

Características sólido-fluido en el crisol del horno alto según el modelo de desgaste nodal (MDN)^(*)

R. Martín*, M.A. Barbés**, M.F. Barbés**, É. Marinas**, N. Ayala*, J. Mochón*, L.F. Verdeja** y F. García*

Resumen

La porosidad del coque aparece como unas de las variables que más pueden afectar a la producción de arrabio y a la correspondiente corrosión de los revestimientos. Hasta el momento, en la bibliografía existente sobre la corrosión de los revestimientos, siempre se asocia un mayor desgaste con el correspondiente incremento del flujo del fluido (arrabio) en el crisol. No obstante, no se tiene referencia de ningún modelo determinístico que pudiera relacionar, desde el punto de vista teórico, las siguientes variables: corrosión de los revestimientos, porosidad del coque inactivo y flujo del arrabio en el crisol. El Modelo de Desgaste Nodal (MDN), además de justificar los perfiles de corrosión de los revestimientos a lo largo de la campaña, puede ser un instrumento eficaz para interpretar la porosidad del coque y los gradientes de velocidad del arrabio que se generan dentro del crisol.

Palabras clave

Horno alto; Crisol; Corrosión de los revestimientos; Porosidad del coque inactivo (hombre muerto).

Solid-fluid characteristics at the blast furnace hearth according to the nodal wear model (NWM)

Abstract

The coke porosity is one of the most important variables that can affect the pig iron production and the lining corrosion. Up to now, the existing bibliography about lining corrosion always connects a deeper wear to an increase in the fluid flow (pig iron) at the blast furnace hearth. However, there is no evidence of any deterministic model that could link, from the theoretical point of view, the following variables: lining corrosion, porosity of dead coke and flow of pig iron at the hearth. Besides justifying the lining corrosion profiles, the Nodal Wear Model (NWM) can be an effective instrument to interpret the coke porosity and the pig iron speed rates that are generated inside the hearth.

Keywords

Blast furnace; Hearth; Lining corrosion; Porosity of dead coke (dead man).

1. INTRODUCCIÓN

Cuando se trata de describir los mecanismos de corrosión que pueden desarrollarse en el crisol del horno alto, a lo largo de su campaña operativa, en los trabajos o ponencias especializadas se realizan, habitualmente, las siguientes consideraciones:

- Se trata de un fenómeno complejo, en el que intervienen un gran número de variables, por lo que es difícil encontrar una explicación cuantitativa del desgaste que experimentan los materiales a lo largo de la vida operativa del crisol.

- Es frecuente, por otra parte, que puedan operar en paralelo diferentes mecanismos de corrosión que dificultan la correcta participación e importancia de cada uno de ellos en el proceso de desgaste del revestimiento.
- Se ha intentado siempre reproducir y simular, a escala de laboratorio, las condiciones operativas que pudieran llevarse a cabo en el crisol del horno (con velocidades relativas de circulación fluido-refractario entre 0,50 y 3,00 cm·s⁻¹) y realizar su diseño de acuerdo con los resultados experimentales obtenidos por las probetas refractarias en contacto con los fluidos corrosivos (arrabio y escoria).

^(*) Trabajo recibido el día 5 de septiembre de 2008 y aceptado en su forma final el día 3 de febrero de 2009.

* Departamento de Metalurgia Primaria y Reciclado de Materiales CENIM-CSIC. Avda. Gregorio del Amo 8, Madrid 28040.

** Grupo Sid-Met-Mat de la Universidad de Oviedo, Unidad Asociada al Departamento de Metalurgia Primaria y Reciclado de Materiales CENIM. Escuela de Minas, Independencia 13, Oviedo 33004.

Afortunadamente, se está reconociendo en la bibliografía la naturaleza extrínseca de la corrosión: la degradación de los materiales no constituye una propiedad característica de los mismos, como ocurre con la conductividad térmica o el calor específico^[1]. No obstante, es aún difícil de reconocer, en los trabajos relacionados con los procesos de corrosión de materiales, que la temperatura a la cual se realiza el ensayo de laboratorio tiene poco que ver con la existente en el proceso industrial. La temperatura bajo la cual se desarrollan los procesos de desgaste de los materiales que contactan con el arrabio y la escoria, dista mucho de ser equivalente a la *temperatura objetivo*. (Se entiende por *temperatura objetivo* aquella temperatura de colada del arrabio susceptible de medida experimental y fijada por la dirección operativa del horno, hacia la que tienen que dirigir todas sus actuaciones cada uno de los jefes de turno responsables de la instalación) para el fundido del horno (normalmente alrededor de los 1.500 °C)^[2].

Ciertamente, la temperatura de las fases fundidas del crisol de un horno es un parámetro importante de control experimental, mientras que la temperatura en la intercara del refractario con el fundido (temperatura nodal, T_i , en el MDN) no es una variable accesible a la determinación experimental. Por ello, en un entorno en el cual parece que el único conocimiento válido es aquel que puede ser susceptible de comprobarse de forma experimental directa, los planteamientos del MDN pueden resultar, a priori, con escaso peso científico-tecnológico. No obstante, la realidad experimental está apoyando, en todas las situaciones analizadas hasta el momento, las hipótesis y desarrollos del MDN^[3 y 4].

Como se acaba de mencionar, las variables que intervienen en la corrosión del crisol del horno, según el MDN (temperaturas, T_i y coeficientes de transporte de calor, h_{g-i}^f , para cada nodo) son parámetros que no tienen posibilidad de ser medidos experimentalmente de forma directa. No obstante, a través de ellos, se puede obtener información relativa a las ecuaciones de corrosión de los materiales en el crisol o a la posición y características de la zona de coque inactivo dentro del mismo.

Las mejoras que se están imponiendo, tanto en la fabricación de refractarios como en las pautas seguidas en el control de producción del horno alto, están favoreciendo, en los últimos años, la aplicación del MDN en la interpretación de los procesos de corrosión del crisol:

- Se están fabricando productos refractarios con estructuras microporosas y se ha incrementado la utilización de materiales con energías

superficiales elevadas frente a los fundidos corrosivos.

- Se ha avanzado, notablemente, en el control y conocimiento de los mecanismos de reducción y gasificación de las materias primas, se ha reducido el contenido de metales volátiles y se ha incrementado la calidad del coque^[5].

Las mejoras anteriormente indicadas han disminuido la influencia de aquellos mecanismos tradicionalmente más importantes en la degradación de materiales en el crisol del horno: penetración, disolución-ataque químico y descamación (*spalling*)^[6-8]. Aunque no se puede descartar totalmente la participación de los mecanismos de penetración y descamación, su importancia se ha reducido notablemente debido al control de alcalinos y volátiles en el horno, así como a los avances registrados en la calidad del coque. Estas circunstancias favorecen la hipótesis de trabajo establecida por el MDN: el desgaste suave del revestimiento del crisol puede ser atribuido, en un porcentaje muy elevado, a la corrosión química.

1.1. Fundamentos del MDN

Los fundamentos del MDN y su contribución al conocimiento de los fenómenos de desgaste de los recubrimientos, pueden quedar resumidos en los siguientes apartados^[3, 4 y 9]:

- El MDN enfatiza la importancia de los fenómenos de transporte en la capa límite que se desarrolla en la interfase sólido-fluido de cualquier sistema.
- La temperatura nodal, T_i , así como todas aquellas propiedades del sólido y del fluido relacionadas con ella, constituyen las variables fundamentales en el análisis del problema.
- Las ecuaciones y correlaciones con números adimensionales, derivadas por la teoría de fenómenos de transporte, pueden ser utilizadas por el MDN, considerando que la viscosidad, la densidad o la conductividad térmica, han de tomar los valores que correspondan en cada uno de los puntos de la intercara sólido-fluido, en función de la magnitud que presente en cada nodo la temperatura, T_i .

Finalmente, se considera oportuno insistir en la idea por la cual, el trabajo que se presenta, quiere avanzar en una dirección hasta ahora desconocida por la bibliografía: relacionar, simultáneamente, parámetros operativos del horno, desgaste y características del flujo y coque en el crisol. Habitualmente,

en los trabajos publicados anteriormente, se utilizaba el MDM para reproducir o justificar la degradación de los revestimientos bajo diferentes situaciones^{[3],[4]}. Ahora, utilizando como punto de partida las variables, T_i y h_{g-i}^f , se consigue obtener parámetros físicos relevantes relativos a las características del coque y arrabio en el crisol del horno alto.

2. LA CORROSIÓN DE MATERIALES EN EL CRISOL DEL HORNO ALTO Y EL MDN

De acuerdo con el MDN, cuando el mecanismo controlante del desgaste de los materiales que contactan con los fluidos corrosivos en el crisol del horno alto es la disolución química, los perfiles de desgaste que se dibujan a lo largo de la campaña del horno pueden considerarse dependientes de tres variables características: coeficiente de transporte global de calor nodal entre el fundido y el refractario, h_{g-i}^f , conductividad térmica equivalente de los materiales del revestimiento, $\bar{\lambda}_{ref}$, y coeficiente de transporte global de calor desde la zona fría del refractario hacia el medio refrigerante, h_g^r . El comportamiento de un crisol a lo largo de un determinado periodo de la campaña del horno alto, quedaría definido de la siguiente manera^[9]:

$$\text{Modelo } (h_{g-i}^f; \bar{\lambda}_{ref}; h_g^r) \quad (1)$$

Dependiendo de las características operativas del horno (flujo de carga y gases, producción y calidad de las materias primas), se obtendrá un valor para el parámetro h_{g-i}^f , que es una función nodal que puede tener notables variaciones a lo largo de la intercara fundido-refractario (paredes, fondo o esquinas del crisol).

Por otra parte, el diseño del crisol propiamente dicho depende de la naturaleza y distribución de materiales utilizados para su construcción. Además de las características físicas, mecánicas y químicas, se puede concretar que uno de los factores determinantes (aunque no el único) del diseño del revestimiento es la conductividad térmica equivalente de los materiales utilizados, $\bar{\lambda}_{ref}$. De esta forma, se incluye en el modelo, (Ec. (1)), una representación de las variables que intervienen en la corrosión química de los materiales del crisol.

Finalmente, una de las variables más importantes del modelo está relacionada con las características de refrigeración del refractario en las zonas frías del mismo: no es lo mismo actuar con una refrigeración forzada con agua que con aire. El parámetro h_g^r hace

referencia al valor numérico del coeficiente de transporte global de calor entre el refractario y el fluido refrigerante utilizado. Dependiendo de los materiales utilizados en la construcción del crisol, la refrigeración al comienzo de la campaña puede resultar, ciertamente, ineficaz. Al inicio de las operaciones, la elevada capacidad de evacuación de calor de la refrigeración externa puede verse frustrada por una elevada resistencia térmica de los refractarios del crisol o por una capacidad de producción del horno muy por debajo de su valor nominal.

Para cada instalación metalúrgica (convertidores de cobre o soleras de horno eléctrico) se puede definir, a través de valores numéricos (según el MDN, mediante la ecuación (1)), los modelos experimentales o simulados que representan el comportamiento de cada instalación. Para el horno alto, la situación se presenta más compleja. A lo largo de la intercara del refractario con el fundido en el crisol, no se alcanza un único valor para h_{g-i}^f . Pueden existir distintos valores para el coeficiente global de transporte de calor nodal en el fondo y en las paredes del crisol. Igualmente, las calidades utilizadas para la construcción de las paredes, el fondo o las esquinas no son equivalentes. Por todo ello, un crisol de horno alto debería definirse, al menos, con dos expresiones similares a la ecuación (1): una para la pared y otra para el fondo.

Otro aspecto que complica la definición del crisol con arreglo a una expresión similar a la ecuación (1) es que durante la campaña puede haber cambios que afectan al valor de h_{g-i}^f y, por lo tanto, en un determinado instante de la vida operativa, pueden producirse modificaciones en el modelo de desgaste del crisol.

La velocidad de corrosión de los materiales del crisol se apoya en el valor que presentan, a lo largo de la intercara, las correspondientes temperaturas nodales, T_i . A partir de la distribución de temperaturas nodales a lo largo de la intercara y del valor promedio de las temperaturas de colada (medición experimental) que se han producido a lo largo de un intervalo de tiempo determinado, se podrán calcular los correspondientes coeficientes globales de transporte de calor desde el fundido hacia el refractario para cada nodo:

$$J_{Q-i} = h_{g-i}^f (T_\infty - T_i) \quad (2)$$

donde, conociendo por FEM el valor del flujo de calor nodal, J_{Q-i} , se puede calcular la distribución de h_{g-i}^f a lo largo de la interfase ya que tanto la temperatura nodal, T_i , como la del fundido, T_∞ , son datos conocidos.

3. EL MDN Y LOS FLUJOS. POROSIDAD DEL COQUE INACTIVO

El punto de partida para llevar a cabo el análisis de las características sólido-fluido en el crisol del horno constituyen las variables e indicaciones que se muestran en las figuras 1 y 2 y en las tablas I y II [10]. Las hipótesis que han intervenido en su elaboración, son las siguientes:

- Dentro del crisol del horno se consideran dos sectores con líneas de corriente independientes aunque interrelacionados entre si. Por una parte, siguiendo el modelo 2D de la figura 2, la zona del crisol situada por encima del nivel de la piquera y por otra parte aquella que se encuentra por debajo de la misma [11].
- A lo largo de la campaña del horno (si bien es cierto que las condiciones operativas pueden variar con el tiempo), se asume que la zona central del crisol del horno (el origen de coordenadas se sitúa en el centro de la intercara

sólido fluido del fondo del crisol, (Figs. 1 y 2)) y las características granulométricas promedio del coque (diámetro medio de partícula, \bar{D}_p) permanecen constantes siempre y cuando no se modifique la calidad del coque alimentado por el tragante [12].

- La porosidad del lecho de partículas de coque, ϵ_{centro} , que se alcanza a lo largo la zona central del crisol ($x = 0,00$ e y toma cualquier valor), se calcula a través de la ecuación (3) de la tabla III. Las variables que intervienen en la ecuación (3) son las siguientes: A y E , las producciones correspondientes al arrabio en t/h y a la escoria en kg/h; S , área del crisol en metros cuadrados a nivel de toberas y finalmente, dP/dt , la variación de presión en bar/h [13 y 14].
- Las constantes de las ecuaciones Ranz-Marshall-Kitaiev ($C-RMK$) y Kitaiev ($C-K$) (Tablas I y III), se obtienen a partir de los valores del coeficiente global de transporte de calor arrabio-refractario, h_{g-i} (el valor h_{g-i} se identifica con h_{g-i}^f , de las ecuaciones (1) y (2)) y

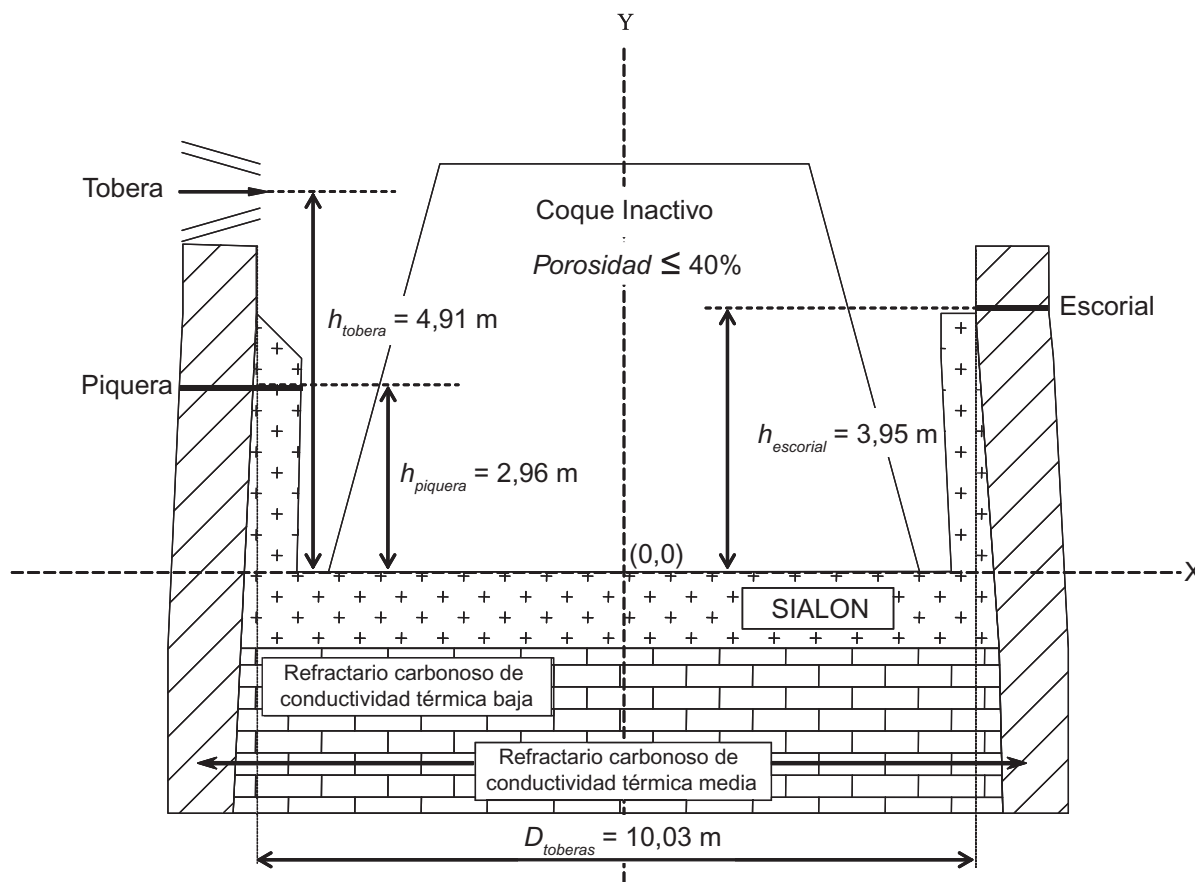


Figura 1. Características generales del crisol HAB1-2 y de los materiales utilizados en su revestimiento.

Figure 1. General characteristics of the blast-furnace hearth HAB1-2 and its lining.

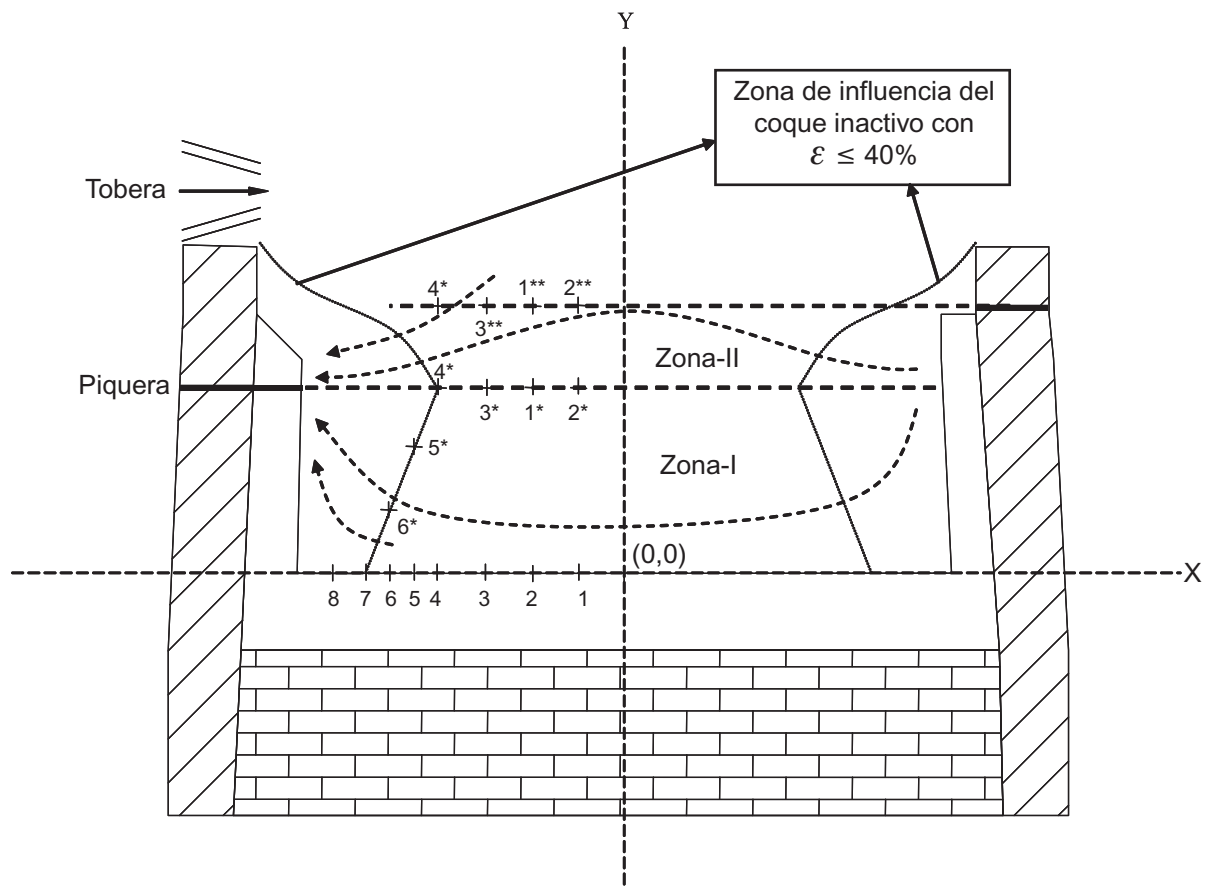


Figura 2. Zona de influencia del coque inactivo y situación de aquellas posiciones singulares para medida de flujo/porosidad en el crisol.

Figure 2. Dead-coke zone and situation of singular positions for the flow/porosity measurement at the blast-furnace hearth.

Tabla I. Características de las condiciones de operación del horno alto al inicio de la campaña

Table I. Characteristics of the operative conditions in the blast-furnace at the campaign initiation

Producción diaria	6.000 t de arrabio y 1.500 t de escoria
Duración de la colada (min)	60 min
Características del coque (\bar{D}_p) (mm)	50 mm (0,050 m)
Distancia ocupada por el coque inactivo en el fondo del crisol (m)	D^* (HM)= 7,43 m
Altura de la piquera de colada (m)	$h_{piquera} = 2,96$ m
Diámetro del crisol en toberas (m)	$D_{crisol} = 10,03$ m
Altura del crisol a nivel de toberas (m)	$h_{toberas} = 4,91$ m
Porosidad del coque inactivo en el centro del crisol (ε)	20,40 %
Constante de Ranz-Marshall-Kitaiev ($C-RMK$)	495,05
Constante de Kitaiev ($C-K$)	8,36
Características térmicas del crisol	Modelo HAB1-2 (Fig. 1)

Tabla II. Temperaturas, T_i , y coeficientes globales de transporte de calor nodales, en determinadas posiciones del fondo del crisol (Fig. 2)

Table II. Temperatures, T_i and nodal global heat transfer coefficient h_{g-i} , in different positions at the bottom block (Fig. 2)

Denominación	Posición (x ; y)	h_{g-i} (W·m ⁻² ·K ⁻¹)	Temperatura, (°C)
Nodo-0	(0,00 ; 0,00)	40,0	1.434
Nodo-1	(-0,67 ; 0,00)	40,5	1.434
Nodo-2	(-1,34 ; 0,00)	41,0	1.433
Nodo-3	(-2,01 ; 0,00)	42,0	1.432
Nodo-4	(-2,67 ; 0,00)	42,5	1.432
Nodo-5	(-3,01 ; 0,00)	43,5	1.431
Nodo-6	(-3,34 ; 0,00)	45,0	1.431
Nodo-7	(-3,68 ; 0,00)	75,0	1.453
Nodo-8	(-4,35 ; 0,00)	105,0	1.467

Tabla III. Ecuaciones utilizadas para el cálculo de la velocidad, tamaño de partícula y porosidad del lecho en distintas zonas del crisol

Table III. Equations used to calculate velocity, particle size and bed porosity in different zones of the hearth

Cálculo de la porosidad del lecho de partículas de coque en el centro del crisol (posición 0;0, (Figs. 1 y 2) [11]

$$\varepsilon_{\text{centro}}(\%) = \left[\frac{0,0981A \left(1 + \frac{E}{1000} \right)}{S \left(\frac{dP}{dt} \right)} \right] 100 \quad (3)$$

Cálculo de la velocidad superficial nodal, v_{s-i} . Ecuación de Ranz-Marshall-Kitaiev^[14-16]

$$v_{s-i} = \left[\frac{h_{g-i}^2 \rho_i^{0,5} \mu_i^{-0,5}}{(C - RMK)^2 T_i^{0,60}} \right]^{1/1,30} \left[\frac{0,60 Pr_i^{0,33}}{Nu_i - 2,0} \right]^{1/1,30} \quad (4)$$

Cálculo del tamaño medio de las partículas de coque, \bar{D}_p . Ecuación Kitaiev^[14]

$$\bar{D}_p = \left[(C - K) \frac{v_{s-i}^{0,9} T_i^{0,30} L}{h_{g-i}} \right]^{1/0,75} \quad (5)$$

Cálculo de la velocidad media superficial, \bar{v}_{s-i} , y la porosidad del lecho, ^[21-23]

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{150 \mu_i \bar{v}_{s-i}}{\bar{D}_p^2} \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} + \frac{1,75 \rho_i \bar{v}_{s-i}^2 (1-\varepsilon)}{\bar{D}_p \varepsilon^3} \quad (6)$$

de su correspondiente temperaturas nodal, T_i , en el Nodo-0 (Tabla II) ^[15-17].

— Las características físicas y térmicas de los fluidos que intervienen en el proceso (arrabio y escoria) en función de la temperatura, se muestran en la tabla IV ^[18-20].

— Se asume que una importante cantidad del coque que se acumula en el crisol adopta las características de un lecho de partículas estático. Por lo tanto, se puede aplicar al conjunto de las mismas la ecuación de Ergun^[21-23]. A través de la ecuación (6) de la tabla III, se pueden

Tabla IV. Propiedades físicas y térmicas del arrabio y la escoria de horno alto

Table IV. Physical and thermal properties of the pig iron and the blast-furnace slag

Arrabio (18)(19)	Densidad ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$): $\rho = 8503 - 0,930T$; (1400-2000 K)
	Viscosidad ($\text{Pa}\cdot\text{s}$): $(24 - 0,0102T)10^{-3}$; (1400-2000 K)
	C. Térmica ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$): $\lambda = 34,07 - 0,0134T + 4,67\cdot 10^{-6}T^2$; (1400-1900 K)
	Calor Específico ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$): $cp = 1260 - 0,16T + 4,66\cdot 10^{-4}T^2$; (1400-2000 K)
Escoria (20)	Densidad ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$): $\rho = 3003 - 0,180T$; (1500 -1900 K)
	Viscosidad ($\text{Pa}\cdot\text{s}$): $\mu = 9,59\cdot 10^{-8} \exp\left(\frac{2,71\cdot 10^4}{T}\right)$; (1500-1900 K)
	Conductividad Térmica ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$): $\lambda = 0,528 - 0,00120T$; (1200-1800 K)

obtener los valores de la porosidad del lecho, ε , así como los resultados correspondientes de la velocidad superficial media del fluido, \bar{v}_{s-i} . Así como la velocidad superficial nodal, \bar{v}_{s-i} (Ec. (4) de la Tabla III), hace referencia a las condiciones específicas de la velocidad del fluido en este punto, la \bar{v}_{s-i} hace referencia a la media de las velocidades entre el nodo i y el i^* o el i^* y el i^{**} . Esta hipótesis de trabajo, no entra en contradicción con la idea que sostienen algunos autores al afirmar que el coque inactivo del crisol, puede estar flotando durante un periodo de tiempo importante. La consecuencia de ello, puede ser valorada por el modelo propuesto a través de los cambios que con el tiempo experimenten los valores de h_{g-i}^f (Tabla II)^[13].

Las ecuaciones de Ranz-Marhall, Kitaiev y Ergun, clásicas en el análisis de los fenómenos de transporte de calor y cantidad de movimiento de fluidos que se mueven a través de un lecho estático de partículas, se consideran como las adecuadas para estudiar el comportamiento del coque y arrabio en el crisol. No obstante, es preciso tener presente que las variables que intervienen en las mismas han de adaptarse a las hipótesis de trabajo del MDN, establecidas entorno a los valores de T_i y c en las diferentes intercaras sólido-fluido del crisol.

En las tablas V y VI se muestran los resultados alcanzados por el modelo propuesto para el flujo en el interior del crisol de un horno alto de las características y condiciones operativas indicadas por las figuras 1 y 2 y las tablas I y II.

Tabla V. Tamaño de partícula promedio del coque, velocidades superficiales y porosidad del lecho de partículas en la Zona-I del crisol HAB1-2 (Fig. 2)

Table V. Coke particle average size, superficial velocity and bed porosity at the zone-I of the hearth HAB1-2 (Fig. 2)

Nodo	\bar{D}_p (m)	v_{s-i} ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	ε (%)	Nodo	Posición(x,y)	\bar{v}_{s-i} ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
Punto-0	0,0500	$1,175\cdot 10^{-2}$	20,40	Punto-0*	(0,00; 2,96)	$2,421\cdot 10^{-2}$
Punto-1	0,0496	$1,184\cdot 10^{-2}$	20,50	Punto-1*	(0,67; 2,96)	$2,439\cdot 10^{-2}$
Punto-2	0,0492	$1,192\cdot 10^{-2}$	20,64	Punto-2*	(-1,34; 2,96)	$2,457\cdot 10^{-2}$
Punto-3	0,0485	$1,211\cdot 10^{-2}$	20,92	Punto-3*	(-2,01; 2,96)	$2,494\cdot 10^{-2}$
Punto-4	0,0481	$1,218\cdot 10^{-2}$	21,07	Punto-4*	(-2,67; 2,96)	$2,511\cdot 10^{-2}$
Punto-5	0,0272	$1,236\cdot 10^{-2}$	28,60	Punto-5*	(-3,01; 2,96)	$3,867\cdot 10^{-2}$
Punto-6	0,0088	$1,263\cdot 10^{-2}$	49,60	Punto-6*	(-3,34; 2,96)	$9,064\cdot 10^{-2}$
Punto-7	0,0003	$1,791\cdot 10^{-2}$	74,58	—	—	$12,852\cdot 10^{-2}$
Punto-8	0,0001	$11,766\cdot 10^{-2}$	98,32	—	—	$84,436\cdot 10^{-2}$

Tabla VI. Velocidades superficiales y porosidad del coque inactivo en la Zona-II del crisol HAB1-2 (Fig. 2)*Table VI. Superficial velocities and dead coke porosity at the zone-II of the hearth HAB1-2 (Fig. 2)*

Nodo	Posición (x,y)	v_{s-i} (m·s ⁻¹)	Porosidad(%)	Nodo	Posición (x,y)	\bar{v}_{s-i} (m·s ⁻¹)
Punto-0*	(0,00; 2,96)	$2,060 \cdot 10^{-2}$	20,40	Punto-0**	(0,00; 3,95)	$4,244 \cdot 10^{-2}$
Punto-1*	(-0,67; 2,96)	$2,075 \cdot 10^{-2}$	20,55	Punto-1**	(-0,67; 3,95)	$4,277 \cdot 10^{-2}$
Punto-2*	(-1,34; 2,96)	$2,095 \cdot 10^{-2}$	20,69	Punto-2**	(-1,34; 3,95)	$4,308 \cdot 10^{-2}$
Punto-3*	(-2,01; 2,96)	$2,122 \cdot 10^{-2}$	20,97	Punto-3**	(-2,01; 3,95)	$4,373 \cdot 10^{-2}$
Punto-4*	(-2,67; 2,96)	$2,137 \cdot 10^{-2}$	21,11	Punto-4**	(-2,67; 3,95)	$4,403 \cdot 10^{-2}$

4. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

Analizando las aportaciones reflejadas en la tablas V y VI, se pueden realizar las siguientes consideraciones:

- La porosidad del coque inactivo, en el crisol es bastante uniforme (no existen diferencias sustanciales entre la Zona-I y la Zona-II del crisol, (Fig. 2)). El valor absoluto de la misma depende de las condiciones operativas (producción de arrabio y escoria), así como de la calidad del coque y de los patrones de carga que se utilicen.
- Las velocidades superficiales (tanto las nodales, v_{s-i} , como las medias, \bar{v}_{s-i}) del arrabio a través del coque son superiores para la Zona-II del crisol situada por encima del nivel de piqueras (Fig. 2). A tenor de estos resultados, se puede pensar en encontrar un criterio determinístico para optimizar la situación (altura) de la piquera del horno que, hasta ahora, solo obedece a razones empíricas.
- La degradación-disolución del coque en el crisol, evaluada a través los valores de \bar{D}_p (Ec. (5) de la Tabla III), tiene lugar de forma apreciable para una distancia comprendida entre los 60 y 70 cm de la intercara del lecho de partículas estático (coque-arrabio) con el arrabio. Se considera, de acuerdo con la expresión:

$$\varepsilon_{mf} = (1 - 0,356 \log(\bar{D}_p - 1)) 100 \quad (7)$$

que la porosidad mínima, ε_{mf} , para que un lecho de partículas estático de coque se convierta en un lecho fluido, es del 40 % cuando, $\bar{D}_p = 50$ mm^[21 y 23].

5. CONCLUSIONES

Es la primera vez que se presenta un trabajo sobre el crisol del horno alto en el cual se abordan de forma determinística y simultánea los fenómenos de corrosión refractaria, flujo de fundidos (arrabio y escoria) y características físicas del coque.

Las variables de partida del análisis son la temperatura, T_i , y el coeficiente global de transporte de calor arrabio-refractario, h_{g-i}^f , a lo largo de las paredes y el fondo del crisol. Se distinguen dos zonas en el crisol, actuando la cota que marca la posición de la piquera del horno como frontera de separación entre ellas.

Los valores obtenidos para la porosidad del lecho estático de partículas de coque están en sintonía con los publicados hasta el momento. No obstante, se considera que la aportación más importante del análisis realizado es reflejar de manera cuantitativa la dependencia de la porosidad con las variables operativas de la instalación (cantidad de arrabio-escoria producidas y la duración de la colada), los parámetros de diseño (diámetro, altura y posición de la piquera de colada), la calidad del coque utilizado y los patrones de carga férrica y reductora empleados.

Finalmente, en consonancia con los valores que se reflejan en la bibliografía, las mayores velocidades superficiales del arrabio se encuentran en aquella zona del crisol situada por encima del nivel de la piquera de colada.

Agradecimientos

Los autores del trabajo quieren agradecer al Ministerio de Educación y Ciencia-España (MEC): MAT2003-00502, al Ministerio de Asuntos Exteriores y

Cooperación (MAEC): MAEC-AECI-B/1629/04; B/2884/05; B/5814/06, B/7648/07 y al CSIC-Madrid por facilitar la cooperación científica y tecnológica entre el CENIM y la Universidad de Oviedo.

REFERENCIAS

- [1] J.P. Bennett y J.D. Smith, *Fundamentals of Refractory Technology: Corrosion of Industrial Refractories*, American Ceramic Society, Ceramic Transactions, Vol. 125, Ohio, EE. UU., 2001, pp.135-154.
- [2] M.A. Romero, J. Jimenez, J. Mochón, J.L. Menéndez, A. Formoso y F. Bueno, *Rev. Metal. Madrid* 36 (2000) 40-46.
- [3] R. Parra, L.F. Verdeja, M.F. Barbés, Ch. Goñi y V. Bazán, *JOM* 57 (2005) 29-36.
- [4] Ch. Goñi, M.F. Barbés, V. Bazán, E. Brandaleze, R. Parra y L.F. Verdeja, *J. Ceram. Soc. Jpn*, 114 (2006) 665-668.
- [5] U. Janhsen, E. Faraji, J.O. Wikström, O. Kerkkonen, P. Arendt y A. Babich, *Technical Steel Research. EUR 22439 EN*, Bruselas, 2007.
- [6] V. Panjokovic, J.S. Truelove y P. Zulli, *Ironmak. Steelmak.* 29 (2002) 390-400.
- [7] H.B. Lüngen, H.P. Rütther, G. Clixby y G. Cassella, *Technical Steel Research. EUR 19347 EN*, Bruselas, 2000.
- [8] K. Mülheims, W.D.N. Pritchard, J.M. Steiler y M. Schulte, *Technical Steel Research. EUR 20109 EN*, Bruselas, 2002.
- [9] L.F. Verdeja, J.P. Sancho y A. Ballester, *Materiales Refractarios y Cerámicos*, Ed. Síntesis, Madrid, España, 2008, pp. 156-176.
- [10] M.F. Barbés, E. Marinas, E. Brandaleze, R. Parra, L.F. Verdeja, G.A. Castillo y R. Colás, *ISIJ Int.* 48 (2008) 134-140.
- [11] S.A. Zäimi, M.J. Venturini y D. Sert, *Rev. Metall. Paris* 99 (2002) 18-19.
- [12] U. Janhsen, A. Günbati, C. Sautner, E. Faraji, J.O. Wikström, T. Hilding, E. Eriksson, O. Kerkkonen, P. Arendt y A. Babich, *Technical Steel Research. EUR 22439 EN*, Bruselas, 2007.
- [13] O. Havelange, G. Danloy y C. Franssen, *Rev. Metall Paris* 101 (2004) 195-201.
- [14] O. Havelange, G. Danloy, J.M. Venturini, H. Pierret, H-P. Rütther, O. Mielenz, H. Köchner; J.A. Alexander, J.R. Post y G. Clixby, *Technical Steel Research. EUR 20942 EN*, Bruselas, 2004.
- [15] G. Danloy, M. Falzetti, A. Formoso, E. Herfurth, E. y J. Vega, *Technical Steel Research. EUR 20094 EN/DE*, Bruselas, 2002.
- [16] C. B. Alcock, *Principles of pyrometallurgy*. Ed. Academic Press, Londres, England, 1976, pp. 98-99.
- [17] J.P. Sancho, L. F. Verdeja y A. Ballester, *Metallurgia Extractiva: Procesos de Obtención*, Ed. Síntesis, Madrid, España, 2000, pp. 100-103.
- [18] Y. Kawai y Y. Shiraiishi, *Handbook of physico-chemical properties at high temperatures*, Ed. Iron and Steel Institute of Japan, Tokyo, Japón, 1988.
- [19] I. Barin y O. Knacke, *Thermochemical properties of inorganic substances*. Ed. Springer-Verlag, Berlin, Alemania, 1973.
- [20] D. Springorum, *Slag Atlas*, Ed. Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), Düsseldorf, Alemania, 1995.
- [21] A. Ballester, L.F. Verdeja y J.P. Sancho, *Metallurgia Extractiva: Fundamentos*, Ed. Síntesis, Madrid, España, 2000, pp. 235-238.
- [22] D.R. Poirier y G.H. Geiger, *Transport phenomena in materials processing*, Ed. TMS, Pennsylvania, EE. UU., 1994, pp. 93-98.
- [23] J. Jimenez, J. Mochon y J. Sainz De Ayala, *ISIJ Int.* 44 (2004) 518-526.

LISTA DE SIMBOLOS

A	Producción de arrabio (t/hora)
C-K	Constante de Kitaiev
C-RMK	Constante de Ranz-Marshall-Kitaiev
c_p	Calor específico a presión constante ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)
\bar{D}_p	Diámetro medio de partícula (m)
E^p	Producción de escoria (kg/hora)
ε	Porosidad del lecho de coque
ε_{centro}	Porosidad del lecho de partículas de coque en el centro del crisol
ε_{mf}	Porosidad mínima para fluidizar un lecho de partículas
h_{g-i}^f	Coefficiente de transporte global de calor nodal entre el fundido y el refractario ($J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)
h_g^r	Coefficiente de transporte global de calor desde la zona fría del refractario hacia el medio refrigerante ($J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)
i	Identificador del nodo en el fondo del crisol, Figura 2
i^*	Identificador del nodo en la zona I del crisol, Figura 2
I^{**}	Identificador del nodo en la zona II del crisol, Figura 2
J_{Q-i}	Valor del flujo de calor nodal ($J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)

L	Longitud lineal característica (altura de la piqueta; diámetro del crisol; distancia entre piqueta y tobera) (m)	P	Presión (bar)
λ	Conductividad térmica ($J \cdot m^{-1} \cdot K^{-1} \cdot s^{-1}$)	Pr_i	Número de Prandtl nodal
$\bar{\lambda}_{ref}$	Conductividad térmica equivalente de los materiales del revestimiento ($J \cdot m^{-1} \cdot K^{-1} \cdot s^{-1}$)	ρ_i	Densidad nodal ($kg \cdot m^{-3}$)
μ_i	Viscosidad nodal ($Pa \cdot s$)	S	Área del crisol a nivel de toberas (m^2)
Nu_i	Número de Nusselt nodal	T_i	Temperatura nodal en el MDN (K)
		T_∞	Temperatura del fundido (obtenida experimentalmente) (K)
		$\frac{v_{s-i}}$	Velocidad superficial nodal ($m \cdot s^{-1}$)
		\bar{v}_{s-i}	Velocidad superficial media del fluido entre nodos ($m \cdot s^{-1}$)