUMI, *ISIJ Int.* 23 (1983) 669-774.
- [14] K. KITAMURA, K. SHIBATA, I. SAWADA y S. KITAMURA, *Proc. Sixth Int. Iron Steel Congress* 3, 1990, pp. 50-58.
- [15] W.T. THOMPSON, C.W. BALE y A.D. PELTON, *F*A*C*T-Facility for the Analysis of Chemical Thermodynamics*, User's Manual, 1999.