

8
13



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

FACULTAD DE QUIMICA

**ESTUDIO CINETICO DE LA REFINACION
SECUNDARIA DEL ACERO EN LA OLLA**



EXAMENES PROFESIONALES
FAC. DE QUIMICA

T E S I S
QUE PARA OBTENER EL TITULO DE:
INGENIERO QUIMICO METALURGICO
P R E S E N T A I
VICTOR HUGO HERNANDEZ AVILA



**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

MEXICO, D. F.

1988



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

INDICE

	página
CAPITULO 1. Introducción.	1
CAPITULO 2. Naturaleza del problema.	12
CAPITULO 3. Revisión de la literatura.	16
CAPITULO 4. Modelo de Transferencia de masa en las reacciones en la olla.	50
4.1 Reacciones.	51
4.2 Equilibrio.	51
4.3 Ecuaciones de flujo a través de una película.	52
4.4 Sistema sulfuro - azufre, óxidos - oxígeno.	54
4.5 Sistema óxido ferroso - oxígeno.	55
4.6 Sistema óxido de manganeso - manganeso - oxígeno.	56
4.7 Sistema carbono - oxígeno.	57
4.8 Sistema aluminio - oxígeno - alúmina.	59
4.9 Sistema silicio - oxígeno - sílice.	61
4.10 Desoxidación y desulfuración.	62
4.11 Composición de elementos aleantes en el metal.	93
4.12 Composición de especies presentes en la escoria.	98
4.13 Lista de variables empleadas en el modelo.	104
CAPITULO 5. Evaluación teórica de los parámetros cinéticos.	106
5.1 Cálculo de la Difusividad Turbulenta.	106

5.2	Calculo de coeficientes de transferencia de masa.	107
5.3	Nomenclatura.	114
CAPITULO 6.	Discusion de Resultados.	116
CAPITULO 7.	Conclusiones.	132
CAPITULO 8.	Recomendaciones para trabajo posterior.	133
CAPITULO 9.	Bibliografia.	135
Apéndice 1		
Apéndice 2		
Apéndice 3		
Apéndice 4		
Apéndice 5		
Apéndice 6		
Apéndice 7		
Apéndice 8		
Apéndice 9		
Apéndice 10		
Apéndice 11		
Apéndice 12		
Apéndice 13		
Apéndice 14		
Apéndice 15		
Apéndice 16		
Apéndice 17		
Apéndice 18		
Apéndice 19		
Apéndice 20		

Apéndice 21

Apéndice 22

Apéndice 23

INTRODUCCION.

La Refinación Secundaria del Acero puede ser definida como el proceso pirometalúrgico efectuado en un recipiente diferente al recipiente primario de fusión⁽¹⁾. Esta constituida por operaciones metalúrgicas tales como la descarbonación, desulfuración, desoxidación, aleación, mezclado (homogeneización), calentamiento (y enfriamiento), aglomeración y flotación de inclusiones, y el control químico del acero para lograr el control de la forma de las inclusiones. La refinación secundaria se caracteriza por ser un proceso químico donde el sistema metal-escoria-atmósfera no es oxidante, sino mas bien reductor.

Para los manufactureros de acero, la refinación secundaria por la ruta del "Horno Olla" se ha hecho cada vez más atractiva por las siguientes razones:

- Existe una demanda creciente de aceros con calidades especiales y una relación resistencia/peso mayor por parte de las industrias automotriz y aeronáutica.
- Generalmente no se requieren equipos costosos de recolección de humo y control de la contaminación. Por lo tanto, la inversión de capital para la instalación de un equipo de refinación secundaria es relativamente bajo.
- La capacidad de las empresas acereras se puede incrementar sustancialmente con una inversión relativamente modesta.
- Los costos actuales y futuros de la energía crean la necesidad de aumentar la eficiencia en el uso de la energía eléctrica.

La Metalurgia en la Olla (Ladle Metallurgy) constituye un grupo importante de los procesos de refinación secundaria del acero.

Para manufacturar aceros con propiedades mecánicas mejores se requiere de procesos que induzcan en los aceros una mayor limpieza, lo cual es consecuencia de lograr actividades de oxígeno y azufre bajas, y en algunos casos el control de forma de las inclusiones.

La Metalurgia en la Olla cubre bien estas necesidades. Mediante el uso apropiado de la Metalurgia en la Olla se pueden alcanzar los objetivos siguientes⁽²⁾:

- 1) Métodos más eficientes para la adición de aleaciones.
- 2) Control más preciso en la composición química final.
- 3) Mejorar la desoxidación.
- 4) Mejorar la homogeneización de la temperatura y la composición.
- 5) Incrementar la flotación de inclusiones.
- 6) Obtener una mejor desulfuración.
- 7) Obtener el control de forma de sulfuros y óxidos en el acero.
- 8) Desgasificación mediante vacío.
- 9) Llegar a aumentar el grado de desfosforación.

Ni el Horno Eléctrico de Arco (HEA) ni los convertidores básicos al oxígeno (BOF) pueden ser tan versátiles y flexibles en lograr los primeros ocho objetivos mencionados anteriormente. Desde el punto de vista ingenieril, el parámetro necesario para lograr dichos objetivos es el mezclado adecuado, que constituye uno de los principales inconvenientes del uso del HEA. Este último no incluye el tipo ni el control de la agitación que son adecuados para alcanzar dichos objetivos (1-9). Por otro lado, existen dos prácticas comunes en la aceración básica mediante el HEA, el de una sola escoria (proceso altamente oxidante) y la práctica de doble escoria (la primera oxidante, la segunda desoxidante y desulfurante)⁽⁴⁾. Aunque a través esta segunda práctica se podría lograr una desulfuración y una

desoxidación adecuadas en muchos casos, su empleo es considerablemente más costoso, ya que: los rendimientos en la aleación son menores, se consume una cantidad mayor de energía y electrodos, hay un consumo mayor de refractarios y una menor productividad debido a mayores tiempos de residencia del metal en el horno de fusión.

Los convertidores básicos al oxígeno por ser de naturaleza altamente oxidante no pueden lograr satisfactoriamente los objetivos mencionados (1-B), debido a que la refinación del acero requiere de condiciones reductoras.

La Metalurgia en la Olla sin que haya adiciones de energía es el caso más sencillo de éstos procesos. En estos la desulfuración se efectúa mediante el uso de escorias sintéticas y la agitación se realiza mediante la inyección de un gas inerte, el cual generalmente es argón. Estos procesos requieren de temperaturas de vaciado del orden de 50-100°C arriba de la temperatura de colada para contrarrestar las pérdidas de energía asociadas al proceso y además, la debida a la transferencia del metal desde el horno de afinación al inicio del proceso en la olla. Esto implica que existen problemas serios tales como una baja remoción de fósforo, un aumento considerable en el desgaste de refractarios, un incremento en el consumo de energía eléctrica, y una menor productividad ya que en el HCA se emplea más tiempo.

La Metalurgia en la Olla con calentamiento por arco eléctrico disminuye en gran medida estos últimos problemas y además provee mejores condiciones térmicas para alcanzar los siguientes objetivos adicionales a los mencionados previamente:

- 10) Capacidad para hacer adiciones considerables de elementos aleantes.

- 11) Flotación y remoción de inclusiones mediante la agitación del metal y la adsorción de éstas en las escorias sintéticas.
- 12) Inyección de escorias sintéticas.
- 13) Mayor permanencia del metal en la olla, lo cual permite que se realice la colada continua del acero.

Las ollas que se calientan mediante un sistema de arco eléctrico se clasifican de acuerdo al sistema de agitación que emplean, el cual se promueve mediante:

- a) Inducción electromagnética.
- b) Inyección de gas inerte por el fondo de la olla a través de un tapón poroso.
- c) Inyección de gas inerte mediante una tobera.

Este tipo de ollas son comúnmente conocidas como "Ollas-Horno" (Ladle furnace) y sus características generales son el uso de tres electrodos de grafito de un diámetro aproximado a 45 cm., en posiciones más cercanas entre sí que en el HEA. Para el tratamiento del metal al vacío se pueden emplear éstas con una cubierta sellada perfectamente o en cámaras de vacío y lanzas para inyección de partículas.

El único proceso representativo del tipo (a) es el ASEA-SKF, del cual existen más de 45 unidades entre 30 y 240 ton. Este proceso es el más eficiente en cuanto a la transformación de la energía eléctrica, y por ello se produce un ahorro en los refractarios debido a que existe menos energía radiante que contribuya al desgaste del recubrimiento. Su principal ventaja es su precisión respecto al control de la agitación del proceso, su excelente reproducibilidad y sus costos operacionales resultan ser bajos, aunque el costo de instalación es mayor. Su principal desventaja es que no produce la agitación

necesaria para que se promueva una desulfuración extensa, por lo que en algunos casos se instala adicionalmente un sistema de inyección de gas inerte, logrando así la turbulencia necesaria en la interfase metal-escoria para alcanzar la desulfuración requerida.

La Olla-Horno desarrollada en Japón conocida en la literatura como LF (Ladle Furnace) es el proceso más común del tipo (b), del cual se dará una descripción más a detalle posteriormente.

La S.A.F.E. Electric Steelworks desarrolló un proceso capaz de calentar y tratar al vacío al acero, cuyo nombre es Stein Heurtey-S.A.F.E. Ladle Furnace, el cual es representativo del tipo (c), cuya tobera se emplea a un lado y que garantiza 900 min. de agitación, además de estar equipado con tolvas para lograr una aleación al vacío.

Una Olla-Horno común en la actualidad es el Finkl-Mohr, el cual es el primer proceso VAD (Vacuum arc degassing) económicamente efectivo. Su descripción y sus principales características están descritas por Fruehan ⁽²⁾, lo mismo que para los demás procesos mencionados.

Es importante destacar en este momento el papel muy importante que juega la desgasificación en la olla como un proceso complementario al tratamiento en una Olla-Horno. Los procesos ASEA-SKF, VAD y STEIN HEURTEY-S.A.F.E. previamente mencionados, trabajan con sistemas de vacío integrados, con los cuales se produce una refinación secundaria completa en un solo proceso. Sin embargo éstos son los casos menos comunes. En muchos otros casos, la Metalurgia en la Olla se efectúa a presión atmosférica, como en el caso del proceso LF. Esto implica un subsecuente tratamiento en condiciones de vacío para aceros que requieran niveles muy bajos de hidrógeno principalmente y en ocasiones

también de nitrógeno. La desgasificación al vacío se ha practicado industrialmente desde los años cincuentas, y desde entonces se han desarrollado una gran variedad de procesos. Flux⁽³⁾ realizó una revisión bastante completa en los años sesentas respecto a la cantidad, capacidad y los factores importantes de operación de los procesos instalados tanto en el Reino Unido como en el mundo. Por otro lado, la versatilidad en cuanto al control de la temperatura y la composición es una ventaja importante. Widdowson⁽⁴⁾ presentó un resumen en cuanto a los métodos para lograrlo, así como su eficiencia, tanto en procesos atmosféricos como en vacío que dan un excelente contraste entre las capacidades de control entre los diversos procesos en la olla. En un trabajo diferente, Carlsson et al.⁽⁵⁾ señalan al hecho de que a pesar de que en los altos hornos, convertidores y máquinas de colada continua los sistemas de control del proceso son comunes, en las operaciones metalúrgicas en la olla a no ser por la temperatura y la composición, los parámetros que son importantes en el proceso no son controlados por ningún sistema. Esta última referencia provee una excelente revisión de los alcances logrados en la instrumentación aplicada a la Metalurgia en la Olla haciendo hincapie en las posibilidades que existen en cuanto a establecer un sistema de control automático o de un sistema de medición continuo que permita al operador un mejor control.

La refinación secundaria del acero en procesos en la olla puede clasificarse también de acuerdo con la forma en que se introducen los elementos que ayudan a las reacciones de desulfuración y de desoxidación. Kotraba⁽⁷⁾ de acuerdo a esta clasificación señaló dos amplios campos de la Metalurgia en la Olla: 1) La tecnología de la Olla-Horno y 2) La tecnología de la inyección de elementos aleantes y

de polvos desulfurantes. Esta publicación expone las ventajas de cada una de estas dos tecnologías. Debido a que los resultados que se obtienen en la refinación son fuertemente dependientes de las operaciones que se emplean en cada una de estas tecnologías, en este trabajo se presenta brevemente en que consisten.

Operaciones metalúrgicas en la Tecnología de la Olla-Horno.

Se siguió el sistema de manufactura típico, constituido por el HEA seguido del proceso LF.

La chatarra se carga en el HEA de acuerdo con el peso que se desea fabricar, empleando como criterio básico el no sobrepasar la concentración límite de elementos residuales, tales como Cu y Sn, y como criterios adicionales el cargar la distribución de tamaños y densidad adecuados de chatarra para lograr la fusión más rápida posible. Es entonces cuando se procede a fundir la carga. En algunas plantas durante el proceso de fusión se precalienta la chatarra en el HEA mediante la inyección de una mezcla de oxígeno y gas combustible, ayudando así a lograr una fusión más rápida. Este procedimiento se repite las veces que sea necesario, hasta completar el peso de la carga que se desea fabricar. Durante la última fase de la fusión se insufla oxígeno mediante una lanza con el fin de que reaccione con el carbono disuelto en el acero y que aumente la temperatura hasta lograr un sobrecalentamiento en el metal capaz de compensar la pérdida de calor en el vaciado, en el calentamiento de la olla y en la disolución de los elementos aleantes durante el vaciado. La práctica específica de aceración, ya sea de una sola escoria o de doble escoria, determina las operaciones de oxidación del metal y de desescorificación. Estas dos prácticas tienen en común el proceso de oxidación severo del metal que se necesita para lograr la

desfosforación deseada, que generalmente implica un contenido de FeO en la escoria de 15% aproximadamente. La práctica de doble escoria, implica la desescorificación de la primera escoria y el empleo de una nueva, cuyos niveles de FeO no deben ser tan elevados. Sin embargo éstos son superiores en todos los casos a 1-2%. Una vez que se ha alcanzado la temperatura necesaria, y las concentraciones de C, P y otros elementos aleantes son inferiores a la especificación final requerida, se procede a vaciar el metal a una olla que se ha precalentado con flaaa. En todos los procesos en la olla es necesario eliminar en lo más posible el paso de la escoria del HEA al LF, pues si se permitiese esto ocurriría que los elementos indeseables presentes en la escoria regresarían al metal. Fruehan ⁽²⁾ y Kotraba ⁽⁷⁾ presentan los tipos y modos de empleo de los aditamentos utilizados en el HEA para desescorificar en plantas modernas. Sin embargo en otras plantas la desescorificación en el HEA se efectúa mediante el uso de un rastrillo que el operador emplea para "jalar" la escoria, por lo tanto los resultados dependen fuertemente del operador, lo cual es un grave inconveniente si se desea reproducibilidad en el vaciado.

Ya que se ha vaciado el metal, con el mínimo posible de escoria del HEA, la olla se translada a donde la operación del LF se realiza. Aquí, una escoria nueva se forma mediante la adición de cal, espatoflúor y otros compuestos más. La cubierta de la Olla-Horno se baja y se inicia la inyección de argón a través de un tapón poroso. Se bajan los electrodos y se comienza el calentamiento del metal. El aumento de temperatura se establece a unos 3°C/min. Después de algunos minutos se toma una muestra de metal y en ocasiones de escoria y se toma la temperatura. En base a los resultados de éste análisis, se

efectúan los ajustes en la composición, y en la temperatura para finalmente efectuar la colada del acero.

Operaciones metalúrgicas en la Tecnología de la Inyección.

La fusión del metal es idéntica a la descrita anteriormente, sin embargo, en éste caso es necesario lograr en el HEA un sobrecalentamiento mayor para compensar no sólo las pérdidas de calor mencionadas previamente, sino también las debidas al proceso de inyección y las pérdidas aún mayores de calor por radiación debido al mayor gradiente de temperaturas.

La desescorificación, el vaciado y el traslado son idénticos a los ya mencionados. El tratamiento se inicia con la adición al acero de los materiales que forman la escoria. Entonces comienza un periodo corto de agitación via una lanza para inyectar el argón para homogeneizar la temperatura y la composición. En esta etapa se toman muestras de metal y se mide la temperatura. En base al análisis, los recipientes contenedores de polvo se cargan con la mezcla de composición y peso adecuados para lograr: la desulfuración, el control de forma de inclusiones y obtener la microaleación deseada. Así la inyección inicia, lográndose una desulfuración más rápida que el proceso LF.

Las ventajas de la tecnología de la Olla-Horno es que no se necesita alcanzar un grado de sobrecalentamiento del metal muy elevado, se disminuye el consumo de refractarios en el HEA y en el LF, el consumo global de energía es menor y se aumenta la productividad de la planta debido a que el tiempo de residencia del metal en el HEA es menor. De aquí que con la tecnología de inyección se reduce el tiempo de proceso en el LF, se obtiene un acero con mucho mayor calidad, y se incrementa la capacidad para lograr el control de forma de las

inclusiones mediante la inyección de calcio, lo cual simultáneamente facilita el colado de aceros calmados con aluminio.

Tecnología del Proceso LF.

El proceso LF fué desarrollado en Japón por la Daido Steel Co. Ltd. en 1971, y las principales características de esta tecnología son:

- 1) Provee de una aceleración de las reacciones entre la escoria y el metal mediante la agitación que se produce por la inyección de argón.
- 2) Provee la refinación bajo una atmósfera no oxidante.
- 3) Es posible obtener el calentamiento del metal mediante el empleo de arco eléctrico.
- 4) El uso de una escoria "blanca", la cual esta constituida de cal exclusivamente.

De ésta manera es posible obtener materiales con niveles de oxígeno y azufre alrededor de 10 ppm, y un grado de inclusiones de 1.0-0 para cada tipo según la norma ASTM-A.

Yuasa et al.⁽⁹⁾ presentaron una muy buena descripción de las posibilidades de operación del proceso LF en conjunto con otros procesos de refinación. La instalación del proceso LF se ilustra en la figura 1 del apéndice 1.

Los patrones típicos de operación del LF, son como los que se muestran en la figura 2 del apéndice 1, dependiendo del objetivo que se desea alcanzar.

Ahora bien, la relación de las funciones que pueden efectuarse en el LF con los objetivos deseados puede ilustrarse en la figura 3 del apéndice 1.

Finalmente, debemos tener en cuenta el amplio futuro que el

proceso LF tiene en el mundo. En Japón, donde el proceso ha tenido su mayor aceptación, el crecimiento en el número de instalaciones así con la producción han acelerado fuertemente su crecimiento en los últimos años, hecho que se ilustra en la figura 4

Por otro lado, Ushiyama et al. ⁽⁸⁾ han descrito las características así como la magnitud de los parámetros de operación del sistema de calentamiento, de las dimensiones del refractario de las ollas, del tapón poroso y otros datos técnicos importantes. La AISE^{(10),(11)} recientemente revisó el diseño de las ollas, y se muestra la interacción de la carcasa de la olla con los esfuerzos que se inducen en el refractario durante su uso. Estos últimos trabajos consideran los patrones de uso, así como la constitución del refractario que resulta ser el más apropiado.

NATURALEZA DEL PROBLEMA.

El estudio de la cinética de las reacciones en la olla ha sido de interés para el acerero desde hace algunos años. Esto es consecuencia de la constante necesidad de fabricar mejores aceros y con procesos más eficientes. Es importante señalar que el estudio de la cinética de las reacciones además de permitir la predicción de la velocidad del proceso de desulfuración, y por lo tanto el tiempo de proceso, también permite la interpretación de otros fenómenos importantes, tales como: 1) la reoxidación del metal debido a la intensas interacciones entre la escoria y el metal y entre el refractario y el metal; 2) la influencia de la agitación en la calidad del acero la cual afecta directamente a la reoxidación, a la desoxidación y la separación de inclusiones; 3) la influencia de la cantidad de escoria del HEA que ha pasado a la olla sobre la calidad del acero, así como el papel importante que juega el mezclado en los procesos en la olla.

Los niveles finales de composición química no son determinados exclusivamente por la termodinámica. Frecuentemente los parámetros cinéticos determinan éstos niveles, así que en diversas ocasiones se presenta el caso de que algunas de las reacciones en la olla se encuentran en un equilibrio netamente dinámico, es decir, en un "equilibrio cinético" en el que la suma de efectos netos puede llegar a ser nulo, como es el caso de la desoxidación, en el que la reoxidación y la desoxidación del acero puede ser de la misma magnitud, produciendo una actividad constante de oxígeno a pesar de no estar en equilibrio termodinámico. Estas razones hacen importante el conocimiento de la cinética de las reacciones desde el punto de vista mecanístico, pero además desde el punto de vista ingenieril y

económico.

La disminución del tiempo de procesamiento del acero en la olla, así como los niveles de composición química y temperatura adecuados son los objetivos operativos principales en estos procesos. El segundo de éstos es relativamente sencillo de lograr, pues por la naturaleza misma del proceso se permite un excelente control de la adición de elementos aleantes, al mismo tiempo la desoxidación y la desulfuración necesarias pueden controlarse mediante la selección apropiada de la escoria y el uso correcto del mezclado. Sin embargo, el primer objetivo mencionado es difícil de cumplir, debido a que en la operación existen muchos parámetros que no pueden determinarse intuitivamente. Desde el punto de vista económico es muy importante lograr dicho objetivo. Ushiyama et al ⁽⁸⁾ reportaron para 1975 los costos de operación de un LF de 20 ton. en Daido Ohmori, Japón, los cuales se presentan en el apéndice 2 fig. 1.

De ésta información es claro que el consumo de refractarios y el consumo de energía eléctrica son los conceptos más importantes en los costos de operación, siendo ambos ampliamente dependientes del tiempo de proceso. Así que al disminuir el tiempo de proceso se disminuyen los costos de manera considerable, aunque la productividad de la planta no se pueda incrementar significativamente, ya que el tiempo de proceso en la olla es mucho menor que en el HEA.

El tiempo de proceso en la olla es determinado por procesos fisicoquímicos principalmente, aunque en la operación real de algunas de estas plantas el aspecto humano es lo que hace más lenta la operación tal como es el caso del cálculo de adiciones de aleaciones.

Se ha establecido respecto a este proceso, que la desulfuración es el fenómeno que limita la velocidad del proceso, tal y como lo

muestran las referencias (12), (13) y (15), aunque otros autores^{(13),(14)} consideran a la desoxidación y la desulfuración combinadas, es decir, siendo la desulfuración dependiente de la velocidad de desoxidación, y aún se ha considerado que otros mecanismos son aún más lentos, tales como las reacciones sólido-sólido en las inclusiones para formar óxidos complejos⁽¹⁵⁾.

Los mecanismos mencionados anteriormente tienen un factor limitante común, el problema de la TRANSFERENCIA DE MASA de especies a las intercaras de reacción. En ningún caso puede ser la velocidad de la reacción química (a excepción de la reducción de la sílice de la escoria, pues a temperaturas elevadas como las que se encuentran en los procesos en la olla, las transformaciones químicas son casi instantáneas.

El problema que se pretende resolver es el de la optimización de la cinética de la desoxidación y la desulfuración del metal, así mismo la determinación de los niveles mínimos de oxígeno y azufre que pueden conseguirse dadas ciertas condiciones de escoria y metal, temperatura, flujo de argón y otros parámetros operativos.

Turkdogan⁽¹⁷⁾ en una revisión reciente de la condición del estudio de la Metalurgia en la Olla, señala que las relaciones empíricas encontradas en la literatura que describen la cinética de las reacciones en la olla carecen de consistencia en los valores de los coeficientes de transferencia de masa. Esto se debe a que las ecuaciones de flujo se han formulado de manera incompleta, ya que no consideran las diversas reacciones que son interdependientes, ni consideran composiciones diferentes de escoria.

El objetivo específico de este trabajo es el de generar un modelo cinético completo, que considere las variaciones básicas de las

especies basicas en la escoria y en el metal en función del tiempo de procesamiento, el cual contemple la influencia del tiempo de mezclado tanto en la escoria como en el metal y que pueda trabajar considerando cualquier tipo de escoria. Se pretende lograr esencialmente un MODELO ANALITICO, es decir, un modelo que presente la solución de las ecuaciones de transferencia de masa de manera explicita (no numérica) y de esta forma obtener las ecuaciones necesarias para calcular los coeficientes de transferencia de masa de manera más confiable. Además se espera que emplee coeficientes de transferencia globales (overall mass transfer coefficients) que permiten un calculo más fino, debido a que en las reacciones en la interfase escoria-metal se está considerando una resistencia al flujo en el metal, pero también una resistencia al flujo dentro de la escoria en una sola resistencia.

Para lograr dicho fin se han formulados dos modelos fundamentales de transferencia de masa. Uno para predecir la desoxidación y el otro que considera a la desulfuración acoplada a la desoxidación. En éstos se consideran las posibles fuentes de reoxidación del metal y se consideran también los mecanismos cinéticos propuestos por otros autores. Como consecuencia del modelo de desoxidación, se formularon también las ecuaciones que describen la cinética de las reacciones del C, Mn, Si, Al, MnO, FeO y CaS. Finalmente se compararán los resultados de este modelo cinético con datos obtenidos de la industria en una operación normal.

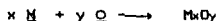
El modelo analítico permite entender la influencia de los diversos parámetros, así como las condiciones en las cuales las reacciones de reoxidación pueden llegar a ser importante. De manera especial, se determina bajo que condiciones la transferencia de masa se controla por la escoria.

REVISIÓN DE LA LITERATURA.

Termodinámica de los procesos en la Olla.

Desoxidación.

La desoxidación en el acero en general se representa mediante la siguiente reacción:



con una constante de equilibrio de oxidación dada por:

$$\frac{1}{K_{desox}} = K_{ox} = \frac{f_M^x [M]^x f_O^y [O]^y}{a_{M_xO_y}}$$

y donde la especie M puede ser Al, Si o Mn principalmente.

Ahora bien, la influencia de la temperatura en la constante de equilibrio se rige por el comportamiento general siguiente:

$$K_{ox} = \text{antilog} \left[a - \frac{b}{T} \right]$$

siendo $a > 0$ y $b > 0$ para todas las reacciones de desoxidación.

De la anterior expresión podemos ver fácilmente que el aumento en la temperatura siempre perjudicará a las reacciones de desoxidación pues K_{ox} aumenta con la temperatura y por lo tanto K_{desox} disminuye. Sin embargo las variaciones de la temperatura en las Ollas-Horno rara vez exceden los 50-60°C, así que la temperatura absoluta varía muy poco y por lo tanto no es un factor importante en estos equilibrios. Las constantes de oxidación para los desoxidantes comunes se presentan en el apéndice 3.

La influencia de diversos desoxidantes en el oxígeno disuelto en el metal pueden observarse en la fig. 1 del apéndice 4.

El potencial de oxígeno en equilibrio generalmente lo determina el desoxidante más fuerte. Si consideramos a los desoxidantes comunes, notaremos que en este caso el aluminio fijará el potencial de oxígeno como se observa en la fig. 1. Sin embargo, si se estudia un sistema al vacío el desoxidante más fuerte podría llegar a ser el carbono como se nota en la curva CO a $P = 0.5 \text{ mmHg}$. Este caso en especial será considerado en detalle un poco más adelante.

Una vez que se conocen los desoxidantes que se van a emplear se estudiarán las posibilidades termodinámicas de llegar a los niveles más bajos de oxígeno. Para ello se considera la siguiente ecuación:

$$[XO] = \left[K_{Ox} \frac{a_{MxOy}}{f_M^x [XM]^x f_Y^y} \right]^{1/y}$$

Los coeficientes de actividad de las especies en el metal difieren ligeramente de la unidad. El que más varía es el de oxígeno, el cual llega a alcanzar valores hasta de 0.2 para aceros comunes. Sin embargo, desde el punto de vista operativo, el lograr potenciales bajos de oxígeno mediante el aumento del coeficiente de actividad de las especies en el metal no es posible, ya que se requiere de grandes variaciones de concentración de las especies para lograr cambios poco significativos en el contenido de oxígeno.

Por otro lado, el control de los niveles de oxígeno mediante el control en la actividad de los productos de desoxidación si es operativamente práctico, lo cual puede conducir a niveles extremadamente bajos. Esto se debe a que las actividades pueden ser hasta varias ordenes de magnitud inferiores a la unidad.

Afortunadamente, en la práctica nunca se presenta la desoxidación por un sólo elemento, de aquí que siempre se presenta el caso de una

desoxidación compleja, cuyo producto de desoxidación tiene siempre actividades inferiores a la unidad.

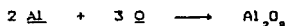
De acuerdo con algunos autores^{(12),(14)}, existen tres sistemas básicos de desoxidación compleja:

- 1) Si - Mn.
- 2) Al - Si - Mn.
- 3) Al - CaO.

El primero de estos sistemas se usa para producir aceros efervescentes (rimmed steels) y los aceros desoxidados parcialmente (capped steels). El segundo tipo se emplea generalmente para producir aceros semi-calmados (semikilled steels). Mediante este se puede alcanzar contenidos de oxígeno disuelto en el rango de 30-60 ppm. Las relaciones de equilibrio⁽¹⁵⁾ para éste sistema se calculan al emplear las energías libres y las actividades de cada especie en el sistema MnO - SiO₂ - Al₂O₃.

La gran mayoría de los aceros que se producen en las Ollas-Horno son aceros calmados con aluminio (Al-killed steels) para producir una desoxidación completa. Así que el sistema que es particularmente importante en éste trabajo es el Al - CaO.

La reacción de desoxidación empleando aluminio es:



con una K_{ox} dada por:

$$K_{\text{ox}} = \frac{[\text{Al}]^2 [\text{O}]^3 f_{\text{Al}}^2 f_{\text{O}}^3}{a_{\text{Al}_2\text{O}_3}}$$

El valor de K_{ox} se presenta en el apéndice 3. Los coeficientes de actividad Henrianos se calculan mediante el uso de los llamados coeficientes de interacción de Wagner reportados en la literatura, los cuales se representan de la forma siguiente:

$$\log h_b = \log (f_b [\%B]) = \log f_b^B + e_b^C [\%C] + e_b^D [\%D] + \dots + e_b^i [\%i] + \log [\%B]$$

donde e_i^j es el coeficiente de interacción de j sobre i , cuyos valores se presentan para los elementos importantes en el acero en el apéndice 5.

La actividad de la alúmina es ampliamente dependiente de la composición de la escoria, por lo que los valores de ésta se reportan comúnmente en diagramas ternarios para sistemas como el $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ ^{(12),(13),(14),(20)}.

Los trabajos de Rein y Chipman ⁽²⁰⁾ y el de Piolet y Bhattacharya ⁽¹⁴⁾ son particularmente importantes. El primero proporciona las actividades de SiO_2 , CaO , MgO , Al_2O_3 en sistemas binarios y ternarios de estos cuatro componentes, los cuales constituyen básicamente la escoria que se emplea en el LF-VD, mientras que el segundo trabajo nos muestra los rangos de composición en los que se obtienen los diversos calcio-aluminatos y otros productos de desoxidación. Los diagramas ternarios que resumen ésta información se presentan en el apéndice 6. Los calcio-aluminatos que se producen pueden ser: 1) $\text{CaO} \cdot 6\text{Al}_2\text{O}_3$, 2) $\text{CaO} \cdot 2\text{Al}_2\text{O}_3$, 3) $\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$, o 4) $12\text{CaO} \cdot 7\text{Al}_2\text{O}_3$, siendo éste último el más deseable por ser líquido a la temperatura de aceración. En la práctica real, se ha encontrado que la actividad del oxígeno en equilibrio está entre lo que resulta del equilibrio de alúmina y los calcio-aluminatos.

Como ya se ha mencionado, en sistema al vacío la situación puede ser diferente. Oien, Gosano, y Heck ⁽²¹⁾, Elliot ⁽²²⁾ y Kinsman ⁽²³⁾ en diferentes trabajos han estudiado los aspectos termodinámicos y cinéticos de la desoxidación al vacío. Estos dos últimos trabajos establecen que la desoxidación con carbono es la reacción principal.

Olen et al. investigaron dos aspectos importantes de la desoxidación con carbono al vacío y la interacción entre el metal y refractario en esas condiciones. En dicha investigación se encontró que los niveles de oxígeno son independientes de la presión de vacío debajo de cierta presión crítica del sistema. Debido a la disociación de refractario, que en este caso fué Al_2O_3 , los porcentajes de oxígeno son mayores a los predichos termodinámicamente para el sistema C-O-CO. De aquí que la diferencia fundamental entre la desoxidación al vacío y la que se efectúa en condiciones atmosféricas es que en la primera el oxígeno lo fija el sistema desoxidante C-CO, el cual es limitado termodinámicamente por la reducción de especies en el refractario y posiblemente en la escoria. En la operación a la presión atmosférica el potencial de oxígeno lo determina el sistema Al- Al_2O_3 . Tanto para este caso como en el anterior, los niveles predichos por la termodinámica son muy similares si se toma en cuenta el grupo de reacciones posibles. Sin embargo, las diferencias son grandes, si se consideran exclusivamente las dos reacciones individualmente.

Los resultados que se obtienen en un VD muestran que el razonamiento que se ha presentado anteriormente es válido, como se mostrará posteriormente.

Desulfuración.

La desulfuración en la olla se efectúa mediante la siguiente reacción, la cual puede expresarse en forma iónica:



$$\text{donde } K = \frac{\gamma_S^{2-} \cdot f_O (\%S) [\%O]}{\gamma_O^{2-} \cdot f_S (\%S) (\%O)}$$

y por lo tanto:

$$\frac{(XS)}{[XS]} = K \frac{\gamma_o^{2-f_s} (XO)}{\gamma_s^{2-f_o} [XO]}$$

En la literatura se ha reportado la relación entre azufre en el metal y en la escoria de muy diversas maneras, sin embargo, todas ellas se pueden examinar en base a esta última ecuación.

Ward⁽²⁴⁾ presenta una gráfica de $\log \left\{ \frac{(XS)}{[XS]} \right\}$ vs. $\log (100X_{FeO})$ para diferentes valores de basicidad, definida por $B = (CaO + MgO)/(SiO_2 + Al_2O_3)$. Para escorias con un factor de $100X_{FeO}$ inferior a 2 para cualquier B, el comportamiento de la fracción de distribución de azufre es lineal. Este diagrama indica claramente que la anterior relación se cumple y que el [XO] se fija por el FeO en la escoria. Así mismo, dicho investigador presenta otra gráfica en la que es más claro este comportamiento de la razón de distribución de azufre, la cual consiste en graficar la relación $\frac{(XS)}{[XS]}$ vs. $no^{2-}/[XO]$, y como es de esperarse se obtiene una línea cuya ordenada al origen es de cero.

Por otro lado, Bodsworth⁽⁷²⁾ ha empleado el parámetro denominado basicidad en exceso definido como:

$$EB = nCaO + nMgO + nMnO - 2nSiO_2 - 4nP_2O_5 - 2nAl_2O_3 - nFe_2O_3$$

donde n es el número de moles de óxido por 100 g. de escoria. Mediante esta definición se obtiene, para diversas escorias, una relación entre la basicidad en exceso y la razón de distribución de azufre, en la que al graficar $\frac{(XS)}{[XS]}$ vs EB se encuentra una relación lineal.

Es importante considerar el hecho de que la basicidad en exceso puede representar cuantitativamente al oxígeno libre en solución.

Las relaciones publicadas por estos autores se muestran en el apéndice 7, con la finalidad de mostrar cualitativamente el proceso de desulfuración.

Para determinar cuantitativamente cada una de las variables encontradas en la función de la distribución de azufre debemos considerar el sistema desulfurante específico de nuestro problema. Se debe considerar el intervalo de composición del metal, y principalmente los componentes de la escoria así como sus intervalos de composición.

Por otro lado, de la ecuación de partición de azufre resulta evidente el hecho de que γ_{O^2-} , γ_{S^2-} y $(\%O)$ no son medibles experimentalmente. Por ello en ocasiones se ha propuesto que la termodinámica de la desulfuración puede describirse mediante el uso de la ecuación molecular exclusivamente, de la siguiente manera:

$$\frac{(\%S)}{[\%S]} = K' \frac{\gamma_{CaO} f_s (X_{CaO})}{\gamma_{CaS} f_o (\%O)}$$

Aparentemente el uso de ésta ecuación es más sencillo, sin embargo, presenta las siguientes desventajas:

- Aunque la reacción de desulfuración molecularmente se efectúa de ésta forma, desde el punto de vista físico o mecanístico es menos descriptiva.
- Es claro que el CaO no está libre de reacciones con otros componentes de la escoria, ya que es bien conocido el hecho de que el CaO forma aluminatos, silicatos y demás especies complejas, que neutraliza el CaO, y por lo tanto, disminuyen la disponibilidad de oxígeno libre en la escoria. Así, cuantitativamente la consideración molecular es menos precisa que la iónica.
- El valor de γ_{CaS} en función de la composición de la escoria es muy difícil de encontrar en la literatura.

Exclusivamente se puede considerar la eliminación de la última

desventaja mencionada. Sharma y Richardson⁽²⁵⁾ en un trabajo hecho hace algún tiempo reporta γ_{CaS} vs. $X_{\text{CaO}} / X_{\text{CaO}} + X_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ a 1500°C , los cuales pueden servir como un valor estimado. Sin embargo, al hacer una evaluación precisa de estos parámetros no sería muy útil, pues no se considera al SiO_2 , el cual es un componente importante que tiene una influencia considerable en el coeficiente de actividad del CaS.

Debido a todas estas razones, en la actualidad el tratamiento de la termodinámica de la desulfuración se basa en la ecuación iónica, y para la evaluación de $\gamma_{\text{O}^{2-}}$, $\gamma_{\text{S}^{2-}}$ y $\{\text{ZO}\}$ se define la " Capacidad de Azufre " de la escoria en base a la consideración del equilibrio:



Con una constante de equilibrio dada por:

$$K'' = \frac{\gamma_{\text{S}^{2-}} P_{\text{O}_2}^{1/2} [\text{XS}]}{\gamma_{\text{O}^{2-}} P_{\text{S}_2}^{1/2} \{\text{ZO}\}}$$

Y la capacidad de azufre (Cs) se define como:

$$C_s = \{\text{XS}\} \frac{P_{\text{O}_2}^{1/2}}{P_{\text{S}_2}^{1/2}} = K'' \{\text{ZO}\} \frac{\gamma_{\text{O}^{2-}}}{\gamma_{\text{S}^{2-}}}$$

Como puede observarse C_s contiene los términos no medibles en un sólo parámetro el cual s_1 es medible experimentalmente. Finalmente substituyendo ésta última ecuación en la función de partición iónica de azufre tenemos:

$$\frac{\{\text{XS}\}}{[\text{XS}]} = \frac{K}{K''} \frac{f_{\text{S}}}{f_{\text{O}}} \frac{C_s}{\{\text{ZO}\}}$$

Los valores de las constantes de equilibrio y de la capacidad de azufre de la escoria se encuentran en los apéndices 8 y 9, respectivamente.

Bodsworth, Ward y otros investigadores reportan Cs de otras formas, sin embargo, debemos considerar que Cs es fuertemente dependiente de la composición de la escoria y por lo tanto, sólo puede utilizarse la correlación específica para una escoria dada. El caso que es objeto del presente estudio considera la escoria del tipo $\text{CaO-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$, la cual se emplea en ollas cuyo refractario es magnetita, así que las Cs en función de CaF_2 no son útiles.

Venkatadri et al.⁽²⁶⁾ obtuvieron el valor del parámetro Cs para diversas composiciones de escoria en el sistema $\text{CaO-MgO-MnO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$, las cuales se presentan en los altos hornos, con $\% \text{FeO} < 0.5$. Este trabajo llegó a un resultado que concuerda con los datos que se obtuvieron en aproximadamente 20 altos hornos en el mundo de manera muy satisfactoria. Sin embargo, este resultado no es aplicable a la temperatura de aceración.

El trabajo de Tsao y Katayama⁽²⁷⁾ es el que presenta más congruencia con el presente trabajo. A diferencia de los diagramas ternarios de Holappa⁽²²⁾ y Jacquemot⁽²³⁾, el método de cálculo se realiza mediante una correlación que considera los cuatro componentes importantes de la escoria, en lugar de los tres de los diagramas. Esto permite conocer cuantitativamente las contribuciones relativas de cada una de las especies. Además de la mayor exactitud inherente al uso de correlaciones en lugar de la lectura de diagramas. Es muy interesante notar que las ecuaciones de éste trabajo que se presentan en el apéndice 9 tienen coeficientes de correlación mayores a 0.99 con desviaciones estándar menores a 0.044 para sus datos experimentales.

Esto implica que se pueden obtener resultados apropiados al emplear dichas correlaciones, y en especial al emplear correlaciones en base a la "basicidad óptica ". Este parámetro conocido como basicidad óptica teórica tiene un potencial de uso muy superior a cualquier otro tipo de definición de basicidad para correlacionar las características desulfurantes de cualquier escoria. Tradicionalmente la basicidad se ha expresado por fracciones de la forma:

$$\frac{\sum \text{óxidos básicos}}{\sum \text{óxidos ácidos}}$$

o por ecuaciones de basicidad en exceso como las mencionadas previamente de la forma

$$\sum \text{óxidos básicos} - \sum \text{óxidos ácidos}$$

El uso de estas expresiones tiene el inconveniente de que el carácter de un óxido lo debe atribuir uno mismo, lo cual es muy difícil en el caso de óxidos anfotéricos como el Al_2O_3 o el Fe_2O_3 .

Por otro lado Duffy e Ingram ⁽²²⁾⁻⁽²⁶⁾ desarrollaron el concepto de basicidad óptica, en el que la basicidad se considera en términos del poder que tienen los iones de oxígeno de donar electrones. Esta basicidad puede medirse experimentalmente para escorias transparentes, y puede ser relacionada con la electronegatividad de Pauling de manera sencilla y exacta.

La correlación de Tsao y Katayama ⁽²⁷⁾ en base a este concepto de basicidad es aún mucho mejor que la correlación anteriormente descrita de estos mismos autores. Faral y Gaye ⁽²⁸⁾ correlacionaron el Cs con la basicidad óptica, usando el trabajo realizado por Bell ⁽²⁷⁾. Abraham y Richardson ⁽²⁹⁾ y Ozturk y Tukdogan ⁽³⁰⁾. En este también se ha considerado el efecto de la temperatura. Esta correlación es capaz de contabilizar Cs a niveles muy bajos de FeO, los cuales son muy

frecuentes en la manufactura de aceros con un contenido de oxígeno del orden de 10 ppm.

Sommerville⁽⁴⁰⁾ presentó la forma en que se ha desarrollado el concepto de capacidad de diversas especies para las escorias, en base a la basicidad óptica, y presenta diagramas de iso-basicidad óptica ternarios para diferentes sistemas. Además, Sommerville describe la manera de medir dichas capacidades, y presenta una correlación de Cs en función de la basicidad óptica. Las correlaciones previamente mencionadas se presentan en el apéndice 9.

Por otro lado, se puede obtener directamente de algunos trabajos reportados en la literatura la distribución de azufre^{(8), (28), (2), (27)}. Sin embargo se tiene el inconveniente de que esta correlación es una función del potencial de oxígeno mientras que Cs no lo es. Aparentemente esto no es un problema serio, sin embargo en algunos casos si lo es. La razón de distribución de azufre entre la escoria y el metal es inversamente proporcional al contenido de óxidos fácilmente reducibles (principalmente MnO y FeO) siendo esta razón constante a contenidos de $\%MnO + \%FeO \geq 0.4$ para una razón de $CaO/SiO_2 = 2$. Sin embargo, en el caso de aceros calmados con aluminio, estos contenidos pueden ser inferiores, lo que implica que la razón de distribución de azufre sea críticamente dependiente del contenido de éstos óxidos en la escoria. Por ésta razón, desde el punto de vista cinético, la razón de distribución de azufre bajo éstas condiciones varía hasta en varios ordenes de magnitud en función del tiempo. Esto implica que en cualquier estudio cinético, el coeficiente de distribución de azufre no puede considerarse constante. Es importante también considerar que no existe la información termodinámica lo suficientemente confiable respecto al uso de la razón de distribución

de azufre a estos potenciales de FeO y MnO tan bajos.

Finalmente, se ha estudiado la forma de desulfurar mediante el uso de vacío. Sin embargo en la literatura⁽²⁰⁾ se ha tratado termodinámicamente este tópico y se ha concluido que la remoción de azufre de los hierros y aceros comunes mediante un tratamiento al vacío es improbable, excepto donde existe un vacío excepcionalmente bueno o donde la actividad del azufre es muy grande. Entonces este fenómeno sólo puede esperarse que ocurra en el proceso de fusión en hornos de inducción al vacío o en sistemas de electrodo consumible al vacío, y sistemas de laboratorio.

Reoxidación.

La reoxidación del metal es de suma importancia y merece una consideración detallada. Esto se debe a que en la manufactura de aceros con contenidos de oxígeno y azufre muy bajos, las reacciones de oxidación se activan y pueden llegar a ser una limitante del proceso al fijar potenciales más altos de los requeridos.

Schwerdtfeger⁽²⁹⁾ revisó el estado presente de las medidas de control de oxígeno en la metalurgia en la olla para colada continua, e hizo un análisis de los posibles mecanismos de oxidación del metal, considerando lo siguiente:

- 1) Reoxidación en la interfase metal-escoria.
 - 2) Reoxidación en la interfase metal-refractario.
 - 3) Reoxidación por aire.
- 1) Reoxidación en la interfase metal-escoria.

La reoxidación del acero líquido es mayor mientras mayor es la cantidad de escoria del horno de fusión que se pasa a la olla. Los óxidos que oxidan a los aceros calmados con aluminio son FeO, Fe_2O_3 , MnO, P_2O_5 y también el SiO_2 , si el contenido de los otros óxidos es

bajo. El efecto de la reoxidación se hace evidente por el decremento de éstos óxidos en la escoria y por la pérdida correspondiente de aluminio. Contenidos menores a 20 ppm de oxígeno sólo pueden lograrse si el contenido de éstos óxidos es menor a 1%.

2) Reoxidación en la interfase metal-refractario.

Es bien conocido el hecho de que la sílice de los refractarios ácidos se reduce por el aluminio del acero, aunque la metalurgia moderna en la olla se efectúa con refractarios neutros o básicos. Sin embargo dichos recubrimientos pueden ser una fuente de oxígeno debido a la formación de zonas de reacción en la interfase metal-refractario las cuales contienen óxido de hierro.

En tales zonas de reacción existen particularmente en la línea de la escoria donde ésta penetra al refractario, aunque pueden existir debajo de ésta también. Es interesante hacer notar el hecho de que la relación Mn/Fe en éstas zonas se aproxima más a la del metal que a la de la escoria, lo cual sugiere que esto se deba posiblemente a las gotas del metal que quedan atrapadas y después se oxidan por el efecto de la atmósfera. Las zonas de reacción pueden tener varios centímetros de espesor y hasta un 20% de óxido de hierro, lo que puede agregar al metal una cantidad tan considerable como 60 ppm de oxígeno.

Existe también la posibilidad de que en los refractarios básicos que contienen grafito ocurra cierta reducción del MgO para formar vapor de magnesio y CO. Esta reacción es bien conocida en la metalurgia al vacío, la cual aumenta al incrementar la temperatura. Aunque la reoxidación del oxígeno mediante ésta reacción no se ha reportado, existe evidencia experimental de que la reducción de MgO toma lugar dentro del refractario a éstas temperaturas.

3) Reoxidación por aire.

Esto se puede efectuar solamente en la zona donde las burbujas de argón se rompen. Es decir, en el ojo de la pluma donde el metal se expone directamente a la atmósfera. La evidencia experimental de éste hecho puede deducirse por el incremento del contenido de nitrógeno en el transcurso del proceso de inyección de argón. Esto puede evitarse al emplear una cubierta sobre la olla. En los casos de sistemas al vacío es lógico que éste no ocurre.

Es evidente que solamente el primer mecanismo de reoxidación que se ha mencionado es cuantificable para el caso de diversos procesos en la olla, tanto al vacío como a presión atmosférica.

En procesos en la olla los contenidos de Fe_2O_3 y P_2O_5 son extremadamente bajos, de aquí que éstos no sean importantes para lograr su cuantificación de la termodinámica de las especies que pueden reoxidar significativamente al metal.

La reoxidación del acero por FeO puede describirse mediante la siguiente reacción:



con una constante de equilibrio dada por:

$$K_1 = \frac{a_O}{a_{FeO}} = \frac{f_O [\%O]}{\gamma_{FeO} (X_{FeO})}$$

Los valores de K y de γ_{FeO} en función de la composición de la escoria aparecen en el apéndice 10.

Por otro lado, la termodinámica del equilibrio de manganeso entre el metal y la escoria se ha reportado en la literatura para condiciones muy limitadas, especialmente en el caso de escorias básicas.

De acuerdo a la teoría molecular de las escorias (la no iónica),

la distribución de manganeso se puede explicar mediante la ecuación siguiente:



$$\text{para la cual } K' = \frac{a_{\text{MnO}}}{a_{\text{FeO}} h_{\text{Mn}}} = \frac{\gamma_{\text{MnO}} X_{\text{MnO}}}{\gamma_{\text{FeO}} X_{\text{FeO}} f_{\text{Mn}} [\% \text{Mn}]}$$

Ward⁽²⁴⁾ presenta un diagrama pseudo cuaternario el cual fue obtenido por Turkdogan y Pearson, en el que se usa el sistema (CaO + MgO) - FeO - MnO - (SiO₂ + P₂O₅) para obtener el coeficiente de actividad del MnO a contenidos constantes de FeO. Suito e Inoue⁽⁴³⁾ estudiaron la distribución de manganeso y obtuvieron una relación con la composición de la escoria en base al modelo de solución regular y al modelo de mezclado ideal de silicatos de Richardson.

El modelo de solución regular propuesto se expresa mediante la ecuación siguiente:

$$RT \ln \left(\frac{\gamma_{\text{FeO}}}{\gamma_{\text{MnO}}} \right) = (\alpha_{\text{FeO-MnO}} - \alpha_{\text{MnO-MnO}}) X_{\text{MnO}}$$

donde α_{i-j} representa el parámetro de interacción de solución regular para el sistema binario i-j, y MO_x representa a los óxidos PO_{2.5}, SiO₂, AlO_{1.5}, MgO, CaO. Los valores de α_{i-j} , de K' , así como el diagrama pseudo cuaternario mencionado se describen en el apéndice 10.

El sistema Si-SiO₂ usualmente es desoxidante, el cual lo es aun más que el sistema Mn-MnO. En el caso de la manufactura de aceros que no contienen Al como desoxidante, el Si funciona como el desoxidante más fuerte y el Mn es un desoxidante pero en menor intensidad. El

caso que se considera es aquel en el que el contenido de oxígeno puede ser hasta de 10 ppm, el cual se alcanza en aceros calmados con Al, en el que el MnO y el SiO₂ pueden reducirse, oxidando al metal.

El equilibrio entre la escoria y el Si en el metal está dado por la ecuación:



con una constante de equilibrio dada por:

$$K_a = \frac{h_{\text{Si}} h_{\text{O}}^2}{a_{\text{SiO}_2}} = \frac{f_{\text{Si}} [\% \text{Si}] f_{\text{O}}^2 [\% \text{O}]^2}{a_{\text{SiO}_2}}$$

El valor de K se encuentra en el apéndice 3 y la actividad de la sílice en la escoria se encuentra en los diagramas del apéndice 6.

Dinámica de fluidos y transferencia de masa.

La gran importancia que ha cobrado la Metalurgia en la Olla en los últimos años ha llevado a una vasta cantidad de investigadores a buscar los principios y aplicaciones de los aspectos fisicoquímicos que en la Metalurgia de la Olla se presentan.

Los trabajos reportados en la literatura en su mayoría tratan aspectos muy específicos del proceso, tales como la termodinámica de alguna especie en específico, la cinética de una reacción dada, o de parámetros fisicoquímicos tales como la viscosidad turbulenta, la tensión interfacial entre escoria y metal. Sin embargo, mediante éstos se puede llegar en la actualidad a un entendimiento suficiente del proceso en la olla como para poder hacer diversas predicciones fisicoquímicas que se puedan practicar en la operación industrial.

Los aspectos fisicoquímicos en los que se ha profundizado en su estudio son:

- Termodinámica.
- Dinámica de fluidos.
- Transferencia de masa.

Por otro lado, un estudio de la dinámica de fluidos en la olla permite entender y contabilizar la mayoría de los aspectos cinéticos de las reacciones que se efectúan en el proceso, de la cinética de la disolución de elementos aleantes, la cinética de la remoción de inclusiones, la velocidad del desgaste de los refractarios, y otros fenómenos dependientes directamente de la dinámica de fluidos. Desde luego, un modelo de transferencia de masa que pretenda ser lo

suficientemente práctico para su uso en la industria debe considerar con precisión su dependencia con el proceso de agitación que se efectúa.

DINAMICA DE FLUIDOS.

Los esquemas que se han empleado para describir la hidrodinámica de sistemas agitados por inyección de gas son básicamente tres. Estos son los propuestos respectivamente por Mullen y Stubbs⁽⁴²⁾; Szekely, Lehner y Chang⁽⁴³⁾ y Hsiao, Lehner y Kjellberg⁽⁴⁴⁾, los cuales se presentan en el apéndice II.

Se ha hecho evidente hasta ahora, y también se ha verificado visualmente la naturaleza del proceso, la cual es turbulenta para cualquier condición de operación. Esto implica que la ecuación de movimiento que se debe emplear para describir el perfil de velocidades en el metal debe involucrar el fenómeno de turbulencia, por lo que la ecuación de movimiento no puede ser la de Navier-Stokes aplicada a condiciones laminares. Más aún, no puede emplearse la Ley de Newton de la viscosidad como tal, sino que se necesita emplear alguna expresión semiempírica para describir los esfuerzos de corte debidos al proceso turbulento (esfuerzos de Reynolds). Bird, Stewart y Lightfoot⁽⁴⁵⁾, Szekely⁽⁴⁶⁾, Levich⁽⁴⁷⁾, y Schlichting⁽⁴⁸⁾ presentan el trabajo de algunos investigadores para describir los fenómenos turbulentos. Por la sencillez en su uso y debido a su similitud con la Ley de Newton de la viscosidad, se ha empleado la expresión dada por Boussinesq, en la que se define a la viscosidad turbulenta de manera muy similar a la viscosidad molecular. Sin embargo, la viscosidad turbulenta no es una constante respecto de la posición, pues es fuertemente dependiente del campo de velocidades, hecho que tiene gran repercusión en la

descripción de los procesos difusivos en la olla, como se hará notar en la revisión de la bibliografía respecto al fenómeno de la transferencia de masa.

Para cualquier trabajo cinético en el que considere importante la transferencia de masa de especies en el seno del metal, es necesario que involucre un conocimiento cualitativo y de ser posible cuantitativo suficiente de la forma en que varía el perfil de velocidades tanto en el metal como en la escoria en la olla. Por ello, con el fin de obtener un conocimiento cualitativo, en el apéndice 12 se presentan los campos de velocidades, la distribución de energía turbulenta y las difusividades turbulentas calculadas por Szekely et. al.⁽⁴⁹⁾, Sahay y Guthrie⁽⁴⁹⁾ y El-Kaddah y Szekely⁽⁵⁰⁾.

Por otro lado, el conocimiento profundo de la estructura de la pluma no es necesario para el desarrollo de modelos cinéticos en sistemas que operan a presión atmosférica. Sin embargo, sí lo es para sistemas que operan al vacío, pues la determinación de los coeficientes de transferencia de masa y de el área de reacción son de importancia vital. Clift, Grace y Webber⁽⁵¹⁾, Sahay y Guthrie⁽⁵²⁾ y Castillejos y Brimacombe⁽⁵³⁾ han presentado información importante respecto a la estructura de las plumas.

Finalmente, De Marchi et al.⁽⁵⁴⁾ han formulado un modelo de la dinámica de flujo del metal en el que se emplea una forma reducida de la ecuación de Navier-Stokes turbulenta, el cual es muy sencillo debido a que su solución es analítica.

TRANSFERENCIA DE MASA.

Los aspectos fundamentales de la teoría de la transferencia de masa se encuentran en muchos trabajos reportados en la literatura,

siendo particularmente útiles los de Bird et al.⁽⁴⁵⁾, Szekely y Themelis⁽⁵⁶⁾ y Geiger y Poirier⁽⁵⁶⁾. Es importante establecer que la cinética de las reacciones en la olla se controla por mecanismos de transferencia de masa. Pomfret y Grieveson⁽⁵⁷⁾ han estudiado la cinética de las reacciones escoria-metal y presentan una revisión adecuada de la cinética químico-difusional y de adsorción en éstos sistemas.

Los fenómenos metalúrgicos cuya consideración fisicoquímica es importante son:

- 1) Disolución de elementos aleantes.
- 2) Nucleación del producto de desoxidación.
- 3) Crecimiento del producto de desoxidación.
- 4) Remoción de inclusiones.
- 5) Transferencia de masa de especies a interfases de reacción.

Una descripción de los aspectos fisicoquímicos de cada uno de éstos fenómenos se presenta a continuación.

1) Disolución de elementos aleantes.

Poca información reportada en la literatura trata sobre éste punto tan relevante desde el punto de vista práctico.

Guthrie⁽⁵⁸⁾ revisó el trabajo fundamental que se ha hecho a éste respecto. Él consideró dos categorías de elementos aleantes:

- a) Elementos aleantes con punto de fusión abajo del punto de solidificación del acero (Ferroaleaciones clase I).
 - b) Elementos aleantes con punto de fusión superior al punto de solidificación del acero (Ferroaleaciones clase II).
- a) Ferroaleaciones clase I.

La absorción de las ferroaleaciones dentro del metal ocurre

mediante fusión. Así que las propiedades térmicas de estas adiciones del metal y la temperatura del acero gobiernan los tiempos de disolución. Esta clase incluye elementos aleantes tales como el ferromanganeso, el silicio-manganeso, el ferrocromo, el ferrosilicio, el ferroniquel y el aluminio.

La serie de eventos térmicos que pueden ocurrir con mayor probabilidad durante la disolución puede idealizarse de la forma en que se muestra en la ruta 1 de la fig. 1 del apéndice 13. Aquí una adición a temperatura ambiente se introduce al acero (1A), y se recubre por una capa de acero sólido (1B), el cual sigue rodeando a la ferroleación hasta que ésta última se funde (1C). Comúnmente, la adición se funde totalmente (1D) antes de que la cubierta de acero se refunda. La cinética de disolución de ésta capa de acero se gobierna por procesos de transferencia de calor convectivos, así como también por la hidrodinámica del metal.

Ocasionalmente, las rutas alternativas 2, 3, o 4 pueden observarse, dependiendo de las propiedades térmicas específicas de las adiciones, de su tamaño, así como de la composición y temperatura del acero.

La ruta 4 considera el caso de ferroleaciones con entalpia de disolución en el acero líquido muy grande (ampliamente exotérmica). Como ejemplo de éstas está el el ferrosilicio, el cual al introducirse al metal (4A), tiene una disolución exotérmica que produce un flujo de calor hacia la capa de acero solidificado (4B). Ahí, se forma un eutéctico líquido el cual genera calor mediante la erosión interna de la capa de acero.

b) Ferroleaciones clase II.

Aquí, la capa de acero se forma de igual manera (5B). Sin embargo, ésta última se funde de nuevo para dejar a la partícula de aleante en estado sólido estar en contacto directo con el baño metálico (5C).

Es muy importante tener en cuenta que la cinética de transferencia de masa es típicamente, por lo menos, de un orden de magnitud más lento que la cinética de transferencia de calor en sistemas de metales fundidos, por lo tanto el paso (5C) es el dominante.

Basado en un análisis matemático Guthrie realizó algunas predicciones, las cuales se muestran en las figuras 2-4, del apéndice 13.

Es claro que los tiempos máximos de disolución corresponden al caso donde la cinética se controla por la transferencia de masa. Debe enfatizarse que la agitación en el baño metálico puede disminuir considerablemente éstos tiempos.

Finalmente, las fig. 5 y 6 del apéndice 13 muestran la forma en la que una partícula de un elemento aleante ligero se comporta en un campo de flujo recirculatorio, lo cual aumenta considerablemente los tiempos de residencia, (aproximadamente 20 veces el tiempo de residencia en un fluido estático).

Bajo estas circunstancias, realmente ocurre un proceso de disolución, y la difusión del soluto a través de la capa límite que se forma dentro de la fase líquida controla la cinética de disolución. Por lo tanto este proceso es afectado por la solubilidad de la adición, la difusividad de ésta última en el acero, y por la hidrodinámica del metal. Ejemplos típicos de éstas ferroaleaciones son

el ferrovandio, el ferrotungsteno y el ferromolibdeno.

2) Nucleación del producto de desoxidación.

Ushiyama et al.⁽⁸⁾ hacen una breve revisión del proceso de nucleación, crecimiento y flotación de inclusiones. En este trabajo se señala que el proceso de nucleación no puede ser de tipo homogéneo, pues requiere de acuerdo con la teoría de la nucleación homogénea razones de supersaturación del orden de 10^8 , mientras que en la práctica es de 50 o menos cuando se presenta la nucleación espontánea. La razón es que los desoxidantes siempre contienen partículas de óxido que sirven como núcleos. Esta es una buena razón para considerar que el estudio de la cinética de este fenómeno no es trascendente.

3) Crecimiento del producto de desoxidación.

La reacción de desoxidación tiene una cinética controlada por la difusión de soluto a las partículas de óxido dispersas en el metal. Así que el transporte de masa es el paso limitante del crecimiento del producto de desoxidación. Este punto será tratado posteriormente.

4) Remoción de inclusiones.

Para entender el papel sobresaliente que la remoción de inclusiones juega en el proceso de desoxidación se pueden observar las figuras 1 y 2 del apéndice 14.

La figura 1 representa el hecho de que el contenido total de oxígeno en el acero está constituido por el contenido de oxígeno disuelto, más el contenido de oxígeno debido a las inclusiones no removidas. El comportamiento cinético de la remoción de inclusiones es similar al del proceso de desoxidación controlado por transferencia de masa. Esta gráfica muestra resultados en escala industrial, que indican que el contenido de oxígeno debido a las inclusiones puede ser

hasta de varios ordenes de magnitud mayor que el oxígeno disuelto para tiempos de inyección de argón relativamente cortos. Para tiempos mayores, el contenido de oxígeno total está constituido entre un 50%-90% por el oxígeno debido a las inclusiones no removidas.

La figura 2 muestra resultados que se obtuvieron en laboratorio en el que se nota también un comportamiento cinético similar. Ambos trabajos muestran que la remoción de inclusiones se efectúa en tiempos del mismo orden de magnitud al proceso global de desoxidación, que en éste caso es de aproximadamente 5 min.

Definitivamente, cuantificar el aspecto cinético de la remoción de inclusiones es sumamente importante para el entendimiento y optimización de la refinación secundaria en la olla, pues aunque es cierto que el oxígeno disuelto es el único que influencia la cinética de desulfuración, el oxígeno debido a inclusiones es el responsable directo de diversos problemas de superficie en la colada de lingotes, así como también de anisotropía, que puede disminuir considerablemente las propiedades mecánicas del acero.

En la actualidad, el aspecto cuantitativo casi no ha sido tratado en la literatura. Sin embargo, existen algunos trabajos que permiten entender la razón por la que éste hecho es así.

Ranchandra⁽⁵⁹⁾ señala que la desoxidación efectiva se controla por éste último paso. De acuerdo con éste investigador, los parámetros del proceso de eliminación de productos de desoxidación son:

- 1.- La tensión superficial e interfacial de las fases.
- 2.- Disolución de los productos de desoxidación en la escoria.
- 3.- Fuerzas boyantes o de ascenso de las partículas (líquidas o sólidas).

4.- Coalescencia de partículas en su movimiento ascendente o su fusión.

5.- Colisión entre partículas por efecto de diferencia de tamaños.

6.- Turbulencia interfacial debido al proceso de inyección de argón, además del diferencial térmico y composicional en la intercara escoria-metal.

7.- Viscosidad.

El mecanismo de remoción de inclusiones está formado de dos pasos principales:

i) Transportar a la inclusión desde el seno del metal hasta la película de metal adyacente a la escoria.

ii) Disolución de la inclusión en la escoria.

Es importante decir que el aspecto cuantitativo de el primer paso no se puede contabilizar mediante la ley de Stokes, pues la hidrodinámica del metal es turbulenta y de flujo recirculatorio. Por otro lado, el segundo paso consiste a su vez de tres etapas:

- Acercamiento preliminar.
- Adelgazamiento de la película.
- Rompimiento de la película metálica.

La cuantificación de estas etapas depende del conocimiento del efecto de los parámetros de proceso, y de aspectos químicos muy específicos también, aunque éstos no han sido estudiados a la fecha.

Tracy y Evans⁽⁶⁰⁾ señalan que el punto de partida apropiado para el tratamiento cuantitativo de la remoción de inclusiones puede ser el uso de la siguiente ecuación de balance:

$$\frac{\partial}{\partial t} n(v, t) = \int_0^{v/2} \beta(v-v', t) n(v-v', t) n(v', t) dv' - n(v, t)$$

$$\int_0^{\infty} \rho(v, v') n(v, v', t) dv' - s(n, v)$$

donde n = número de inclusiones por unidad de volumen en el intervalo de tamaños $v-v+dv$.

t = tiempo

$s(n, v)$ = velocidad de sedimentación de inclusiones de volumen v .

v, v' = volumen de la inclusión.

$\rho(v, v')$ = frecuencia de coalescencia de inclusiones de tamaño v con una de tamaño v' .

La primera integral del lado derecho representa la formación de inclusiones de tamaño $v-v+dv$ mediante coalescencia de inclusiones pequeñas. La segunda integral representa el crecimiento de las inclusiones fuera de este tamaño mediante coalescencia. Finalmente el tercer término representa la remoción de inclusiones a través de los límites del metal. Estos investigadores concluyen que la ecuación previamente considerada no puede resolverse en la actualidad debido a que existen muchos parámetros que están incluidos en ella que aun son desconocidos. Es de considerable importancia mencionar que de acuerdo con esta publicación, no es posible aplicar resultados experimentales en laboratorio y escalarios a niveles industriales.

5) Transferencia de masa de especies a interfaces de reacción.

Existen diversos trabajos que atacan este problema cinético, tanto en el mezclado de especies como en las reacciones de refinación.

De acuerdo con El-Kaddah y Szekely⁶⁴, la dispersión de un material i en un sistema de mezclado turbulento está dada por la

siguiente expresión:

$$\frac{\partial}{\partial t} C_i = - U \cdot \nabla C_i + \nabla \text{Delf} \nabla C_i$$

El término de la izquierda representa la velocidad de cambio de concentración en un elemento de volumen dado. El primer término de la izquierda designa al transporte de masa convectivo, mientras que el segundo representa la difusión turbulenta. El vector velocidad U y Delf no son independientes, pues ambos están relacionados por la naturaleza del flujo, y para conocerlos, es necesario resolver la ecuación de Navier-Stokes turbulenta dada por:

$$\rho \frac{DU}{Dt} = - \nabla P - \nabla \mu_{\text{eff}} \nabla U + F_b$$

donde μ_{eff} es la viscosidad efectiva dada por:

$$\mu_{\text{eff}} = \mu_{\text{molec}} + \mu_{\text{turb}}$$

y $F_b = \rho g + (J \times B)$

donde F_b representa las fuerzas aplicadas a un elemento de volumen. El primer término de la derecha representa las fuerzas boyantes (flujo debido a burbujas de gas) y el segundo fuerzas electromagnéticas.

Por otro lado, para flujos recirculantes isotrópicos tenemos que:

$$\mu_{\text{turb}} = \frac{\rho C_b K^2}{\epsilon}$$

donde K = energía cinética turbulenta.

ϵ = velocidad de disipación de la energía turbulenta.

La dispersión de un soluto por el mecanismo de difusión turbulenta está relacionado con el flujo de fluidos por el número de Schmidt dado por:

$$N_{\text{Sc}} = \frac{\mu_{\text{eff}}}{\rho \text{Delf}} = 1$$

Este valor para N_{Sc} se obtiene de una análisis teórico⁽⁴⁷⁾.

El-Kaddah y Szekely señalan que la energía cinética turbulenta y la

disipación de esta son determinantes en los coeficientes de transporte.

Por otro lado, existen diversos modelos cinéticos que tratan de contabilizar los parámetros más importantes que se involucran en los procesos en la olla tales como los presentados en las referencias ^{(12), (13), (14), (15), (16), (17), (18)}.

El problema que fundamentalmente se ha tratado de resolver es el de la cinética de la desulfuración. Muchos investigadores han empleado alguna forma de la ecuación:

$$[XS]_t = [XS]_0 e^{-\alpha k t^{1/\nu}} + [XS]_{\infty} \left[1 - e^{-\alpha k t^{1/\nu}} \right]$$

para explicar en base a ella la cinética de la desulfuración. Evidentemente es una ecuación que tiene una forma muy similar a la que se presenta en los casos industriales. Sin embargo, a pesar de su gran utilidad para lograr algunas estimaciones, ésta no puede ser empleada con consistencia por las siguientes razones:

- 1) Esta ecuación no contabiliza el hecho de que el $[XS]_{\infty}$ no es una constante, sino que es una función de muchas variables, tal que

$$[XS]_{\infty} = f(t, T, (X)_t, (Y)_t)$$

donde $(X)_t$ = son las fracciones molares de todos los componentes de la escoria, las cuales a su vez son función del tiempo.

$(Y)_t$ = son los porcentajes de elementos en el acero, tales como Al, Si, Mn, C, O, que son función del tiempo.

- 2) Esta ecuación considera que existe un mezclado perfecto tanto en el metal como en la escoria, lo cual es un inconveniente, ya que en condiciones reales se presentan gradientes de concentración, especialmente en el metal.

Estos inconvenientes han sido considerados para el desarrollo de modelos más exactos.

Primeramente El-Kaddah y Szekely⁽⁵⁰⁾ estudiaron el problema de la desulfuración de ollas con tecnología de inyección de polvos desulfurantes. Para ello se resolvió el campo de flujo y la ecuación general de balance de azufre considerando tanto el transporte convectivo de materia como el difusivo debido a la turbulencia. Este modelo no puede ser aplicado en éste caso específico, ya que considera la desulfuración debido a las dos contribuciones⁽⁵²⁾ siguientes:

- El contacto permanente.
- El contacto transitorio.

El proceso de la olla sin tecnología de inyección solo presenta la primera contribución. Es interesante hacer notar que en las reacciones metal-escoria no se considera la resistencia significativa que ofrecen las películas en cada una de éstas fases adyacentes a la interfase metal-escoria. Por lo tanto no emplea coeficientes de transferencia de masa para contabilizar éste fenómeno.

Por otro lado, Ohguchi y Robertson^{(52), (53)} atacaron el mismo proceso de inyección, y desarrollaron un modelo cinético de desulfuración en base al fenómeno de transferencia de masa. Este trabajo consideró dos clases de resistencias a la transferencia de masa; 1) Resistencia en el seno de las fases líquidas, lo que implica un gradiente de concentración en el seno de éstas, y 2) Resistencia a la transferencia de masa a través de una película adyacente a la interfase metal-escoria. El modelo resuelve numéricamente las ecuaciones de transferencia de masa, y hace que no sea necesario resolver la ecuación de Navier-Stokes turbulenta, ya que se considera

que los gradientes de concentraciones son unidimensionales y definidos por la segunda ley de Fick, la cual se expresa como sigue:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = M_m \frac{\partial^2 C}{\partial x^2}$$

donde M_m es un parámetro de transporte por mezclado con dimensiones reciprocas del tiempo, x^* es una longitud vertical adimensional ($0 \leq x^* \leq 1$) donde $x^* = 0$ en la interfase metal-escoria y $x^* = 1$ es el lugar donde el gradiente de concentración respecto de la posición es cero (posiblemente el centro del torbellino o eddy). Estos autores normalizaron esta ecuación utilizando las variables adimensionales siguientes:

$$t^* = \frac{t}{t_{mix,m}}$$

$$y \quad C^* = \frac{C - C_{IN}}{C_{\infty} - C_{IN}}$$

donde $t_{mix,m}$ es el tiempo de mezclado en la fase metálica y C_{IN} y C_{∞} son respectivamente la concentración inicial y final. La segunda ley de Fick expresada de esta manera queda como sigue:

$$\frac{\partial C^*}{\partial t^*} = M_m t_{mix,m} \frac{\partial^2 C^*}{\partial x^2}$$

Se puede observar entonces que para un x^* dado, esta ecuación da la misma curva C^*-t^* ya que t^* está normalizada por $t_{mix,m}$, así que para un C^* dado:

$$M_m t_{mix,m} = cte$$

Ahora bien, éstos investigadores efectuaron la dispersión de un elemento en este sistema para determinar dicha constante. Si se

considera que $t_{mix,m}$ es el tiempo para lograr un 98% de homogeneidad, entonces se tiene que:

$$M_m t_{mix,m} = 0.467$$

Si se considera el 95% de homogeneidad entonces:

$$M_m t_{mix,m} = 0.373$$

asi mismo se puede demostrar que

$$M_m = \frac{D_e}{H_e^2}$$

donde D_e es el coeficiente de difusión turbulenta y H_e es la posición real en la olla donde $x^* = 1$.

Debe notarse que no es necesario conocer H_e para definir completamente el perfil de concentraciones en función del tiempo en la olla.

La difusión turbulenta en la escoria puede representarse de manera idéntica, obteniéndose que:

$$M_e = M_m$$

Este modelo puede tener una aplicación directa al caso de la tecnología del LF sin inyección de polvos. Sin embargo, ésta posee el inconveniente muy serio de considerar que la razón de distribución de azufre entre la escoria y el metal es constante respecto del tiempo. Además, independiente de los procesos de desoxidación y reoxidación, lo cual es altamente impreciso y poco descriptivo. Por otro lado, tampoco se considera la evaluación de los coeficientes de transferencia de masa necesarios para la aplicación del modelo.

Por otro lado, Robertson et al.⁶⁴⁾ desarrollaron un modelo de transferencia de masa en un sistema multicomponentes aplicado a la desulfuración de arrabio, en el cual se consideró la transferencia de masa de especies en el metal y en la escoria y desde la interfase de

reacción considerando un $t_{m,x,m}$ y un $t_{m,x,s}$ de valor cero. En este modelo se define la concentración de diversas especies en función del tiempo tanto en el metal tales como C, Si, O, S, Mn, P, Al, Ca; como la de sus óxidos en la escoria. El modelo plantea un sistema de ecuaciones diferenciales no lineales que deben resolverse simultáneamente en forma numérica, lo cual implica una capacidad muy grande de la computadora y tiempos de procesamiento en ésta muy grandes. Este último tratamiento podría aplicarse al caso de la desulfuración de acero en la olla cuando ésta sea pequeña, aunque ello implicaría un cambio significativo en la definición de la termodinámica debido a la gran diferencia de temperaturas entre la desulfuración del arrabio y del acero. La restricción a ollas pequeñas se debe a que en sistemas de dimensiones muy grandes generalmente se presentan con mucho más facilidad gradientes de concentración. Así mismo, tampoco se define el modo de determinar los coeficientes de transferencia de masa, aunque este modelo permite entender mejor, que en otros modelos, el papel tan relevante que tiene la reoxidación debida a la escoria del metal.

Ying et al.⁶⁰ resolvieron numéricamente la dinámica de fluidos y el proceso de difusión turbulenta bidimensional en el que se emplea como criterio para vincularlos el que $N_{sc} = 1$. Este modelo presenta una aparente ventaja para realizar un cálculo sencillo sobre la solución del campo de flujo propuesta por El-Kaddah y Szekely, y es que la viscosidad efectiva se representa analíticamente mediante parámetros que pueden conocerse en la operación de cualquier olla. De aquí que se tenga una expresión analítica para calcular el coeficiente de difusión turbulenta, en la que no resulte ser necesario el resolver

el campo de flujo para resolver el problema del transporte de masa.

Sawada et al.⁽⁶⁶⁾ desarrollaron también un modelo similar al de Robertson et al.⁽⁶⁴⁾, no obstante, presentan una justificación para los coeficientes de transferencia de masa con los que trabaja por medio de correlaciones obtenidas experimentalmente.

Finalmente, es particularmente interesante para el desarrollo de este trabajo el tratamiento de Lehner⁽⁴⁴⁾ a la transferencia de masa en la olla. Este investigador señala que el contenido final de oxígeno se explica como un balance entre entradas y salidas, y sugiere un modelo matemático analítico que consiste en resolver el sistema de ecuaciones siguiente:

$$Mo_2^+ = m_s k_2 (Q_1^0 - Q_1^+)$$

$$Mo_2^+ = m_{F_0} k_1 (Q_{01} - Q_1^+)$$

donde: Mo_2^+ representa el flujo de oxígeno que entra al metal debido a que la escoria tiene un potencial de óxidos fácilmente reducibles mayor al que se debe al equilibrio con el aluminio en el metal. Mo_2^- representa al flujo de oxígeno que sale del metal debido a la sobresaturación que éste tiene con respecto al valor de equilibrio con aluminio, Q_1^0 es el contenido de oxígeno de equilibrio en el seno del metal debido al aluminio, y si se considera que los óxidos fácilmente reducibles determinan el potencial de equilibrio de oxígeno en la interfase metal-escoria dado entonces por:

$$Q_1^0 = \alpha Q_s$$

donde a su vez Q_s es el contenido de los óxidos fácilmente reducibles.

El balance se representa mediante la ecuación diferencial siguiente:

$$\frac{d}{dt} Q_{tot} = \frac{m a}{m_{F_0}} k_2 (Q_{2,0}^* - Q_1^*) e^{-\alpha k_2 t} - k_1 (Q_{tot} - Q_1^*)$$

resolviéndose ésta última ecuación para las condiciones frontera siguientes:

$$\text{Para } t = 0 ; Q_{tot} = Q_{tot,0} \quad \text{y } Q_2^* = Q_{2,0}^*$$

de la cual se obtiene el resultado dado por la ecuación siguiente:

$$Q_{tot,t} = Q_1^* + \frac{m a}{m_{F_0}} \frac{k_2}{k_1 - \alpha k_2} (Q_{2,0}^* - Q_1^*) e^{-\alpha k_2 t} + \left\{ Q_{tot,0} - Q_1^* - \frac{m a}{m_{F_0}} \frac{k_2}{k_1 - \alpha k_2} (Q_{2,0}^* - Q_1^*) e^{-k_1 t} \right\}.$$

MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA EN LAS REACCIONES EN LA OLLA.

Anteriormente se señaló el hecho de que la cinética de las reacciones en la olla se determina por la transferencia de masa de las especies a la interfases de reacción. El modelo que a continuación se presenta considera el proceso de transferencia de masa de las especies más importantes del lado del metal y el proceso de transferencia de masa de las especies importantes del lado de la escoria.

Esquemáticamente el sistema se presenta en las figuras 1, 2 y 3 del apéndice 15.

La figura 1 representa el conjunto de las principales reacciones que se llevan a cabo en la metalurgia en la olla. La localización donde estas se efectúan, así como a las especies a las que se les considera su transferencia a las interfases de reacción también se muestran en esta misma figura.

La transferencia de masa dentro de cada una de las fases, escoria o metal, es influenciada por los mecanismos siguientes:

I. Transferencia de masa dentro del seno de la fase.

II. Transferencia de masa a través de una película adyacente a la interfase de reacción del lado de la fase en cuestión.

En la figura 2 se ilustran las zonas donde se presenta cada mecanismo. Esto hace necesario el uso de las ecuaciones específicas para cada una de ellos. En la fig. 2 se especifican también las zonas siguientes:

Zona I. Transferencia de masa por Difusión turbulenta en el seno de la escoria.

Zona II. Transferencia de masa por Difusión turbulenta y Difusión

molecular a través de una película en la escoria.

Zona III. Transferencia de masa por Difusión turbulenta y Difusión molecular a través de una película en el metal.

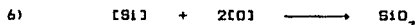
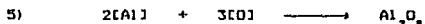
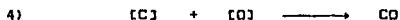
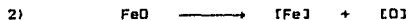
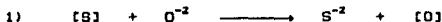
Zona IV. Transferencia de masa por Difusión turbulenta en el seno del metal.

Zona V. Interfase escoria-metal. En esta área es donde se considera el equilibrio termodinámico.

Los parámetros del sistema, así como las condiciones de frontera que se emplearon en el modelo se pueden observar en la figura 3.

Reacciones.

Las reacciones más importantes que influyen en el proceso de desoxidación y el de desulfuración son las siguientes:



Usualmente las tres primeras reacciones OXIDAN al metal, mientras que las restantes lo DESOXIDAN. De aquí que no sea posible considerar que una reacción sólo puede funcionar como oxidante o desoxidante, ya que estas pueden funcionar de una u otra manera dependiendo de la actividad de oxígeno en el metal.

Equilibrio.

Las relaciones de equilibrio para cada una de las reacciones están dadas por:

$$K_1 = \frac{[XS] \cdot [YO] \cdot \dots}{[YS]^n} \quad (1)$$

Note que $K_1 = K_{1,eq} a_{O_2}$, así que:

$$K_1 = \frac{B f_{sC_0}}{f_O}$$

$$K_2 = \frac{(X_{F_{eO}})^e}{[XO]^{e,2}} \quad (2)$$

$$K_2 = \frac{K_{2,eq} f_O}{\gamma_{F_{eO}}}$$

$$K_3 = \frac{(X_{MnO})^e}{[X_{Mn}]^e [XO]^{e,2}} \quad (3)$$

$$K_3 = \frac{K_{3,eq} f_{Mn} f_O}{\gamma_{MnO}}$$

$$K_4 = \frac{P_{CO}}{[XC]^{e,1} [XO]^{e,bb}} \quad (4)$$

$$K_5 = \frac{(X_{Al_2O_3})^e}{[XAl]^{e,3} [XO]^{e,6},ino} \quad (5)$$

$$K_6 = \frac{(X_{SiO_2})^e}{[XSi]^{e,3} [XO]^{e,6}} \quad (6)$$

$$K_6 = \frac{K_{6,eq} f_{Si} f_O^2}{\gamma_{SiO_2}}$$

Los valores de la $K_{j,eq}$ o sus inversos, se encuentran en los apéndices 3 y 8, y los valores de los coeficientes de actividad se obtienen del modelo termodinámico que se presentó previamente.

TRANSFERENCIA DE MASA.

Ecuaciones de flujo a través de una película.

De acuerdo a lo que se ha presentado en la teoría de la

transferencia de masa, las ecuaciones que se emplean son del tipo siguiente:

$$J_i = Aki [C_i^b - C_i^*] \quad \dots\dots I$$

por convención se establece que el flujo i que sale de una fase será positivo. Al aplicar esta ecuación a cada especie que se transfiere se obtiene el siguiente grupo de ecuaciones:

$$J_a = Ask'_a [[XS]_b - [XS]^*] \quad \dots\dots (7)$$

$$J_{O,a} = Ask'_{O,a} [[XO]_b - [XO]^*] \quad \dots\dots (8)$$

$$J_{Mn} = Ask'_{Mn} [[XMn]_b - [XMn]^*] \quad \dots\dots (9)$$

$$J_{Si} = Ask'_{Si} [[XSi]_b - [XSi]^*] \quad \dots\dots (10)$$

$$J_c = Abbk'_c [[XC]_b - [XC]^*] \quad \dots\dots (11)$$

$$J_{O,bb} = Abb k'_{O,bb} [[XO]_b - [XO]_{bb}] \quad \dots\dots (12)$$

$$J_{Al} = Ask'_{Al} [[XAl]_b - [XAl]^*] \quad \dots\dots (13)$$

$$J_{O,inc} = Ask'_{O,inc} [[XO]_b - [XO]_{inc}] \quad \dots\dots (14)$$

$$J_{FeO} = Ask'_{FeO} [(XFeO)_b - (XFeO)^*] \quad \dots\dots (15)$$

$$J_{MnO} = Ask'_{MnO} [(XMnO)_b - (XMnO)^*] \quad \dots\dots (16)$$

$$J_{S,2} = A_{sk} \cos \left[(XS)_b - (XS)_a \right] \dots\dots\dots (17)$$

$$J_{O,4} = A_{sk}'_{O,s} \left[(XO)_b - (XO)_{e,4} \right] \dots\dots\dots (18)$$

$$J_{O,2} = A_{sk}_{O,s} \left[(XO)_b - (XO)_{e,2} \right] \dots\dots\dots (19)$$

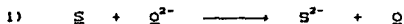
$$J_{O,3} = A_{sk}'_{O,s} \left[(XO)_b - (XO)_{e,3} \right] \dots\dots\dots (20)$$

$$J_{O,6} = A_{sk}'_{O,s} \left[(XO)_b - (XO)_{e,6} \right] \dots\dots\dots (21)$$

Para llegar a un entendimiento más claro del modelo, se presentan las ecuaciones de transferencia de masa que pertenecen a cada una de las reacciones descritas, y se consideran en ellas las aproximaciones y condiciones apropiadas para el sistema en estudio.

Sistema sulfuro-azufre, óxidos-oxígeno.

Se considera que la desulfuración y la desoxidación no son procesos que puedan contabilizarse de manera aislada o independiente. Se estudia el efecto que tiene la desulfuración en el ingreso de oxígeno al metal debido al equilibrio siguiente:



y por la estequiometría de la reacción 1 se tiene

$$J_S = -J_{O,s} \dots\dots (1.1)$$

donde $J_{O,s}$ representa el flujo molar de oxígeno que sale del metal a la escoria y por lo tanto el signo negativo indica la entrada de una mol de oxígeno al metal por cada mol de azufre que sale del metal. Es muy importante hacer notar el hecho de que $J_{O,s}$ no puede conocerse por una ecuación simple tal y como las que se presentaron anteriormente.

Para evaluar el flujo $J_{O,1}$ es necesario evaluar J_s , lo que momentaneamente impide introducir este efecto en la desoxidación del acero.

Sistema óxido ferroso-oxígeno.

El FeO en la escoria tiene valores mucho más elevados que los del equilibrio dado por la ecuación (5). La reducción de ésta especie en la escoria es en muchos casos la principal fuente de oxígeno que fluye hacia el metal, y por lo tanto esta especie resulta ser de especial importancia en las consideraciones cinéticas del proceso.

El FeO como ya se mencionó se reduce de acuerdo a la ecuación 2), así es que por la estequiometría de ésta tenemos que:

$$J_{FeO} = -J_{O,2} \quad \dots\dots(2.1)$$

y de las ecuaciones (2.9), (2') obtenemos la expresión de flujo de FeO, es decir, la ecuación (2.2) de la siguiente manera:

$$J_{FeO} = A_s k_{FeO}'' \left[(X_{FeO})_b - (X_{FeO})^* \right] \quad \dots\dots(15)$$

$$(X_{FeO})^* = K_2 [XO]_{e,2} \quad \dots\dots\dots (2')$$

sustituyendo (2') en (15) y reorganizando se obtiene:

$$\frac{J_{FeO}}{A_s} \left[\frac{1}{k_{FeO}'' K_2} \right] = \left[\frac{(X_{FeO})_b}{K_2} - [XO]_b \right] \quad \dots\dots(2.2)$$

ahora bien, se arregla (19) para obtener la ecuación (19')

$$- \frac{J_{O,2}}{A_s} \left[\frac{1}{k'_{O,B}} \right] = \left[[XO]_{e,2} - [XO]_b \right] \quad \dots\dots(19')$$

Al sumar (19') y (2.2) y al considerar la ecuación (2.1) se obtiene:

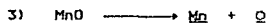
$$J_{FeO} = -J_{O_2} = A_s K_{ov,FeO} \left[\frac{(X_{FeO})^b}{K_2} [\%O]_b \right] \dots (2.3)$$

$$\text{donde } K_{ov,FeO} = \frac{1}{\frac{1}{k'_O} + \frac{1}{k''_{FeO} K_2}} = \frac{k'_O k''_{FeO} K_2}{k'_O + k''_{FeO} K_2} \dots (2.4)$$

Finalmente, las ecuaciones (2.3) y (2.4) nos definen los flujos tanto de oxígeno como de FeO debido a la reacción 2).

Sistema óxido de manganeso-manganeso-oxígeno.

El MnO en la escoria puede ser una fuente importante de oxígeno el cual se puede introducir al metal en casi igual medida que el FeO. Sin embargo, el Mn puede llegar a fungir como un desoxidante del metal y/o escoria. En el modelo termodinámico se estableció que el MnO se reduce o se produce dependiendo de la actividad del oxígeno en el metal. En el modelo de transporte de masa, sin embargo, no es muy importante saber esto ya que el cambio de comportamiento es contabilizado inmediatamente al cambiar el signo de la ecuación siguiente:



Las ecuaciones de flujo que resultan ser de mayor interés son la (9), (16), y (20). Así, por la estequiometría de la reacción, se obtienen las siguientes relaciones:

$$J_{MnO} = -J_{Mn} = -J_{O_2} \dots (3.1)$$

y reorganizando (3) se obtiene:

$$[X_{Mn}]_s = \frac{(X_{MnO})_s}{K_2 [\%O]_s} \dots (3')$$

Al sustituir (3') en (9) se obtiene (3.2) y al reorganizar (16) se obtiene (3.3), como se indica a continuación:

$$\frac{J_{Mn}}{A_s} \left[\frac{K_a [XO]^{*a}}{k'_{Mn}} \right] = \left[K_b [XO]^{*a} [XMn]_b - (XMn)_e \right] \dots (3.2)$$

$$- \frac{J_{MnO}}{A_s} \left[\frac{1}{k''_{MnO}} \right] = \left[(XMn)_e - (XMn)_b \right] \dots (3.3)$$

Al combinar (3.2) y (3.3) de acuerdo con (3.1) se obtiene:

$$J_{Mn} = J_{O,a} = - J_{MnO} = A_s K_{ov,MnO} \left[K_b [XO]^{*a} [XMn]_b - (XMn)_e \right]$$

... (3.4)

$$\text{donde } K_{ov,MnO} = \frac{1}{\frac{1}{k''_{MnO}} + \frac{K_a [XO]^{*a}}{k'_{Mn}}} = \frac{k''_{MnO} k'_{Mn}}{k'_{Mn} + K_a [XO]^{*a} k''_{MnO}} \dots (3.5)$$

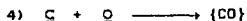
Es importante hacer notar que las ecuaciones anteriores son dependientes del valor del $[XO]^{*a}$ y que no existe forma de correlacionar a $[XO]^{*a}$ en función de $[XMn]_b$ ni de $(XMn)_b$ ya que éste es independiente de ambos parámetros. Este es dependiente del equilibrio (2) ó (5) y (4), dependiendo estos últimos de si el sistema está o no al vacío. Momentáneamente, lo que es importante saber es que el $[XO]^{*a}$ es calculable mediante concentraciones en el seno del metal y de la escoria.

Sistema carbono-oxígeno.

El carbono es un desoxidante que puede ser el más importante si el sistema está al vacío, como se menciona en el modelo termodinámico. El que no puedan lograrse aceros con potenciales de oxígeno tan bajos como el que termodinámicamente se predice mediante esta reacción al vacío puede deberse tanto a transferencia de masa, como a la reducción

continúa de alguna especie en el refractario o en la escoria.

La reacción de desoxidación es:



Evidentemente, se cumple la relación siguiente:

$$J_c = J_{o,bb} \quad \dots\dots (4.1)$$

Al arreglar (4) se obtiene

$$[\text{C}]^* = \frac{P_{\text{CO}}^*}{K_4 [\text{O}]_{o,bb}^*} \quad \dots\dots (4')$$

y al sustituir esta última relación en la ecuación (ii) se obtiene

$$J_c = \text{Abb } k'_c \left[[\text{C}]_b - \frac{P_{\text{CO}}^*}{K_4 [\text{O}]_{o,bb}^*} \right] \quad \dots\dots (4.2)$$

En la burbuja de argón existe una fracción mínima de volumen ocupado por el CO, sin embargo, la realización de la transferencia de masa en la fase gaseosa con respecto a la que ocurre en la fase líquida es más sencilla, aunque esta idea no es intuitiva, pues se puede pensar que al estar más diluida la fase gaseosa, existen gradientes relativamente mayores. El hecho de que la transferencia de masa dentro de la fase gaseosa sea más rápida se debe a que los procesos convectivos en fase líquida poseen una viscosidad mayor.

Por lo tanto podemos hacer la aproximación siguiente:

$$P_{\text{CO}}^* = P_{\text{CO}} \quad \dots\dots (4.3)$$

Y finalmente de sustituir (4.3) en (4.2) se obtiene:

$$J_c = J_{o,bb} = \text{Abb } k'_c \left[[\text{C}]_b - \frac{P_{\text{CO}}}{K_4 [\text{O}]_{o,bb}^*} \right] \quad (4.4)$$

Respecto a la ecuación final (4.4) se pueden hacer dos

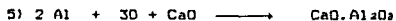
observaciones:

- 1) No se considera una Kov, es decir, un sistema de transferencia de masa tanto en la fase metálica como en la gaseosa, sino sólo en la fase metálica, por la razón empleada para obtener la ecuación (4.3).
- 2) Existe un valor para la concentración interfacial del oxígeno, el cual se puede determinar por el equilibrio de la reacción (4), pero sólo en condiciones de operación al vacío, que es cuando el desoxidante más fuerte es el carbono. De lo contrario, el $[O]^b$, resulta ser independiente de ésta reacción, la cual se determina por medio del equilibrio dado por la reacción (5).

Sistema aluminio-oxígeno-alúmina.

En el tratamiento del equilibrio de este sistema se enfatizó su importancia. Muy probablemente la mayor cantidad de oxígeno que se remueve del acero se debe a ésta reacción. Así que es muy importante tener las ecuaciones precisas que definan la transferencia de masa de las especies consideradas.

La reacción de desoxidación con aluminio está dada por:



Fruehan⁽⁸⁾ al estudiar esta reacción estableció que probablemente la cinética de los procesos en la olla es controlada por la reacción sólido-sólido



Aunque no existe a la fecha un estudio cinético específico de esta reacción, en el presente trabajo se considera exclusivamente la transferencia de masa de especies del metal a la interfase de reacción y de la escoria a la interfase de reacción, y por esta razón no se considera un coeficiente de transferencia de masa global.

Ahora bien, de la estequiometria de la reacción 5) se obtiene:

$$J_{O,inc} = \frac{2}{3} J_{Al} \quad (5.1)$$

y de la ecuación (5) se llega a obtener (5')

$$[XAl]_a = \frac{(XAl_2O_3)_o^{1/2}}{K_b^{1/2} [XO]_b^{3/2}} \quad (5')$$

y si se establece que

$$(XAl_2O_3)_a = (XAl_2O_3)_o \quad (5.2)$$

y se sustituye (5.2) en (5') y después en (13), para obtener:

$$J_{Al} = \frac{2}{3} J_{O,inc} = A_b k'_{Al} \left[[XAl]_b - \frac{(XAl_2O_3)_o^{1/2}}{K_b^{1/2} [XO]_b^{3/2}} \right] \quad (5.3)$$

Si el $[XO]_{a,inc}$ se determina por el equilibrio con el aluminio en el metal, la ecuación (5.3) no se puede emplear, ya que se desconoce el valor de $[XAl]_a$, por lo que sólo puede utilizarse cuando existe un desoxidante más fuerte que el Al en el acero.

Debido a ésta razón, para aceros calados con aluminio se emplea la ecuación (14):

$$J_{O,inc} = A_b k'_{O,inc} [XO]_b - [XO]_{a,inc} \quad \dots\dots (14)$$

con

$$[XO]_{a,inc} = \frac{(XAl_2O_3)_o^{1/2}}{K_b^{1/2} [XAl]_b^{3/2}} \quad (5'')$$

Ya que no hay manera de evaluar $[XAl]_a$ es evidente que la única consideración pertinente para hacerlo es mediante la aproximación siguiente:

$$[XAl]_a = [XAl]_o \quad (5.4)$$

Esta permite un mejor cálculo que por ejemplo al usar una aproximación tal como la ecuación (5.5) en la (5.3)

$$[XO]_{o,inc} = [XO]_b \quad (5.5)$$

Esto se establece porque el Al presenta un gradiente de concentración en la interfase menos significativo que el oxígeno, ya que se ha establecido que la resistencia mayor al flujo de masa es la de ésta última.

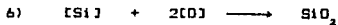
Finalmente al sustituir (5.4) en (5'') y después en (14) se encuentra la siguiente expresión:

$$J_{o,inc} = 3/2 J_{Al} = K_{Al} k'_{O,inc} \left[[XO]_b - \frac{(X_{Al_2O_3})_o^{1/2}}{K_6^{1/2} [XAl]_i^{3/2}} \right] \quad (5.6)$$

Sistema silicio-oxígeno-silice.

Las consideraciones que se aplicarán en éste sistema son similares al caso del aluminio.

Si la reacción es:



$$\text{entonces } J_{Si} = 1/2 J_{O_2} \quad (6.1)$$

Al despejar $[XSi]_o$ de la ecuación (6) se obtiene

$$[XSi]_o = \frac{(X_{SiO_2})_o}{K_6 [XO]_i^{2/3}} \quad (6')$$

y al sustituir esta en la ecuación (10) se llega a

$$J_{Si} = 1/2J_{O,S} = A_{Si} \left[[\%Si]_b - \frac{(X_{Si} \cdot O_2)_0}{K_0 [\%O]_b^{1/2}} \right] \quad (6.2)$$

El valor de $[\%O]_b$ es independiente de este equilibrio, más bien este valor está determinado por el equilibrio (2) y/o (5).

DESOXIDACION Y DESULFURACION.

El proceso de desoxidación puede estudiarse mediante un balance de flujos de entrada y de salida de oxígeno, de tal manera que se cumple la relación siguiente:

$$J_{O,S} + J_{O,2} + J_{O,S} + J_{O,b,b} + J_{O,inc} + J_{O,S} + J_{O,tot} = 0 \quad (1.1)$$

o también puede expresarse mediante el flujo de elementos aleantes u otras especies de la siguiente manera:

$$J_S + J_{FeO} + J_{MnO} - J_C - 3/2J_{Al} - 2J_{Si} = J_{O,tot} \quad (1.2)$$

donde $J_{O,tot}$ es el flujo molar de oxígeno que entra al metal como resultado del proceso global, el cual está relacionado con el $[\%O]_b$ por la ecuación:

$$\frac{d}{dt} [\%O]_b = \frac{1.6}{W_{Me}} J_{O,tot} \quad (1.3)$$

Es importante notar que la ecuación (1.2) relaciona los flujos de desoxidación y de desulfuración en forma tal que ésta sea compatible con el equilibrio (1). De ésta manera se explican las variaciones del contenido de azufre y de oxígeno en el metal debido a la presencia de los elementos aleantes de los aceros calmados con aluminio.

La ecuación (I.2) posee el término J_s , el cual se evaluará mediante la ecuación (I.8); de considerar que el potencial de oxígeno se determina por el equilibrio con el aluminio; y a su vez que la distribución de azufre entre la escoria y el metal está en equilibrio con dicho potencial de oxígeno. Sin embargo el flujo de azufre que se emplea para calcular $[XS]_i$ no será éste, sino el que se obtiene de al considerar la ecuación (I.8) pero con un potencial de oxígeno variable ($[XO]_i$); debido a las siguientes razones:

- 1) La fuerza motriz (diferencia de concentraciones entre el seno de la solución y la interfase escoria-metal, y entre el seno de la solución y el de equilibrio) no es constante por dos causas:
 - a) La disminución del $[XS]_i$ conforme al tiempo, y
 - b) El $[XS]_i$ es función directa del potencial de oxígeno en el seno de la solución, y por lo tanto también es función de los flujos de entrada y salida de oxígeno.

La primera de éstas causas está contemplada en la ecuación (I.8) con potencial de oxígeno constante. Sin embargo, en la segunda se requiere considerar el $[XO]_i$.

- 2) Deseamos saber la influencia de los diversos desoxidantes, así como de la reoxidación en la cinética de desulfuración.

Al despejar J_s de la ecuación (I.2) se obtiene:

$$J_s = -J_{FeO} - J_{MnO} + J_C + 3/2J_{Al} + 2J_{Si} + J_{O, tot} \quad (I.4)$$

donde J_s está relacionada con el $[XS]_i$ mediante la ecuación:

$$\frac{d}{dt} [XS]_i = - \frac{3 \cdot 2}{N_{Me}} J_s \quad (I.5)$$

donde J_S representa el flujo de azufre que sale del metal debido a todas las contribuciones. Estas dos últimas ecuaciones se presentan para mostrar las influencias relativas a cada especie en la desulfuración.

Para evaluar la ecuación (1.2) se necesita obtener la ecuación que define a la transferencia de azufre y para ello despejamos $[XS]^*$ de la ecuación (1)

$$[XS]^* = \frac{K_1}{[XO]^{*},1} [XS]^* \quad (1')$$

al sustituir en la ecuación (17) y reorganizando se llega a

$$\frac{J_S z^-}{A_S} \left[\frac{[XO]^{*},1}{K_1 k_{ov,S}^{*}} \right] = \left[\frac{[XO]^{*},1}{K_1} (XS)_b - [XS]^* \right] \quad \dots (1.6)$$

$$\text{y como } J_S = -J_S z^- \quad \dots (1.7)$$

al reorganizar la ec. (7) se obtiene:

$$- \frac{J_S}{A_S} \left[\frac{1}{k_{ov,S}^{*}} \right] = [XS]^* - [XS]_b \quad (7')$$

al sumar (7') e (1.6) y al considerar (1.7) se obtiene:

$$J_S = - J_S z^- = A_S K_{ov,S} \left[[XS]_b - \frac{[XO]^{*},1}{K_1} (XS)_b \right] \quad (1.8)$$

$$\text{donde } K_{ov,S} = \frac{1}{\frac{1}{k_{ov,S}^{*}} + \frac{[XO]^{*},1}{k_{ov,S}^{*} K_1}} = \frac{k_{ov,S}^{*} k_{ov,S}^{*} K_1}{k_{ov,S}^{*} [XO]_{eq,S}^{*} + k_{ov,S}^{*} K_1} \quad (1.9)$$

Ahora bien, al sustituir (1.8), (2.3), (3.4), (4.4), (5.6) y (6.2) en (1.2), se encuentra:

$$- J_{O,tot} = - A_S K_{ov,S} \left[[XS]_b - \frac{[XO]^{*},1}{K_1} (XS)_b \right] -$$

$$\begin{aligned}
 & A_s K_{ov,FeO} \left[\frac{(X_{FeO})_b}{K_2} - [XO]_b \right] - A_s K_{ov,MnO} \left[K_3 [XO]^{0.8} [XMn]_b - \right. \\
 & \left. (XMn)_b \right] - Abb k'_c \left[[XC]_b - \frac{P_{CO}}{K_6 [XO]^{0.5} b_b} \right] + A_s k'_{O,inc} \left[[XO]_b - \right. \\
 & \left. \frac{(X_{Al_2O_3})_0^{1/2}}{K_5^{1/2} [XAl]^{3/2}} \right] + 2 A_s k_{Si} \left[[XS]_b - \frac{(X_{SiO_2})_0}{K_6 [XO]^{0.6}} \right]
 \end{aligned}$$

..... (I.10)

Al sustituir (I.3) en (I.10) y al reorganizar términos se obtiene la siguiente expresión:

$$\begin{aligned}
 - \frac{d[XO]_b}{dt} = & - \frac{1.6}{WMe} A_s K_{ov,S} [XS]_b + \frac{1.6}{WMe} A_s K_{ov,S} \frac{[XO]^{0.1} [XS]_b}{K_1} - \frac{1.6}{WMe} A_s \\
 & K_{ov,FeO} \frac{(X_{FeO})_b}{K_2} + \frac{1.6}{WMe} A_s K_{ov,FeO} [XO]_b - \frac{1.6}{WMe} A_s K_{ov,MnO} (XMn)_b + \\
 & \frac{1.6}{WMe} A_s K_{ov,MnO} K_3 [XO]^{0.8} [XMn]_b + \frac{1.6}{WMe} Abb k'_c [XC]_b - \frac{1.6}{WMe} Abb k'_c \\
 & \frac{P_{CO}}{K_6 [XO]^{0.5} b_b} + \frac{1.6}{WMe} A_s k'_{O,inc} [XO]_b - \frac{1.6}{WMe} A_s k'_{O,inc} \frac{(X_{Al_2O_3})_0^{1/2}}{K_5^{1/2} [XAl]^{3/2}} + \frac{3.2}{WMe} \\
 & A_s k_{Si} [XS]_b - \frac{3.2}{WMe} A_s k_{Si} \frac{(X_{SiO_2})_0}{K_6 [XO]^{0.6}} \quad \text{..... (I.11)}
 \end{aligned}$$

Note que esta ecuación (I.11) tiene la forma :

$$- \frac{d[XO]_b}{dt} = C_1 [XS]_b - C_2 [XS]_b + C_3 (X_{FeO})_b + C_4 [XO]_b + C_5$$

$$(X_{MnO})_b - C_6 [X_{Mn}]_b + C_7 [X_C]_b - C_8 \left[\frac{1}{[X_{Al}]_b^{2/3}} \right] + C_9 [X_{Si}]_b - C_{10} \dots (I.12)$$

donde:

$$C_1 = - \frac{1.6}{W_{Me}} A_a K_{ov,S}$$

$$C_2 = - \frac{1.6}{W_{Me}} A_a K_{ov,S} \frac{[XO]^{0.1}}{K_1}$$

$$C_3 = - \frac{1.6}{W_{Me}} \frac{1}{K_2} A_a K_{ov,FeO}$$

$$C_4 = \frac{1.6}{W_{Me}} \left[A_{sk'}'_{O,inc} + A_a K_{ov,FeO} \right]$$

$$C_5 = - \frac{1.6}{W_{Me}} A_a K_{ov,MnO}$$

$$C_6 = - \frac{1.6}{W_{Me}} A_a K_{ov,MnO} K_a [XO]^{0.8}$$

$$C_7 = \frac{1.6}{W_{Me}} A_{bb} k_c'$$

$$C_8 = \frac{1.6}{W_{Me}} A_{sk'}'_{O,inc} \frac{(X_{Al}^{2/3})_0^{1/3}}{K_0^{1/3}}$$

$$C_9 = \frac{3.2}{W_{Me}} A_{sk'}'_{Si}$$

$$C_{10} = \frac{1.6}{W_{me}} \left[Abb \cdot k'_0 \frac{P_{co}}{K_0 [X_0]^{0.66}} + 2 Ask_{bl} \frac{(X_{S:0})^2}{K_0 [X_0]^{2.6}} \right]$$

La ecuación (I.12) no se puede resolver directamente, ya que $[X]_b$ y $(X)_b$ son función del tiempo. Así que para hallar la solución de ésta se necesita encontrar la funcionalidad de cada uno de los valores de $[X]_b$ y $(X)_b$ en función del tiempo.

De la fig. 3, y de considerar que $[X]_b$ y $(X)_b$ son descritas por la segunda ley de Fick, tenemos:

$$\frac{\partial}{\partial t} [X]_{(x,t)} = D_1 \frac{\partial^2}{\partial x^2} [X]_{(x,t)} \quad (II.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (X)_{(y,t)} = D_1 \frac{\partial^2}{\partial x^2} (X)_{(y,t)} \quad (II.2)$$

Debemos resolver primero (II.1) con las condiciones frontera siguientes :

- 1) $\frac{\partial}{\partial x} [X]_{(0,t)} = 0$ para $x = 0$, $t \geq 0$
- 2) $[X]_{(H^*,t)} = [X]_i$ para $x = H^*$, $t > 0$
- 3) $[X]_{(x,0)} = [X]_0$ para $0 \leq x \leq H^*$, $t = 0$

Tales condiciones a la frontera fueron propuestas por Ohguchi y Robertson^(6a) para el sistema en cuestión. La solución bajo estas condiciones es la propuesta por Crank^(7a), la cual es la siguiente:

$$\frac{[X]_{(x,t)} - [X]_0}{[X]_i - [X]_0} = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-D_1(2n+1)^2 \pi^2 / 4H^2 t} \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2H^*} \quad \dots (II.3)$$

Sea que se denomine al término del lado izquierdo de la anterior

ecuación como $[X_i]^{*a,b}$, de acuerdo con la teoría de la transferencia de masa se define a $[X_i]^{*b}$ como la concentración adimensional promedio respecto de la posición la cual está dada por:

$$[X_i]^{*b} = \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} [X_i]^{*a,b} dx \quad (11.4)$$

en forma tal que

$$[X_i]^{*b} = \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} \left\{ 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-D_i(2n+1)^2 \pi^2 / 4H^{*2}} \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2H^*} \right\} dx$$

$$[X_i]^{*b} = \frac{1}{H^*} \left\{ x \left|_0^{H^*} - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-D_i(2n+1)^2 \pi^2 / 4H^{*2}} \int_0^{H^*} \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2H^*} dx \right. \right\}$$

donde es necesario evaluar el término integral, el cual está dado por:

$$\int_0^{H^*} \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2H^*} dx = \frac{2H^*}{(2n+1)\pi} \left[\text{Sen} \frac{(2n+1)\pi}{2} - \text{Sen } 0 \right] = \frac{2H^*}{(2n+1)\pi}$$

y sustituyendo finalmente se obtiene la ecuación siguiente:

$$[X_i]^{*b} = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(2n+1)^2} e^{-D_i(2n+1)^2 \pi^2 / 4H^{*2}}$$

Se ha probado la convergencia de esta serie, definitivamente para valores de D_i y de H^* dentro de los ordenes de magnitud probables. Para cualquier tiempo es posible emplear solo un término de la serie,

el cual nos produce un error muy pequeño. En el apéndice 1b se muestran los valores de los términos de la serie para diferentes valores de D_1 y H_1 para diferentes tiempos, y también se muestran los errores debidos a la consideración de un solo término.

Por lo tanto, considerando exclusivamente un término de la serie se tiene la ecuación de difusión que se empleará en el modelo:

$$[X_1]_b = [X_1]_0 + \{[X_1]_i - [X_1]_0\} \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_1 \pi^2 t / 4H_1^2} \right\} \quad (II.6)$$

La solución de la ecuación (II.2) es idéntica, así que:

$$[X_1]_b = [X_1]_0 + \{[X_1]_i - [X_1]_0\} \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_1 \pi^2 t / 4H_1^2} \right\} \quad (II.7)$$

Por otra parte, al resolver (I.12) usando las siguientes definiciones:

$$C_T = \sum_{i=1}^4 C_i$$

$$\zeta_i = \frac{C_i}{C_T}$$

donde C_T representa el inverso de la resistencia total del sistema a la transferencia de masa a través de las películas encontradas en éste, y ζ_i representa el inverso de la fracción de la resistencia total debida a la transferencia de masa de i a través de la película correspondiente. Mediante estas definiciones la ecuación (I.12) se transforma en :

$$\frac{d}{dt} [X_0]_i + C_T \zeta_i [X_0]_i = C_T \zeta_i(t) \quad (I.13)$$

$$\text{donde } \zeta(t) = -\zeta_1 [X_1 S]_b + \zeta_2 (X_2 S)_b - \zeta_3 (X_{FeO})_b + \zeta_4 (X_{MnO})_b + \zeta_5 [X_{Mn}]_b \\ - \zeta_7 [X_C]_b + \zeta_8 \left[\frac{1}{[XAl]_b^{2/a}} \right] - \zeta_9 [XSi]_b + \zeta_{10} \dots \quad (I.14)$$

La ecuación (I.13) tiene la forma de la ecuación diferencial del tipo:

$$\frac{dx}{dt} - Cx = Cr \zeta(t)$$

con $x = [X_1]$ y $C = -Cr\zeta_1$, y si $x' = \frac{dx}{dt}$

la solución a la ecuación (I.14) es:

$$e^{-Ct} x' - C e^{-Ct} x = Cr e^{-Ct} \zeta(t) \\ \frac{d}{dt} \left\{ e^{-Ct} x \right\} = Cr e^{-Ct} \zeta(t)$$

$$x = Cr e^{Ct} \int_0^t e^{-Ct} \zeta(t) dt + a e^{Ct}$$

donde a es la constante de integración, así que la expresión correspondiente en las variables empleadas en la ec. (I.13) es:

$$[X_1]_t = Cr e^{-Cr\zeta_1 t} \int_0^t e^{Cr\zeta_1 t} \zeta(t) dt + a e^{-Cr\zeta_1 t} \quad (I.15)$$

Es evidente que es necesario evaluar el término integral de la ec. (I.15) para poder obtener el porcentaje de oxígeno en el metal en función del tiempo. La sustitución de las condiciones límite fijadas por el proceso se realiza posteriormente.

El término integral lo designamos como INT, dado por:

$$INT = \int_0^t e^{Cr\zeta_1 t} \zeta(t) dt \quad (I.16)$$

y para evaluar este término se utilizan los resultados de las ecuaciones (II.6) y (II.7) sustituyéndolas en (I.14) para tener:

$$\begin{aligned}
 \text{INT} = & \int_0^1 e^{Cz} dz \left[-\zeta_1 \left[\{XSi\}_o + \{XSi\}_i - \{XSi\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_S \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] \right. \\
 & + \zeta_2 \left[\{XS\}_o + \{XS\}_i - \{XS\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_S \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] - \\
 & \zeta_3 \left[\{XFeO\}_o + \{XFeO\}_i - \{XFeO\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_{FeO} \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] - \\
 & \zeta_5 \left[\{XMnO\}_o + \{XMnO\}_i - \{XMnO\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_{MnO} \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] + \\
 & \zeta_6 \left[\{XMn\}_o + \{XMn\}_i - \{XMn\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_{Mn} \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] - \\
 & \zeta_7 \left[\{XC\}_o + \{XC\}_i - \{XC\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_C \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] + \zeta_8 \left[\frac{1}{\{XA\}_o^{2/3}} \right. \\
 & \left. - \zeta_9 \left[\{XSi\}_o + \{XSi\}_i - \{XSi\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_{Si} \pi^2 L / 4H^2} \right\} \right] + \zeta_{10} \right] \\
 & dt \quad \dots (I.17)
 \end{aligned}$$

Como puede verse INT, a excepción del caso del aluminio, está constituido por integrales de la forma:

$$\begin{aligned}
 \text{INT} = & \int_0^1 \zeta_i e^{Cz} dz \left[\{Xi\}_o + \{Xi\}_i - \{Xi\}_o \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-A(\pi^2 L / 4z^2)} \right\} \right] \\
 & dt \\
 & \dots (I.18)
 \end{aligned}$$

donde A = Di o Di ; z = H* o h* ; y {Xi} puede referirse a concentraciones en el metal o en la escoria. Así que al resolver la

integral (I.18) y al sustituir en (I.17) según sea el caso, la ecuación (I.18) se resuelve de la siguiente manera:

$$INT_1 = \xi_1 [X1]_0 \int_0^t e^{Cr\xi_4 t} dt + \xi_1 [X1]_1 - [X1]_0 \int_0^t e^{Cr\xi_4 t} dt - \frac{B}{\pi^2}$$

$$\xi_1 [X1]_1 - [X1]_0 \int_0^t e^{(Cr\xi_4 - A_1 \pi^2 / 4z^2) t} dt$$

$$INT_1 = \frac{\xi_1 [X1]_0}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] + \frac{\xi_1 ([X1]_1 - [X1]_0)}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] -$$

$$\frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_1 ([X1]_1 - [X1]_0)}{\xi_4 Cr - A_1 \pi^2 / 4z} \left[e^{(Cr\xi_4 - A_1 \pi^2 / 4z^2) t} \right] \dots (I.19)$$

Por otro lado, la integral con el término $[X1]_0$ se evalúa de la forma siguiente:

$$INT_0 = \frac{\xi_0}{[X1]_0^{2/2}} \int_0^t e^{Cr\xi_4 t} dt = \frac{\xi_0}{[X1]_0^{2/2} Cr\xi_4} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] + cte$$

... (I.20)

Al sustituir los resultados de las ecuaciones (I.19) e (I.20) en (I.17) se obtiene:

$$INT = - \frac{\xi_1 [X5]_0}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] - \frac{\xi_1 ([X5]_1 - [X5]_0)}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{\xi_1 ([X5]_1 - [X5]_0)}{\xi_4 Cr - D_0 \pi^2 / 4h^2} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_0 \pi^2 / 4h^2) t} \right] + \frac{\xi_2 (X5)_0}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] +$$

$$\frac{\xi_2 \{ (X5)_1 - (X5)_0 \}}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_2 \{ (X5)_1 - (X5)_0 \}}{\xi_4 Cr - D_0 \pi^2 / 4h^2} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_0 \pi^2 / 4h^2) t} \right] -$$

$$\frac{\xi_3 (Xf_0)_0}{\xi_4 Cr} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] - \frac{\xi_3 \{ (Xf_0)_1 - (Xf_0)_0 \}}{\xi_4 Cr} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_0 \pi^2 / 4h^2) t} \right] - \frac{\xi_3 \{ (Xf_0)_1 - (Xf_0)_0 \}}{\xi_4 Cr} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_0 \pi^2 / 4h^2) t} \right]$$

$$\begin{aligned}
& e^{C_T \zeta_4 t} \left. \right) + \frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_9 \{ (X_{FeO})_i - (X_{FeO})_o \}}{\zeta_4 C_T - D_{FeO} \pi^2 / 4H^2} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_{FeO} \pi^2 / 4H^2) t} \right] - \\
& \frac{\xi_8 \{ (X_{MnO})_i - (X_{MnO})_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] - \frac{\xi_8 \{ (X_{MnO})_i - (X_{MnO})_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \\
& \frac{\xi_8 \{ (X_{MnO})_i - (X_{MnO})_o \}}{\zeta_4 C_T - D_{MnO} \pi^2 / 4H^2} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_{MnO} \pi^2 / 4H^2) t} \right] + \frac{\xi_6 \{ [X_{Mn}]_i - [X_{Mn}]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \\
& \frac{\xi_6 \{ [X_{Mn}]_i - [X_{Mn}]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_6 \{ [X_{Mn}]_i - [X_{Mn}]_o \}}{\zeta_4 C_T - D_{Mn} \pi^2 / 4H^2} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_{Mn} \pi^2 / 4H^2) t} \right] - \\
& \frac{\xi_7 \{ [XC]_i - [XC]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] - \frac{\xi_7 \{ [XC]_i - [XC]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_7 \{ [XC]_i - [XC]_o \}}{\zeta_4 C_T - D_{C} \pi^2 / 4H^2} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_{C} \pi^2 / 4H^2) t} \right] + \frac{\xi_9}{[XA]_0^{2/3} C_T \zeta_4} \\
& \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \frac{\xi_9 \{ [XSi]_i - [XSi]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \frac{\xi_9 \{ [XSi]_i - [XSi]_o \}}{\zeta_4 C_T} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] - \\
& \frac{B}{\pi^2} \frac{\xi_9 \{ [XSi]_i - [XSi]_o \}}{\zeta_4 C_T - D_{Si} \pi^2 / 4H^2} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_{Si} \pi^2 / 4H^2) t} \right] + \frac{\xi_{10}}{C_T \zeta_4} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] \\
& + b \qquad \dots (I, 21)
\end{aligned}$$

De acuerdo con Levich⁽⁴⁷⁾ el coeficiente de difusión turbulenta y el coeficiente de difusión molecular no tienen nada en común. El primero caracteriza la transferencia de materia mediante un movimiento turbulento caótico, mientras que el segundo caracteriza la transferencia mediante un movimiento molecular aleatorio. Así que no hay razón por la que haya que distinguir entre los coeficientes de difusión turbulenta en el metal, ni tampoco en la escoria, por lo

tanto:

$$D_M = D_S = D_{Mn} = D_C = D_{Si}$$

$$y \quad D_{Si} = D_{FeO} = D_{MnO} = D_C$$

donde D_{Si} representa a los términos en la escoria. Así que mediante esta consideración reducimos (I.21) a :

$$\begin{aligned} INT = & - \left\{ \frac{\zeta_4 [XSi]_i}{\zeta_4 C_T} - \frac{\zeta_6 [XMn]_i}{\zeta_4 C_T} + \frac{\zeta_7 [XC]_i}{\zeta_4 C_T} - \frac{\zeta_8}{[XAl]_i^{2/3} C_T \zeta_4} + \frac{\zeta_9 [XSi]_i}{\zeta_4 C_T} \right. \\ & \left. \right\} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \left\{ \frac{\zeta_2 (XS)_i}{\zeta_4 C_T} - \frac{\zeta_3 (XFeO)_i}{\zeta_4 C_T} - \frac{\zeta_5 (XMnO)_i}{\zeta_4 C_T} + \frac{\zeta_{10}}{C_T \zeta_4} \right\} \left[\right. \\ & \left. e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \zeta_1 ([XSi]_i - [XSi]_0) - \right. \\ & \left. \zeta_6 ([XMn]_i - [XMn]_0) + \zeta_7 ([XC]_i - [XC]_0) + \zeta_9 ([XSi]_i - [XSi]_0) \right\} \left[e \right. \\ & \left. (C_T \zeta_4 - D_M \pi^2 / 4h^2) t \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \zeta_2 ([XS]_i - [XS]_0) - \right. \\ & \left. \zeta_3 ([XFeO]_i - [XFeO]_0) - \zeta_5 ([XMnO]_i - [XMnO]_0) \right\} \left[e^{(C_T \zeta_4 - D_M \pi^2 / 4h^2) t} \right] \\ & + b' \end{aligned}$$

Al sustituir esta última ecuación en la ecuación (I.15) se obtiene la ecuación dada por:

$$\begin{aligned} [XD]_i = & \left[e^{-C_T \zeta_4 t} \right] \left[- \left\{ \frac{\zeta_1 [XSi]_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_6 [XMn]_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_7 [XC]_i}{\zeta_4} - \right. \right. \\ & \left. \left. \frac{\zeta_8}{[XAl]_i^{2/3} \zeta_4} + \frac{\zeta_9 [XSi]_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_{10}}{C_T \zeta_4} \right\} \left[e^{C_T \zeta_4 t} \right] + \left\{ \frac{\zeta_2 (XS)_i}{\zeta_4} - \right. \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \left. \frac{\xi_2 (X_{Fe0})_i - \xi_5 (X_{Mn0})_i}{\xi_4} \right\} \left[e^{Cr\xi_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \frac{Cr}{\xi_4 Cr - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \right. \\
& \xi_1 ([XS]_i - [XS]_0) - \xi_6 ([XMn]_i - [XMn]_0) + \xi_7 ([XC]_i - [XC]_0) + \\
& \left. \xi_9 ([XS]_i - [XS]_0) \right\} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_M \pi^2 / 4h^2)t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{Cr}{\xi_4 Cr - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \right. \\
& \left. \xi_2 \{ [S]_i - [S]_0 \} - \xi_3 \{ (X_{Fe0})_i - (X_{Fe0})_0 \} - \xi_8 \{ (X_{Mn0})_i - (X_{Mn0})_0 \} \right\} \left[e^{(Cr\xi_4 - D_M \pi^2 / 4h^2)t} \right] + b' \left. \right\} + a \left[e^{-Cr\xi_4 t} \right] \quad (1.22)
\end{aligned}$$

Esta ecuación tiene como condición inicial la siguiente ecuación:

$$C.L.1 \quad [X]_i = [X]_0 \quad \text{en } t = 0$$

Al sustituir esta condición límite en la ec. (1.22) se obtiene la ecuación dada por:

$$\begin{aligned}
[X]_0 = & - \left\{ \frac{\xi_1 [XS]_i}{\xi_4} - \frac{\xi_6 [XMn]_i}{\xi_4} + \frac{\xi_7 [XC]_i}{\xi_4} - \frac{\xi_8}{[XA]_i^2 / \xi_4} + \frac{\xi_9 [XS]_i}{\xi_4} \right. \\
& \left. \right\} + \left\{ \frac{\xi_2 [S]_i}{\xi_4} - \frac{\xi_3 (X_{Fe0})_i}{\xi_4} - \frac{\xi_5 (X_{Mn0})_i}{\xi_4} + \frac{\xi_{10}}{\xi_4} \right\} + \frac{B}{\pi^2} \\
& \frac{Cr}{\xi_4 Cr - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \xi_1 ([XS]_i - [XS]_0) - \xi_6 ([XMn]_i - [XMn]_0) \right. \\
& \left. + \xi_7 ([XC]_i - [XC]_0) + \xi_9 ([XS]_i - [XS]_0) \right\} - \frac{B}{\pi^2} \frac{Cr}{\xi_4 Cr - D_M \pi^2 / 4h^2} \left\{ \right. \\
& \left. \xi_2 \{ [S]_i - [S]_0 \} - \xi_3 \{ (X_{Fe0})_i - (X_{Fe0})_0 \} - \xi_8 \{ (X_{Mn0})_i - (X_{Mn0})_0 \} \right\} + a'
\end{aligned}$$

esta última puede establecerse de la forma siguiente:

$$[XO]_0 = \left\{ \alpha + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_M \pi^2 / 4M^2} \beta - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_{SL} \pi^2 / 4h^2} \theta \right\} + a'$$

$$\text{donde } \alpha = - \left\{ \frac{\zeta_1 [XS]_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_6 [XMn]_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_7 [XC]_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_8}{[XA]_0^2 / \zeta_4} + \right.$$

$$\left. \frac{\zeta_9 [XS]_i}{\zeta_4} \right\} + \left\{ \frac{\zeta_2 (XS)_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_3 (XFeO)_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_5 (XMnO)_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_{10}}{\zeta_4} \right\}$$

$$\beta = C_T \left\{ \zeta_1 ([XS]_i - [XS]_0) - \zeta_6 ([XMn]_i - [XMn]_0) + \zeta_7 ([XC]_i - [XC]_0) + \right.$$

$$\left. \zeta_9 ([XS]_i - [XS]_0) \right\}$$

$$\theta = C_T \left\{ \zeta_2 ([S]_i - [S]_0) - \zeta_3 [(XFeO)_i - (XFeO)_0] - \zeta_5 [(XMnO)_i - (XMnO)_0] \right\}$$

y por lo tanto

$$a' = [XO]_0 - \left\{ \alpha + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_M \pi^2 / 4M^2} \beta - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_{SL} \pi^2 / 4h^2} \theta \right\}$$

Es muy importante aclarar que la relación entre las constantes de integración es:

$$a' = a + b = a + C_T b'$$

y al sustituir a' en la ecuación (1.22) y reorganizando se logra la expresión siguiente:

$$[XO]_i = [XO]_0 \left(e^{-C_T \zeta_4 t} \right) + a \left(1 - e^{-C_T \zeta_4 t} \right) + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_M \pi^2 / 4M^2}$$

$$\beta \left(e^{-(D_M \pi^2 / 4M^2) t} - e^{-C_T \zeta_4 t} \right) - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{\zeta_4 C_T - D_{SL} \pi^2 / 4h^2} e \left(e^{-C_T \zeta_4 t} \right)$$

$$\left(-D_{SL} \Pi^2 / 4h^2 \right)_i - e^{-Cr\zeta_{i+1}} \left. \right\}$$

Al describir este resultado en términos de las variables originales, se obtiene la ecuación (1.23) que se muestra a continuación:

$$\begin{aligned} [XO]_i &= [XO]_0 \left[e^{-Cr\zeta_{i+1}} \right] + \left\{ \frac{\zeta_4 [XS]_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_6 [XMn]_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_7 [XC]_i}{\zeta_4} - \right. \\ &\frac{\zeta_8}{[XA]_i^2} \zeta_4 + \frac{\zeta_9 [XS]_i}{\zeta_4} \left. \right\} \left[1 - e^{-Cr\zeta_{i+1}} \right] - \left\{ \frac{\zeta_2 (XS)_i}{\zeta_4} - \frac{\zeta_3 (XFeO)_i}{\zeta_4} - \right. \\ &\frac{\zeta_5 (XMnO)_i}{\zeta_4} + \frac{\zeta_{10}}{\zeta_4} \left. \right\} \left[1 - e^{-Cr\zeta_{i+1}} \right] + \frac{B}{n^2} \frac{1}{\zeta_4 Cr - D_{SL} \Pi^2 / 4h^2} Cr \left\{ \right. \\ &\zeta_4 ([XS]_i - [XS]_0) - \zeta_6 ([XMn]_i - [XMn]_0) + \zeta_7 ([XC]_i - [XC]_0) + \\ &\zeta_9 ([XS]_i - [XS]_0) \left. \right\} \left[e^{-D_{SL} \Pi^2 / 4h^2} \right]_i - e^{-Cr\zeta_{i+1}} \left. \right\} - \frac{B}{n^2} \\ &\frac{1}{\zeta_4 Cr - D_{SL} \Pi^2 / 4h^2} Cr \left\{ \zeta_2 \{ (XS)_i - (XS)_0 \} - \zeta_3 \{ (XFeO)_i - (XFeO)_0 \} \right. \\ &\left. - \zeta_5 \{ (XMnO)_i - (XMnO)_0 \} \right\} \left[e^{-D_{SL} \Pi^2 / 4h^2} \right]_i - e^{-Cr\zeta_{i+1}} \left. \right\} \\ &\dots (1.23) \end{aligned}$$

En este punto debemos notar que existen varios términos con subíndice i , indicando la zona en donde el flujo de masa turbulento cambia a un flujo de masa molecular y turbulento, tal como se indica en la fig. 3. De acuerdo con la figura 3 los límites de esta zona están dados por $y' = \delta_0$ y $x' = \delta_m$. Evidentemente las concentraciones de las especies en esta zona no las podemos conocer, pero podemos

suponer que el perfil de concentración de cada especie es el mismo o casi el mismo, de tal manera que en lugar de considerar las concentraciones en $y' = \delta_0$ y $x' = \delta_M$, se utilizan las concentraciones en $y' = 0$ y $x' = 0$. Se debe tener presente que el error al emplear este resultado en el modelo en realidad es menos significativo que el de la aproximación en sí misma, ya que si recordamos la definición de las concentraciones en el seno de la solución que está en la ecuación (II.5), ésta fué dada como la concentración promedio de todo el perfil de concentraciones.

La justificación de éste hecho puede demostrarse de la manera siguiente:

De acuerdo con el modelo propuesto, el componente i ósimo presenta un perfil de concentraciones como el de la fig.4 del apéndice 4A, donde $\delta \ll H^*$. Por conservación de la masa, debe cumplirse la siguiente ecuación:

$$A k \{ [X_i]_b - [X_i]^* \} = - D A \frac{\partial}{\partial x} [X_i]_{(x,t)} k \Big|_{x=\delta}$$

se debe recordar que $[X_i]_b$ fué definido como:

$$[X_i]_b = \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} [X_i]_{(x,t)} dx$$

En este momento es de considerable importancia entender la naturaleza de las concentraciones que se están empleando. En primer lugar, $[X_i]_b \neq [X_i]_{(x,t)}$ debido a que en la derivación de la ecuación

$$J_i = A k ([X_i]_b - [X_i]^*)$$

se consideró que la concentración en el seno del metal es homogénea y representada por $[X_i]_b$, aunque evidentemente ésta última es dependiente del tiempo. Por otro lado, $[X_i]^*$ es la concentración en la interfase de reacción, la cual obviamente depende del equilibrio termodinámico establecido para todo tiempo en este lugar. Sin embargo,

ESTA TESIS NO DEBE SALIR DE LA BIBLIOTECA

ello no implica que sea constante, sino que es función del tiempo.

Hasta ahora en el presente modelo la dependencia con el tiempo de los términos interfaciales no ha sido contabilizada, esto se debe a que no son dependientes del proceso difusivo en el seno de la solución (por lo cual pueden ser constantes respecto al empleo de la segunda ley de Fick), además porque es necesario definir la funcionalidad exacta de las concentraciones de oxígeno interfacial con el tiempo, lo cual constituye un inconveniente serio para una solución exacta, ya que no puede determinarse analíticamente.

Lo que ahora es necesario probar es que:

$$[X]_b = \frac{1}{H^* - \delta} \int_{\delta}^{H^*} [X]_{(x,t)} dx \approx \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} [X]_{(x,t)} dx$$

Por lo tanto, considerando la diferencia entre ambas, se tiene que:

$$\begin{aligned}
 [X]_{b,\delta} - [X]_{b,x=0} &= \frac{1}{H^* - \delta} \int_{\delta}^{H^*} [X]_i dx - \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} [X]_i dx + \frac{1}{H^* - \delta} \\
 &\int_{\delta}^{H^*} \{ [X]_i - [X]_o \} dx - \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} \{ [X]_i - [X]_o \} dx - \frac{1}{H^* - \delta} \\
 &\int_{\delta}^{H^*} [X]_i - [X]_o \frac{4}{\pi} e^{-D_i \pi^2 / 4 \delta^2} \cos \frac{\pi x}{2H^*} dx + \frac{1}{H^*} \int_0^{H^*} [X]_i \\
 &- [X]_o \frac{4}{\pi} e^{-D_i \pi^2 / 4 \delta^2} \cos \frac{\pi x}{2H^*} dx \\
 [X]_{b,\delta} - [X]_{b,x=0} &= \{ [X]_i - [X]_o \} - \{ [X]_i - [X]_o \} - \frac{B}{\pi^2} \{ [X]_i - \\
 [X]_o \} e^{-D_i \pi^2 / 4 \delta^2} &\left\{ 1 - \operatorname{Sen} \frac{\pi \delta}{2H^*} \right\} + \frac{B}{\pi^2} \{ [X]_i - [X]_o \} e^{-D_i \pi^2 / 4 \delta^2}
 \end{aligned}$$

Ya que $\frac{s}{H_0} \ll 1$ implica que $\text{Sen} \frac{\pi s}{2H_0} = 0$, así que finalmente se tiene:

$$[X]_{b,s} = [X]_{b,s=0} + ([X]_i - [X]_e) \left\{ 1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_i \frac{\pi^2 t}{4H_0^2}} \right\}$$

Este resultado posee dos implicaciones que permiten la aproximación sugerida con un error menor al de la aproximación en Si, las cuales son:

- A tiempos pequeños la diferencia del cálculo mediante la aproximación tiende a cero, aumentando ésta con el tiempo, hasta llegar a un máximo dado por el error en la aproximación.
- La diferencia entre $[X]_i$ y $[X]_e$ es también función del tiempo, la cual depende directamente del coeficiente de transferencia de masa. Así que $|[X]_i - [X]_e| \rightarrow 0$ cuando el tiempo aumenta, a una velocidad del mismo orden de magnitud que el aumento debido a la difusión en el seno del metal. Por lo tanto el efecto del tiempo se neutraliza, manteniéndose aproximadamente el error inicial, el cual como se mencionó tiende a cero. Así que de acuerdo con esto se tiene que:

$$[X]_e \approx [X]_i$$

$$(X)_e \approx (X)_i$$

$$(X) \approx (X)_i$$

Los términos de equilibrio que se presentan pueden evaluarse considerando un valor de equilibrio de oxígeno. Como ya se ha discutido, este valor puede depender del equilibrio con el carbono, con el aluminio o de los óxidos fácilmente reducibles en la escoria. Sin embargo en el desarrollo de esta parte del modelo (Ec. 1.23) se ha

considerado el equilibrio del oxígeno total en el seno del metal con el aluminio mientras que en la interfase escoria - metal se ha considerado el equilibrio del oxígeno interfacial con el contenido de FeO interfacial. Por lo tanto, los términos que mencionan en este momento están dados por el siguiente grupo de ecuaciones termodinámicas:

$$[XS]^* = \frac{[XS]_0 [XO]^{*1,4}}{K_1} \dots (1'') \quad ; \quad (XS)^* = \frac{[XS]_0 K_1}{[XO]^{*1,4}} \dots (1')$$

En estas, se consideró como una buena aproximación que $(XS)_0 \approx [XS]^*$ para el caso de la ecuación (1''), y que $[XS]_0 \approx [XS]^*$ es válido para la ecuación (1'). Por otro lado, tenemos que:

$$(X_{FeO})^* = K_2 [XO]^{*2} \quad (2')$$

$$[X_{Mn}]^* = \frac{(X_{MnO})_0}{K_3 [XO]^{*2,8}} \dots (3') \quad ; \quad (X_{MnO})^* = K_3 [XO]^{*2,8} [X_{Mn}]_0 \dots (3'')$$

donde se consideró que el primer caso $(X_{MnO})_0 \approx (X_{MnO})^*$ y en el segundo que

$[X_{Mn}]_0 \approx [X_{Mn}]^*$. De la información termodinámica generada anteriormente tenemos las siguientes ecuaciones:

$$[XC]^* = \frac{P_{CO}}{K_4 [XO]^{*2,66}} \dots (4')$$

$$[XSi]^* = \frac{(X_{SiO_2})_0}{K_5 [XO]^{*2,6}} \dots (6')$$

$$[XO]^{*inc} = \frac{(X_{Al_2O_3})_0^{1/3}}{K_5^{1/3} [XAl]^{*2/3}} \dots (5'')$$

El modelo de desoxidación que ahora se considera contempla tres interfases, lo cual es indicativo de que es necesario definir las actividades de oxígeno en equilibrio para cada una de ellas. Así que debido a esta condición deben cumplirse las ecuaciones siguientes:

$$[XO]_{eq,1} = [XO]^{*},_{inc}; \quad [XO]_{eq,2} [XO]_o = [XO]^{*},_{bb} \quad y$$

$$[XO]_{eq,3} = [XO]^{*},_s = [XO]^{*},_1 = [XO]^{*},_2 = [XO]^{*},_3 = [XO]^{*},_6 \quad (I.24)$$

Al sustituir este grupo de ecuaciones en (I.23) tenemos:

$$[XO]_i = [XO]_o \left[e^{-C_1 t} \right] - \left\{ \frac{C_1}{C_4} \frac{(XS)_o [XO]_{eq,2}}{K_1} - \frac{C_6}{C_4} \frac{(X_{Mn})_o}{K_2 [XO]_{eq,2}} + \frac{C_7}{C_4} \right.$$

$$\left. \frac{P_{CO}}{K_4 [XO]_{eq,2}} - \frac{C_8}{[XAl]_o^2 / 3 C_4} + \frac{C_9}{C_4} \frac{(X_{Si})_o}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} \right\} \left[1 - e^{-C_1 t} \right] + \left\{ \frac{C_2}{C_4} \right.$$

$$\left. \frac{[XS]_o K_1}{[XO]_{eq,2}} - \frac{C_3}{C_4} K_2 [XO]_{eq,1} - \frac{C_5}{C_4} K_3 [XO]_{eq,3} [X_{Mn}]_o + \frac{C_{10}}{C_4} \right\} \left[1 - \right.$$

$$\left. e^{-C_1 t} \right] + \frac{B}{n^2} \frac{1}{C_4 - D_{SL} n^2 / 4h^2} \left\{ C_1 \left[\frac{(XS)_o [XO]_{eq,2}}{K_1} - [XS]_o \right] - C_6 \left[\right.$$

$$\left. \frac{(X_{Mn})_o}{K_2 [XO]_{eq,2}} - [X_{Mn}]_o \right] + C_7 \left[\frac{P_{CO}}{K_4 [XO]_{eq,2}} [XO]_o \right] + C_9 \left[\right.$$

$$\left. \frac{(X_{Si})_o}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} - [X_{Si}]_o \right] \right\} \left(e^{-(D_{SL} n^2 / 4h^2) t} - e^{-C_1 t} \right) - \frac{B}{n^2}$$

$$\frac{1}{C_4 - D_{SL} n^2 / 4h^2} \left\{ C_2 \left[\frac{[XS]_o K_1}{[XO]_{eq,2}} - (XS)_o \right] - C_3 \left[K_2 [XO]_{eq,1} - (X_{Fe})_o \right] \right.$$

$$-C_5 \left\{ K_3 [XO]_{eq,2} [XMn]_0 - (XMn)_0 \right\} \left[e^{(-D_{SL}\pi^2 / 4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right] \dots (I.25)$$

Ahora bien, si se sustituyen las relaciones termodinámicas que se han presentado en la ecuación (I.23) se obtiene:

$$[XO]_t = [XO]_0 \left[e^{-C_4 t} \right] + [XO]_{eq,1} \left[1 - e^{-C_4 t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{C_4 - D_{SL}\pi^2 / 4h^2} \left\{ C_5 \left[\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_4} \right] - C_6 \left[\frac{(XMn)_0}{K_3 [XO]_{eq,2}} - [XMn]_0 \right] + C_7 \left[\frac{P_{CO}}{K_4 [XO]_{eq,2}} [XC]_0 \right] + C_8 \left[\frac{(X_{FeO})_0}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} [XS]_0 \right] \right\} \left[e^{(-D_{SL}\pi^2 / 4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{C_4 - D_{SL}\pi^2 / 4h^2} \left\{ C_2 \left[\frac{[XS]_0 K_1}{[XO]_{eq,2}} - (XS)_0 \right] - C_3 \left\{ K_3 [XO]_{eq,2} [XMn]_0 - (XMn)_0 \right\} \right\} \left[e^{(-D_{SL}\pi^2 / 4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right] \dots (I.26)$$

El resultado que se muestra en la ecuación (I.26) puede representarse para entender mejor su significado sustituyendo las C por las variables que la conforman, de este modo se obtiene:

$$[XO]_t = [XO]_0 \left\{ \exp \left[-\frac{1 \cdot 6}{W M_0} A \pi \left(k_{O,inc}^2 + \frac{k_{O,FeO}^2 K_2}{k_{O,FeO}^2 + k_{FeO}^2 K_2} \right) t \right] \right\} +$$

$$\begin{aligned}
& [XO]_{eq,a} \left\{ 1 - \exp \left[-\frac{1.6}{WMe} As \left(k'_{O,inc} + \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right) t \right] \right\} - \frac{B}{\pi^2} \\
& \frac{1.6}{WMe} / \left[\frac{1.6}{WMe} As \left(k'_{O,inc} + \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right) - D_M \pi^2 / 4h^2 \right] \left\{ As \right. \\
& \left. \frac{k''_O k''_{FeO} K_1}{k''_O [XO]_{eq,a} + k''_{FeO} K_1} \left[\frac{(XS)_o [XO]_{eq,a} - [XS]_o}{K_1} \right] + As \right. \\
& \left. \frac{k''_{MnO} k''_{Mn}}{k''_{Mn} + K_2 [XO]_{eq,a} + k''_{MnO}} \left\{ K_2 [XO]_{eq,a} [XMn]_o - (XMn)_o \right\} - Abb k'_c \left[\right. \right. \\
& \left. \left. \frac{P_{Co}}{K_2 [XO]_{eq,a}} [XC]_o \right] - 2 As k'_{Si} \left[\frac{(XS)_o}{K_2 [XO]_{eq,a}^2} [XS]_o \right] \right\} \left[e \right. \\
& \left. (-D_M \pi^2 / 4h^2) t - \exp \left\{ -\frac{1.6}{WMe} As \left(k'_{O,inc} + \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right) t \right\} - \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{WMe} / \right. \\
& \left. \left[\frac{1.6}{WMe} As \left(k'_{O,inc} + \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right) - D_M \pi^2 / 4h^2 \right] \right\} \left\{ As \right. \\
& \left. \frac{k''_O k''_{FeO} K_1}{k''_O [XO]_{eq,a} + k''_{FeO} K_1} \left[\frac{(XS)_o [XO]_{eq,a} - [XS]_o}{K_1} \right] - As \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right. \\
& \left. \left[\frac{(X_{FeO})_o}{K_2} [XO]_{eq,a} \right] + As \frac{k''_{MnO} k''_{Mn}}{k''_{Mn} + K_2 [XO]_{eq,a} + k''_{MnO}} \left\{ K_2 [XO]_{eq,a} \right. \right. \\
& \left. \left. [XMn]_o - (XMn)_o \right\} \right\} \left[e \left(-D_M \pi^2 / 4h^2 \right) t - \exp \left\{ -\frac{1.6}{WMe} As \left(k'_{O,inc} + \right. \right. \right. \\
& \left. \left. \frac{k''_O k''_{FeO} K_2}{k''_O + k''_{FeO} K_2} \right) t \right\} \dots (1.26')
\end{aligned}$$

También puede emplearse la expresión equivalente dada por:

$$[XO]_t = [XO]_0 \left(e^{-C_4 t} \right) + [XO]_{eq,t} \left(1 - e^{-C_4 t} \right) - \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{C_4 - D_M \pi^2 / 4h^2}$$

$$\frac{1.6}{WM_0} \left\{ -J_S^0 + J_{Mn}^0 + J_C^0 + 2J_{Si}^0 \right\} \left(e^{(-D_M \pi^2 / 4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right) - \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{1}{C_4 - D_{SL} \pi^2 / 4h^2} \frac{1.6}{WM_0} \left\{ -J_{CoS}^0 - J_{MnO}^0 - J_{FeO}^0 \right\} \left(e^{(-D_{SL} \pi^2 / 4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right)$$

..... (I.26'')

donde $J_i^0 = J_S$ a $t = 0$

La simplificación más grande que puede efectuarse en la ec. (I.26) es la de considerar que las fases están bien mezcladas en todo tiempo, es decir, que $D_M \rightarrow \infty$ y $D_{SL} \rightarrow \infty$, y que las resistencias a todos los procesos de transferencia sean tan grandes que prácticamente no se efectue ninguna reoxidación ni desoxidación a no ser por la reacción con el aluminio, es decir, $Cl \rightarrow O$. Al considerar estas condiciones se llega a la ecuación comunmente empleada en la literatura, dada por:

$$[XO]_t = [XO]_0 \left[e^{-1.6A_0skot/Vm_0} \right] + [XO]_{eq,t} \left[1 - e^{-1.6A_0skot/Vm_0} \right] \dots (I.26''')$$

Por otro lado, el proceso de desulfuración se describe por la ecuación:

$$J_s = A_s K_{ov,s} \left[[XS]_b - \frac{[XO]_i (XS)_b}{K_i} \right] \quad (1.8)$$

en la que se ha considerado que $[XO]_{e,i} \approx [XO]_i$

Al sustituir (1.5) en (1.8'), se obtiene:

$$\frac{d}{dt} [XS]_i = - \frac{3.2}{W M_e} A_s K_{ov,s} \left[[XS]_b - \frac{[XO]_i (XS)_b}{K_i} \right] \quad (1.27)$$

y al plantear la ecuación diferencial a resolver, ésta tendrá la forma siguiente:

$$\frac{d}{dt} [XS]_i + \lambda [XS]_i = \frac{\lambda [XO]_i (XS)_b}{K_i} \quad (1.28)$$

$$\text{donde } \lambda = \frac{3.2 A_s K_{ov,s}}{W M_e}$$

la solución de esta ecuación es idéntica a la se presenta en el modelo de desoxidación en la ecuación (1.25) que en este caso está dada por:

$$[XS]_i = a e^{-\lambda t} + e^{-\lambda t} \int_0^t e^{\lambda t} \phi(t) dt \quad (1.29)$$

$$\text{donde } \phi(t) = \frac{\lambda [XO]_i (XS)_b}{K_i}$$

Al definir INT en una forma equivalente a aquella que se obtuvo en la desoxidación como:

$$INT = \int_0^t e^{\lambda t} \phi(t) dt$$

y al sustituir en ésta las ecuaciones (1.26) y para el caso de $(XS)_b$ la ecuación (1.6), se obtiene la siguiente expresión:

$$INT = \int_0^t \frac{\lambda}{K_i} e^{-\lambda t} \left\{ (XS)_0 + \left\{ (XS)_e - (XS)_0 \right\} \left[1 - \frac{B}{\pi^2} e^{-D_s \pi^2 t / 4H^2} \right] \right\} \left\{ [XO]_0 \left[e^{-C_d t} \right] + [XO]_{e,i} \left[1 - e^{-C_d t} \right] + \frac{B}{\pi^2} \frac{1}{C_d - D_s \pi^2 / 4H^2} \left\{ C_d \left[\right. \right. \right.$$

$$\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2}}{K_1} - [XS]_0 \left\{ C_6 \left[\frac{(XMnO)_0}{K_9 [XO]_{eq,2}} - [XMn]_0 \right] + C_7 \left[\frac{PCO}{K_4 [XO]_{eq,2}} \right. \right. \\ \left. \left. [XC]_0 \right\} + C_9 \left[\frac{(XS_1O_2)_0}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} [XS]_0 \right] \right\} \left[e^{(-DM\Gamma^2/4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \\ \frac{1}{C_4 - DsL\Gamma^2/4h^2} \left\{ C_2 \left[\frac{[XS]_0 K_1}{[XO]_{eq,2}} - (XS)_0 \right] - C_3 \left\{ K_2 [XO]_{eq,1} - (XFeO)_0 \right\} \right. \\ \left. - C_5 \left\{ K_3 [XO]_{eq,3} [XMn]_0 - (XMnO)_0 \right\} \right\} \left[e^{(-Dsl\Gamma^2/4h^2)t} - e^{-C_4 t} \right] \Bigg\} dt \\ \dots (1.30)$$

Para proceder a la evaluación de INT se desarrollan los términos de la ecuación como sigue:

$$INT = \int_0^{t'} [XO]_0 \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS)_0 \left(e^{(\lambda - C_4)t} \right) - \frac{B \lambda}{\pi^2 K_1} \left\{ (XS)_0 - (XS)_0 \right\} e^{(-C_4 - DsL\Gamma^2/4h^2)t} \right] dt \\ + \int_0^{t'} [XO]_{eq,1} \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS)_0 \left(e^{(\lambda - C_4)t} - e^{(-C_4 - DsL\Gamma^2/4h^2)t} \right) - \frac{B \lambda}{\pi^2 K_1} \left\{ (XS)_0 - (XS)_0 \right\} \left(e^{(\lambda - DsL\Gamma^2/4h^2)t} - e^{(\lambda - C_4 - DsL\Gamma^2/4h^2)t} \right) \right] dt \\ - \int_0^{t'} \rho \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS)_0 \left(e^{(\lambda - C_4)t} \right) - \frac{B \lambda}{\pi^2 K_1} \left\{ (XS)_0 - (XS)_0 \right\} e^{(\lambda - C_4 - DsL\Gamma^2/4h^2)t} \right] dt \\ + \int_0^{t'} \rho \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS)_0 \left(e^{(\lambda - DM\Gamma^2/4h^2)t} \right) - \frac{B \lambda}{\pi^2 K_1} \left\{ (XS)_0 - (XS)_0 \right\} e^{(\lambda - DM\Gamma^2/4h^2)t} \right] dt$$

$$\begin{aligned}
 & (\lambda - D_M \Pi^2 / 4h^2 - D_S L \Pi^2 / 4h^2) t \Big] dt + \int_0^t \delta \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS) \bullet \left(e^{(\lambda - C_4)t} \right) \right. \\
 & \left. \frac{B \lambda}{\Pi^2 K_1} \{ (XS) \bullet - (XS)_0 \} e^{(\lambda - C_4 - D_M L \Pi^2 / 4h^2) t} \right] dt - \int_0^t \delta \left[\frac{\lambda}{K_1} (XS) \bullet \right. \\
 & \left. e^{(\lambda - D_M L \Pi^2 / 4h^2) t} - \frac{B \lambda}{\Pi^2 K_1} \{ (XS) \bullet - (XS)_0 \} e^{(\lambda - D_M L \Pi^2 / 4h^2) t} \right] dt \\
 & \dots \dots \dots (I.31)
 \end{aligned}$$

donde se ha tomado a β como:

$$\begin{aligned}
 \beta = & \frac{B}{\Pi^2} \frac{1}{C_4 - D_M L \Pi^2 / 4h^2} \left\{ C_1 \left[\frac{(XS)_0 [XO]_{eq, \beta}}{K_1} - [XS]_0 \right] - C_6 \left[\right. \right. \\
 & \left. \left. \frac{(X_{MnO})_0}{K_6 [XO]_{eq, \beta}} - [XMn]_0 \right] \right\} + C_7 \left[\frac{P_{Co}}{K_4 [XO]_{eq, \beta}} [XC]_0 \right] + C_9 \left[\right. \\
 & \left. \frac{(X_{SiO_2})_0}{K_6 [XO]_{eq, \beta}} [XSi]_0 \right] \Big\}
 \end{aligned}$$

y se ha considerado a δ como:

$$\begin{aligned}
 \delta = & \frac{B}{\Pi^2} \frac{1}{C_4 - D_M L \Pi^2 / 4h^2} \left\{ C_2 \left[\frac{[XS]_0 K_1}{[XO]_{eq, \beta}} - (XS)_0 \right] - C_3 \{ K_2 [XO]_{eq, \beta} - \right. \\
 & \left. (XFe)_0 \} - C_5 \{ K_3 [XO]_{eq, \beta} [XMn]_0 - (X_{MnO})_0 \} \right\}
 \end{aligned}$$

Es claro ver que la forma de INT para la desulfuración es semejante a la de desoxidación, por ello la integración es similar. Ahora bien, efectuando la integración se obtiene:

$$INT = \left([XO]_0 - [XO]_{eq, \beta} - \beta + \delta \right) \left\{ \frac{\lambda (XS) \bullet}{K_1 (\lambda - C_4)} \left(e^{(\lambda - C_4)t} \right) + \frac{B}{\Pi^2} \right.$$

$$\frac{\lambda \{ (XS)_\infty - (XS)_0 \}}{K_1 \left[\lambda - C_4 - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{(\lambda - C_4 - D_{SL} \pi^2 / 4h^2)t} \right\} + [XO]_{eq,1} \left\{ \frac{(XS)_\infty}{K_1} \right.$$

$$\left. \left(e^{-\lambda t} \right) - \frac{B}{\pi^2} \frac{\lambda \{ (XS)_\infty - (XS)_0 \}}{K_1 \left[\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{(\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2)t} \right\} \right\} +$$

$$\frac{\lambda (XS)_\infty \beta}{K_1 \left[\lambda - D_M \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{(\lambda - D_M \pi^2 / 4h^2)t} \right\} - \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{\lambda \{ (XS)_\infty - (XS)_0 \} \beta}{K_1 \left[\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 - D_M \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{(\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 - D_M \pi^2 / 4h^2)t} \right\} -$$

$$\frac{\lambda (XS)_\infty \delta}{K_1 \left[\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{(\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2)t} \right\} + \frac{B}{\pi^2} \frac{\lambda \{ (XS)_\infty - (XS)_0 \} \delta}{K_1 \left[\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 \right]}$$

$$\left\{ e^{(\lambda - D_{SL} \pi^2 / 4h^2)t} \right\} \dots (I.32)$$

La condición límite bajo la cual se evalúa a en la ecuación (I.29) es:

$$[XS]_1 = [XS]_0 \quad \text{cuando } t = 0$$

se evalúa a, y entonces se llega al resultado siguiente:

$$[XS]_1 = [XS]_0 e^{-\lambda t} - \left\{ [XO]_0 - [XO]_{eq,1} - \beta + \delta \right\} \left\{ \frac{\lambda (XS)_\infty}{K_1 \left[\lambda - C_4 \right]} \right.$$

$$\left. \left(e^{-\lambda t} - e^{-C_4 t} \right) - \frac{B}{\pi^2} \frac{\lambda \{ (XS)_\infty - (XS)_0 \}}{K_1 \left[\lambda - C_4 - D_{SL} \pi^2 / 4h^2 \right]} \left\{ e^{-\lambda t} - \right.$$

$$\begin{aligned}
& \left. e^{-(\lambda - D_{DL}\pi^2/4h^2)t} \right\} - [XO]_{eq,d} \left\{ - \frac{(XB)_0}{K_1} \left[1 - e^{-\lambda t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \right. \\
& \left. \frac{\lambda \{ (XB)_0 - (XB)_0 \}}{K_1 \left(\lambda - D_{DL}\pi^2/4h^2 \right)} \left[e^{-\lambda t} - e^{-(D_{DL}\pi^2/4h^2)t} \right] \right\} + \\
& \frac{\lambda (XB)_0 \beta}{K_1 \left(\lambda - D_M \pi^2/4M^2 \right)} \left\{ e^{-\lambda t} - e^{-(D_M \pi^2/4M^2)t} \right\} - \frac{B}{\pi^2} \\
& \frac{\lambda \{ (XB)_0 - (XB)_0 \} \beta}{K_1 \left(\lambda - D_{DL}\pi^2/4h^2 - D_M \pi^2/4M^2 \right)} \left\{ e^{-\lambda t} - e^{-(D_{DL}\pi^2/4h^2 - D_M \pi^2/4M^2)t} \right\} - \\
& \frac{\lambda (XB)_0 \delta}{K_1 \left(\lambda - D_{DL}\pi^2/4h^2 \right)} \left\{ e^{-\lambda t} - e^{-(D_{DL}\pi^2/4h^2)t} \right\} + \frac{B}{\pi^2} \\
& \frac{\lambda \{ (XB)_0 - (XB)_0 \} \delta}{K_1 \left(\lambda - D_{DL}\pi^2/4h^2 \right)} \left\{ e^{-\lambda t} - e^{-(D_{DL}\pi^2/4h^2)t} \right\} \quad \dots (1.32)
\end{aligned}$$

De igual manera que para el caso de la desoxidación, la ecuación (1.32) puede rearrreglarse para mayor entendimiento de las variables que juegan un papel importante de la forma siguiente:

$$\begin{aligned}
[XB]_t = [XB]_0 e^{-\lambda t} - \left[[XO]_0 - [XO]_{eq,d} - \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{W M^2} / \left[\frac{1.6}{W M^2} A_s \left(\right. \right. \right. \\
\left. \left. \left. k'_{O,inc} + \frac{k'_{O,FeO} K_2}{k'_{FeO} K_1} \right) - D_M \pi^2/4M^2 \right] \left\{ A_s \frac{k'_{CaS} K_2}{k'_{CaS} [XO]_{eq,d} + k'_{CaS} K_1} \right\} \right]
\end{aligned}$$

$$\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_1} \left. \right\} + As \frac{k_{MnO}^{'''} k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_2 [XO]_{eq,2} k_{MnO}^{'''}} \{ K_2 [XO]_{eq,2}$$

$$[XMn]_0 - (XMn)_0 \} - Abb k_c' \left[\frac{P_{CO}}{K_2 [XO]_{eq,2}} [XC]_0 \right] - 2 As k_{st}' \left[$$

$$\frac{(X_{MnO_2})_0}{K_2 [XO]_{eq,2}^2} [XS]_0 \right] \left. \right\} + \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{M_{Me}} / \left[\frac{1.6}{M_{Me}} As \left[k_{O,inc}' + \frac{k_{FeO}^{'''} K_2}{k_{FeO}'' k_{FeO}'} \right] -$$

$$D_{Me} \pi^2 / 4h^2 \right] \left\{ As \frac{k_{Ca}^{'''} k_{Ca}^{''} K_1}{k_{Ca}'' [XO]_{eq,2} + k_{Ca}^{'''} K_1} \left[\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_1} \right] - As$$

$$\frac{k_{FeO}'' k_{FeO}^{'''} K_2}{k_{FeO}'' + k_{FeO}^{'''} K_2} \left[\frac{(X_{FeO})_0}{K_2} [XO]_{eq,2} \right] + As \frac{k_{MnO}^{'''} k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_2 [XO]_{eq,2} k_{MnO}^{'''}} \{ K_2$$

$$[XO]_{eq,2} [XMn]_0 - (XMn)_0 \} \left. \right\} \left[\frac{\lambda (XS)_0}{K_1 (\lambda - C_d)} \left(e^{-\lambda t} - e^{-C_d t} \right) - \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{\lambda \{ (XS)_0 - (XS) \}}{K_1 (\lambda - C_d - D_{Me} \pi^2 / 4h^2)} \left(e^{-\lambda t} - e^{-(C_d - D_{Me} \pi^2 / 4h^2) t} \right) \right] - [XO]_{eq,2} \left\{ -$$

$$\frac{(XS)_0}{K_1} \left[1 - e^{-\lambda t} \right] - \frac{B}{\pi^2} \frac{\lambda \{ (XS)_0 - (XS) \}}{K_1 (\lambda - D_{Me} \pi^2 / 4h^2)} \left[e^{-\lambda t} -$$

$$e^{-(D_{Me} \pi^2 / 4h^2) t} \right] \left. \right\} + \frac{\lambda (XS)_0}{K_1 (\lambda - D_{Me} \pi^2 / 4h^2)} \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{M_{Me}} / \left[\frac{1.6}{M_{Me}} As \left[$$

$$k_{O,inc}' + \frac{k_{FeO}^{'''} k_{FeO}'' K_2}{k_{FeO}'' + k_{FeO}^{'''} K_2} \right] - D_{Me} \pi^2 / 4h^2 \left. \right\} \left\{ As \frac{k_{Ca}^{'''} k_{Ca}^{''} K_1}{k_{Ca}'' [XO]_{eq,2} + k_{Ca}^{'''} K_1} \left[$$

$$\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_1} \right] + As \frac{k_{MnO}^{'''} k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_2 [XO]_{eq,2} k_{MnO}^{'''}} \{ K_2 [XO]_{eq,2}$$

$$[X_{Mn}]_0 - (X_{Mn})_0 - \text{Abb } k_c' \left[\frac{P_{CO}}{K_4 [XO]_{eq,2}} [XC]_0 \right] - 2 \text{ As } k_{s1}' \left[\frac{(X_{SiO_2})_0}{K_6 [XO]_{eq,2}} [XSi]_0 \right] \left\{ e^{-\lambda t} - e^{(-D_{Mn} \pi^2 / 4h^2 - \lambda) t} \right\} - \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{\lambda \{ (XS)^* - (XS)_0 \}}{K_1 \left[\lambda - D_{Si} \pi^2 / 4h^2 - D_{Mn} \pi^2 / 4H^2 \right]} \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{W_{Me}} / \left[\frac{1.6}{W_{Me}} \text{ As } \left[k_{O,inc}' + \frac{k_O' k_{FeO}'' K_2}{k_{FeO}'' K_2} \right] - D_{Mn} \pi^2 / 4H^2 \right] \left\{ \text{As } \frac{k_{MnO}'' k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_5 [XO]_{eq,2} k_{MnO}''} \left[K_6 [XO]_{eq,2} \frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_1} \right] + \text{As } \frac{k_{MnO}'' k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_5 [XO]_{eq,2} k_{MnO}''} \left[K_6 [XO]_{eq,2} \right. \right.$$

$$[X_{Mn}]_0 - (X_{Mn})_0 - \text{Abb } k_c' \left[\frac{P_{CO}}{K_4 [XO]_{eq,2}} [XC]_0 \right] - 2 \text{ As } k_{s1}' \left[\frac{(X_{SiO_2})_0}{K_6 [XO]_{eq,2}} [XSi]_0 \right] \left\{ e^{-\lambda t} - e^{(-D_{Si} \pi^2 / 4h^2 - D_{Mn} \pi^2 / 4H^2) t} \right\} -$$

$$\frac{\lambda (XS)^*}{K_1 \left[\lambda - D_{Si} \pi^2 / 4h^2 \right]} \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{W_{Me}} / \left[\frac{1.6}{W_{Me}} \text{ As } \left[k_{O,inc}' + \frac{k_O' k_{FeO}'' K_2}{k_{FeO}'' K_2} \right] - D_{Si} \pi^2 / 4h^2 \right] \left\{ \text{As } \frac{k_{MnO}'' k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_5 [XO]_{eq,2} k_{MnO}''} \left[\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,2} - [XS]_0}{K_1} \right] - \text{As} \right.$$

$$\frac{k_O' k_{FeO}'' K_2}{k_{FeO}'' + k_{FeO}'' K_2} \left[\frac{(X_{FeO})_0}{K_2} [XO]_{eq,2} \right] + \text{As } \frac{k_{MnO}'' k_{Mn}'}{k_{Mn}'' + K_5 [XO]_{eq,2} k_{MnO}''} \left[K_6 [XO]_{eq,2} [X_{Mn}]_0 - (X_{Mn})_0 \right] \left\{ e^{-\lambda t} - e^{(-D_{Si} \pi^2 / 4h^2 - \lambda) t} \right\} + \frac{B}{\pi^2}$$

$$\frac{\lambda \{ (XS)^* - (XS)_0 \}}{K_1 \left[\lambda - D_{Si} \pi^2 / 4h^2 \right]} \frac{B}{\pi^2} \frac{1.6}{W_{Me}} / \left[\frac{1.6}{W_{Me}} \text{ As } \left[k_{O,inc}' + \frac{k_O' k_{FeO}'' K_2}{k_{FeO}'' K_2} \right] -$$

$$\left. \frac{D_{SL} \Gamma^2 / 4h^2 \right] \left\{ As \frac{k_S^* k_{CaS}^{**} K_1}{k_S^* [XO]_{eq,s} + k_{CaS}^{**} K_1} \left[\frac{(XS)_0 [XO]_{eq,s} - [XS]_0}{K_1} \right] - As \frac{k_O^* k_{FeO}^{**} K_2}{k_O^* + k_{FeO}^{**} K_2} \left[\frac{(XFeO)_0}{K_2} - [XO]_{eq,s} \right] + As \frac{k_{MnO}^{**} k_{Mn}^*}{k_{Mn}^* + K_3 [XO]_{eq,s}} \frac{k_{Mn}^{**}}{k_{Mn}^*} \left[\frac{(XMn)_0 - (XMn)_0}{K_3} - [XO]_{eq,s} \right] \right\} \left(e^{-\lambda t} - e^{-(D_{SL} \Gamma^2 / 4h^2) t} \right)$$

..... (I.32)

De la misma manera que en la desoxidación, podría simplificarse (I.32) si consideramos que $D_M \rightarrow \infty$, $D_{SL} \rightarrow \infty$, y $C_i \rightarrow 0$ para obtener la ecuación de desulfuración que frecuentemente se cita en la literatura como:

$$[XS]_t = [XS]_0 \left[e^{-2.2Ask_{ov,s}^{**} L^2 / Vme} \right] + [XS]_{eq,s} \left[1 - e^{-2.2Ask_{ov,s}^{**} L^2 / Vme} \right] \quad \text{..... (I.33)}$$

COMPOSICION DE ELEMENTOS ALEANTES EN EL METAL.

Debido a los procesos de desoxidación y de desulfuración, los elementos aleantes presentes en el acero cambian su concentración conforme al tiempo. Para poder predecir estas concentraciones para los elementos afectados directamente por estos procesos es necesario considerar los flujos de materia que entran o salen y de aquí realizar un balance de materiales. Estos cálculos se efectúan al usar la relación siguiente:

$$\frac{d}{dt} [X]_b = - \frac{M_i}{10 W_{Me}} J_i \quad \text{(III.1)}$$

Los elementos que toma en consideración el modelo son Mn, C, Si y Al. Cabe mencionar que en las siguientes ecuaciones que se plantean el porcentaje de oxígeno en equilibrio de cada una de las interfases en cuestión está dado por el contenido real de oxígeno en el seno del metal en cualquier tiempo anterior a aquel que se está considerando desde el punto de vista cinético. Sin embargo, este contenido de oxígeno se expresa con la nomenclatura respectiva para cada uno de los casos con el objeto de no perder de vista la naturaleza de los equilibrios involucrados. De aquí que las expresiones de flujo masico de estas especies sean las siguientes:

$$J_{Mn} = A_b K_{Ov, MnO} \left[K_6 [XO]_{eq,2} [XMn]_b - (XMn)_b \right] \quad (3.4)$$

$$J_c = A_b k'_c \left[[XC]_b - \frac{P_{Co}}{K_4 [XO]_{eq,1}} \right] \quad (4.4)$$

$$J_{Si} = A_b k_{Si} \left[[XSi]_b - \frac{(XSiO_2)_o}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} \right] \quad (6.2)$$

$$J_{Al} = A_b k'_{Al} \left[[XAl]_b - \frac{(XAl_2O_3)_o^{1/2}}{K_5^{1/2} [XO]_b^{3/2}} \right] \quad (5.3)$$

Al sustituir (III.1) en cada una de las ecuaciones anteriores se obtienen las ecuaciones siguientes:

$$\frac{d}{dt} [XMn]_b = 3.43 K_6 [XO]_{eq,2} C_0 \left\{ \frac{(XMn)_b}{K_6 [XO]_{eq,2}} - [XMn]_b \right\} \quad (III.2)$$

$$\frac{d}{dt} [XC]_b = -0.75 C_7 \left[[XC]_b - \frac{P_{Co}}{K_4 [XO]_{eq,1}} \right] \quad (III.3)$$

$$\frac{d}{dt} [XSi]_b = -1.75 \frac{Co}{2} \left[[XSi]_b - \frac{(XSi_2O_3)_0}{K_6 [XO]_{eq,2}^2} \right] \quad (III.4)$$

$$\frac{d}{dt} [XAl]_b = -\frac{2.7}{M_{Mn}} As k'_{Al} \left[[XAl]_b - \frac{(XAl_2O_3)_0^{1/2}}{K_5^{1/2} [XO]_{eq,2}^{1/2}} \right] \quad (III.5)$$

Se puede observar que las tres últimas ecuaciones se resuelven fácilmente. Sin embargo la ecuación (III.2) no es fácil de resolver ya que involucra dos especies que cambian en función del tiempo (MnO y Mn). Para encontrar su solución se hace un análisis de las resistencias a la transferencia de masa de manganeso y así poder hacer simplificaciones a esta ecuación. Si consideramos la forma de $K_{ov,MnO}$ como:

$$K_{ov,MnO} = \frac{1}{\frac{1}{k''_{MnO}} + \frac{K_2 [XO]_{eq,2}}{k'_{Mn}}} = \frac{k''_{MnO} k'_{Mn}}{k'_{Mn} + K_2 [XO]_{eq,2} k''_{MnO}} \quad (3.5)$$

Así mediante los cálculos termodinámicos se puede ver que K_2 es del orden de magnitud de 10, $[XO]_{eq,2}$ del orden de 10^{-3} . Por otro lado, según Kim y Fruehan⁽⁶⁰⁾ la relación de coeficientes de transferencia de masa $k''_{MnO}/k'_{Mn} \approx 0.1 - 1$, por lo tanto $k''_{MnO}/k'_{Mn} \approx 3 - 30$. Si consideramos que $k''_{MnO} \approx k'_{Mn}$ esto implica que $k''_{MnO}/k'_{Mn} \approx 30$ y al sustituir este valor en (3.5) tenemos:

$$K_{ov,MnO} = \frac{1}{\frac{1}{k''_{MnO}} + 10 \cdot 10^{-3} \frac{30}{k''_{MnO}}} = \frac{1}{\frac{1}{k''_{MnO}} + \frac{0.3}{k''_{MnO}}} = 0.8 k''_{MnO}$$

De aquí que se puede concluir que la mayor resistencia al flujo de manganeso se debe al efecto del MnO en la escoria. Puede notarse también que en cualquier caso real $k''_{MnO} \rightarrow k_{ov,MnO}$ aun más de lo que se refleja en este cálculo pues en él se ha considerado la mayor contribución posible de la resistencia del manganeso del lado del metal. Por lo tanto la resistencia al flujo de manganeso del lado del

metal puede considerarse despreciable.

Si se quiere conocer $(X_{Mn})_b$ en función de $[X_{Mn}]_b$ sólo se necesita considerar un balance de materia como el siguiente:

$$-dn_{i,M} = dn_{OXi,b}$$

y de aquí se llega a obtener:

$$\frac{10W_{Me}}{M_i} d[X_i] = 10 W_s \left[\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}} \right] d(X_{OXj})$$

donde $\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}}$ se ha considerado constante pues la variación de la fracción molar de las especies en la escoria es muy pequeña, e integrando se tiene la ecuación siguiente:

$$- \frac{W_{Me}}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}} \right] W_s M_i} \left\{ [X_i]_b - [X_i]_o \right\} = (X_{OXi})_b - (X_{OXi})_o$$

finalmente, se tiene:

$$(X_{OXi})_b = (X_{OXi})_o - \frac{W_{Me}}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}} \right] W_s M_i} [X_i]_b +$$

$$\frac{W_{Me}}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}} \right] W_s M_i} [X_i]_o$$

de tal forma que este resultado tiene la forma de:

$$(X_{OXi})_b = (X_{OXi})_o - \rho_{OXi} [X_i]_b + \rho_{OXi} [X_i]_o \quad (III.6)$$

$$\text{donde } \rho_{OXi} = \frac{W_{Me}}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(X_{OXj})}{M_{OXj}} \right] W_s M_i}$$

Al aplicar (III.6) al caso del manganeso se tiene:

$$(X_{Mn})_b = (X_{Mn})_o + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b - \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_o$$

Al sustituir las condiciones establecidas en la ecuación (III.2)

se tiene:

$$\frac{d}{dt} [X_{Mn}]_b = 3.43 Cs' \left\{ (X_{Mn})_o + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b - \left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right] \right\}$$

y al integrar esta ecuación se tiene el resultado siguiente:

$$\int_{(X_{Mn})_o}^{(X_{Mn})_b} \frac{d[X_{Mn}]_b}{(X_{Mn})_o + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b - \left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right] [X_{Mn}]_b} = 3.43 \int_0^t Cs' dt$$

$$- \frac{1}{\left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right]}$$

$$\ln \left\{ \frac{(X_{Mn})_o + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b - \left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right]}{(X_{Mn})_o - K_3 [XO]_{eq,3} [X_{Mn}]_o} \right\} = 3.43 Cs' t$$

Finalmente se obtiene (III.7):

$$[X_{Mn}]_b = \frac{(X_{Mn})_o + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_o}{\left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right]}$$

$$\frac{(X_{Mn})_o - K_3 [XO]_{eq,3} [X_{Mn}]_o}{\left[K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b \right]} e^{-Cs' (K_3 [XO]_{eq,3} + \Omega_{Mn} [X_{Mn}]_b) t} \dots \dots (III.7)$$

donde $Cs' = \frac{1.6}{M_{Me}} As \frac{k''}{M_{Mn}}$

Si se resuelven también las ecuaciones (III.3), (III.4) y (III.5) se llega a obtener III.8,9 y 10

$$[XC]_b = \frac{P_{Co}}{K_4 [XO]_{eq,1}} + \left[[XC]_o - \frac{P_{Co}}{K_4 [XO]_{eq,1}} \right] e^{-0.75Cs't} \quad (III.8)$$

$$[X_{Si}]_t = \frac{(X_{Si} \cdot O_2)_0}{1 + [XO]_t^2} \left[[X_{Si}]_0 - \frac{(X_{Si} \cdot O_2)_0}{1 + [XO]_t^2} \right] \quad \dots (III.9)$$

$$[X_{Al}]_t = \frac{(X_{Al} \cdot O_3)_0}{k_3^2 + [XO]_t^2} \left[[X_{Al}]_0 - \frac{(X_{Al} \cdot O_3)_0}{k_3^2 + [XO]_t^2} \right] \quad \dots (III.10)$$

$e^{-2.743k_{Al}^2 \cdot t}$

COMPOSICION DE ESPECIES PRESENTES EN LA ESCORIA.

Nos interesa conocer la composición de FeO, MnO y S en función del tiempo de proceso.

Para el caso del FeO en la escoria, la solución de la ecuación (2.3) es impráctica si se considera el [XO] como función del tiempo, ya que la expresión sería muy compleja, sin llegar a obtener un mayor grado de exactitud. Sin embargo, los análisis de escorias no son lo suficientemente exactos, así que para fines prácticos se emplea la siguiente ecuación:

$$J_{FeO} = -As \cdot k_{FeO}^* \left[(X_{FeO})_t - k_2 [XO]_{t,3} \right] \quad (IV.1)$$

La relación de J_{FeO} con $(X_{FeO})_t$ es:

$$J_{FeO} = N_1 \cdot \frac{d}{dt} (X_{FeO})_t = -10 N_1 \left[\sum_{i=1}^N \frac{(XO)_i}{(No)_i} \right] \frac{d}{dt} (X_{FeO})_t \quad (IV.2)$$

Al sustituir esta última en (IV.1) y reorganizando se obtiene:

$$\int_{(X_{FeO})_0}^{(X_{FeO})_b} \frac{d(X_{FeO})_b}{(X_{FeO})_b - K_2[XO]_{eq,i}} = - \left\{ 1 / 10 W_s \left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{x,j})}{M_{Ox,j}} \right] \right\} As k_{FeO}'' \int_0^t dt$$

y al evaluar los terminos de esta ultima llegamos a obtener la siguiente expresion:

$$\ln \left\{ \frac{(X_{FeO})_b - K_2[XO]_{eq,i}}{(X_{FeO})_0 - K_2[XO]_{eq,i}} \right\} = - \left\{ 10 W_s \left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{x,j})}{M_{Ox,j}} \right] \right\} As k_{FeO}'' t$$

(IV.3)

y al resolver para $(X_{FeO})_b$, se obtiene:

$$(X_{FeO})_b = -K_2[XO]_{eq,i} + \left\{ (X_{FeO})_0 - K_2[XO]_{eq,i} \exp \left[- \left\{ 1 / 10 W_s \left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{x,j})}{M_{Ox,j}} \right] \right\} As k_{FeO}'' t \right] \right\} \dots (IV.4)$$

La ecuacion (IV.4) en funcion de (X_{FeO}) esta dada por:

$$(X_{FeO})_b = \frac{(X_{FeO})_0}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{x,j})}{M_{Ox,j}} \right] M_{FeO}}$$

Por lo tanto

$$J_{FeO} = - As k_{FeO}'' \left[\frac{(X_{FeO})_0}{\left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{x,j})}{M_{Ox,j}} \right] M_{FeO}} - K_2[XO]_{eq,i} \right]$$

Por otro lado si

$$J_{FeO} = \frac{10 W_s}{M_{FeO}} \frac{d}{dt} (X_{FeO})_b$$

se obtiene

$$\int_{(MFeO)_0}^{(MFeO)_b} \left[\frac{d(MFeO)_b}{\left(\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right) MFeO} - \frac{As k''_{FeO}}{10 Ws} \sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right] dt$$

$$\ln \left[\frac{\left(\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right) MFeO - K_2 [XO]_{eq,t}}{\left(\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right) MFeO - K_2 [XO]_{eq,t}} \right] =$$

$$\frac{As k''_{FeO}}{10 Ws} \sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} t$$

y finalmente se resultado que se obtiene es:

$$(MFeO)_b = K_2 [XO]_{eq,t} MFeO \left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right] + \left\{ (MFeO)_0 - K_2 [XO]_{eq,t} MFeO \left[\sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} \right] \right\} \exp \left\{ - \frac{As k''_{FeO}}{10 Ws} \sum_{j=1}^N \frac{(XO_{xj})}{MO_{xj}} t \right\} \dots (IV.5)$$

La función que describe el potencial de óxido de manganeso en la escoria en relación al tiempo de proceso se puede obtener al realizar un balance de materia similar a los efectuados anteriormente.

La ecuación que se emplea es:

$$-\frac{d}{dt} (X_{Ox}) = \frac{W_{MnO}}{\sum_{j=1}^N \frac{(X_{Ox_j})}{M_{Ox_j}}} W_s M_i \frac{d}{dt} [X_i] \quad (IV.6)$$

así que derivando a la ecuación (III.7) respecto al tiempo, se se obtiene la ecuación (IV.7):

$$\frac{d}{dt} [X_{Mn}]_b = 3.43 C_0' \left\{ (X_{Mn})_0 - \Omega_{MnO} [X_{Mn}]_0 - \left[K_2 [X_O]_{eq,2} - \Omega_{MnO} \right] [X_{Mn}]_0 \right\} e^{-3.43 C_0' (K_2 [X_O]_{eq,2} + \Omega_{MnO}) t} \dots (IV.7)$$

Al sustituir esta última ecuación (IV.7) en la ecuación (IV.6) se obtiene la ecuación que a continuación se muestra:

$$-\frac{d}{dt} (X_{MnO})_b = \Omega_{MnO} \frac{d}{dt} [X_{Mn}]_b = 3.43 \Omega_{MnO} \left\{ (X_{MnO})_0 - K_2 [X_O]_{eq,2} [X_{Mn}]_0 \right\} C_0' e^{-3.43 C_0' (K_2 [X_O]_{eq,2} + \Omega_{MnO}) t} \dots (IV.8)$$

y si se integra esta ecuación para obtener como resultado:

$$(X_{MnO})_b = (X_{MnO})_0 - \frac{\Omega_{MnO} \left\{ (X_{MnO})_0 - K_2 [X_O]_{eq,2} [X_{Mn}]_0 \right\}}{K_2 [X_O]_{eq,2} + \Omega_{MnO}} \left\{ 1 - e^{-3.43 C_0' (K_2 [X_O]_{eq,2} + \Omega_{MnO}) t} \right\} \quad (IV.9)$$

Los resultados que se obtienen en los análisis químicos de escorias se dan generalmente como porcentajes, esto hace deseable el que se emplee una ecuación que represente las concentraciones del óxido de manganeso en concentración en porcentos, y para ese fin se utiliza la ecuación siguiente:

$$\frac{d}{dt} (X_{O_{41}}) = - \frac{M_{Ox1}}{R_i} - \frac{W_{Me}}{W_s} \frac{d}{dt} [X_i] \quad (IV.10)$$

Ahora bien, al sustituir la ecuación (IV.7) en la ecuación (IV.10) considerando que $O_{41} = MnO$ y que $i = Mn$, se obtiene la ecuación:

$$\frac{d}{dt} (XMnO)_b = - \frac{M_{MnO}}{M_{Mn}} \frac{W_{Me}}{W_s} \frac{d}{dt} [XMn] = -3.43 C_s \frac{M_{MnO}}{M_{Mn}} \frac{W_{Me}}{W_s} \left\{ (XMnO)_o - K_a [XO]_{eq,s} [XMn]_o \right\} e^{-a_s \cdot 49 C_s (K_a [XO]_{eq,s} + \Omega_{MnO}) t} \quad \dots (IV.10')$$

Al integrar la ecuación (IV.10') se consigue expresar la composición del MnO como se menciono anteriormente, y que se representa en la ecuación (IV.11) como sigue:

$$(XMnO)_b = (XMnO)_o - \frac{M_{MnO}}{M_{Mn}} \frac{W_{Me}}{W_s} \left\{ \frac{(XMnO)_o - K_a [XO]_{eq,s} [XMn]_o}{K_a [XO]_{eq,s} + \Omega_{MnO}} \right\} \left[1 - e^{-a_s \cdot 49 C_s (K_a [XO]_{eq,s} + \Omega_{MnO}) t} \right] \quad (IV.11)$$

Por otro lado, el azufre en la escoria se pueda representar con la exactitud requerida mediante la ecuación (17)

$$J_s = A_s k^{m_s} c_{s,s} \left[(S)_b - (S)_o \right] \quad \dots (17)$$

Si se considera que se cumple la relación

$$J_{e2} = - \frac{W_S}{R_S} \frac{d}{dt} (X_S)_t$$

entonces es cierto que se cumple también la ecuación:

$$- \frac{d}{dt} (X_S)_t = \frac{3.2}{W_S} A e^{k t} \cos \left[(X_S)_t - (X_S)_0 \right] \quad (IV.12)$$

al integrar la ecuación (IV.12) se obtiene:

$$\ln \left\{ \frac{(X_S)_t - (X_S)_0}{(X_S)_\infty - (X_S)_0} \right\} = - \frac{3.2}{W_S} A e^{k t} \cos t \quad (IV.13)$$

y finalmente, al despejar $(X_S)_t$ se llega al resultado de la ecuación (IV.14):

$$(X_S)_t = (X_S)_0 \exp \left\{ - \frac{3.2}{W_S} A e^{k t} \cos t \right\} + (X_S)_\infty \left[1 - \exp \left\{ - \frac{3.2}{W_S} A e^{k t} \cos t \right\} \right] \dots (IV.14)$$

LISTA DE LAS VARIABLES EMPLEADAS EN EL MODELO.

J_i	Flujo molar de la especie i (mol/s)
M_i	Masa molar de i (g/gmol)
$M_{Ox,i}$	Masa molar del oxido de i (g/gmol)
M_{Me}	Masa de la carga metálica (Kg)
M_s	Masa de la escoria (Kg)
k_i	Coefficiente de transferencia de masa de i en el metal, convencional $\left[\frac{\text{mol}}{\text{cm}^2 \text{ s}} \times \frac{\text{cm}^3}{\text{mol}} \right] = (\text{cm/s})$
A	Area de la interfase (cm^2)
D_i	Coefficiente de difusión turbulenta de i en el metal (s^{-1})
k'_i	Coefficiente de transferencia de masa de i $\left[\frac{\text{mol}}{\text{cm}^2 \text{ s } \sqrt{\%}} \right]$;
$k''_i = \frac{\rho_M}{100M_i} k_i$	
D_i	Coefficiente de difusión turbulenta de i en el metal, no convencional (cm^2/s)
ρ_M	Densidad del metal en (g/cm^3)
f_i	Coefficiente de actividad henriano de i en el metal
γ_i	Coefficiente de actividad Raultiano de i en la escoria
$K_{i,eq}$	Constante termodinamica del equilibrio)
K_j	Constante aparente del equilibrio)
k''_{CaS}	Coefficiente de transferencia de masa de CaS en la escoria no convencional ; $k''_{\text{CaS}} = \frac{\rho_S}{100M_i} k_{\text{CaS}}$
k''_i	Coefficiente de transferencia de masa de i en la escoria $\left[\frac{\text{mol}}{\text{cm}^2 \text{ s } (\%)} \right]$; $k''_i = \frac{\rho_S}{100} \left[\sum_{i=1}^N \frac{(X_i)}{M_i} \right] k_i$
D_i	Coefficiente de difusión turbulenta de i en la escoria (cm^2/s)

INDICES EMPLEADOS EN EL MODELO

M	Metal
s	Escoria
o _{2i}	Oxido de la especie i
e	Interfase metal - escoria
i	Zona fase - pelicula
e,bb	Interfase metal - burbuja
lne	Interfase metal - escoria + interfase metal - inclusion
1,2,...,6	Número de la reacción en consideración
t	En el seno de la fase, en función del tiempo
c	Condiciones a t = 0

EVALUACION TEORICA DE LOS PARAMETROS CINETICOS.

Cálculo de la Difusividad turbulenta.

El sistema difusivo empleado para el seno del metal es muy parecido al planteado por Ohguchi y Robertson⁽⁶²⁾, y ya que tanto la ecuación de difusión como sus condiciones límite son idénticas, se puede emplear la ecuación:

$$M_m = \frac{0.373}{t_{m,x,m}}$$

válida para el 95% de uniformidad en la concentración. De la misma manera para la escoria se tiene que:

$$M_a = \frac{0.373}{t_{m,x,a}}$$

Ahora bien, de acuerdo con Sano y Mori⁽⁶⁷⁾ y con Murthy y Szekely⁽⁶⁸⁾ la relación logarítmica entre el tiempo de mezclado y la densidad de potencia de agitación es lineal dado un recipiente específico.

Sano y Mori obtuvieron experimentalmente en varios sistemas la relación dada por:

$$t_{m,x,m} = 100 \left\{ \left[\frac{D^2}{H} \right]^2 + \frac{1}{\rho} \right\}^{0.347}$$

Dicha ecuación se apega muy bien a el análisis realizado por Murthy y Szekely mediante la teoría de la turbulencia, quienes obtuvieron:

$$t_{m,x,m} = \frac{80}{\rho^{1/3}} \left\{ \frac{L_v^2}{\rho} \right\}^{1/3}$$

Sin embargo, los tiempos de mezclado aumentan con la presencia de la escoria. Ying⁽⁵¹⁾ reporta un tiempo de mezclado sin escoria dado por:

$$t_{m,x,m} = 86 \rho^{-0.295}$$

mientras que con escoria se reporta un tiempo de mezclado dado por la siguiente relación:

$$t_{m,x,m} = 125 \varepsilon^{-0.289}$$

Fruehan⁽²⁾ mencionó que la densidad de potencia de agitación está dada por:

$$E = 6.18 \times 10^{-3} \text{ QT} \left\{ \left[1 - \frac{273}{T} \right] + \ln \left[\frac{P_{atm} + \rho_m g h M \times 10^{-6}}{P_{atm}} \right] \right\}$$

Por lo tanto

$$\varepsilon = \frac{E}{\text{MM}^3 \times 10^8}$$

Cálculo de Coeficientes de transferencia de Masa.

La definición del coeficiente de transferencia de masa proviene de considerar la primera Ley de Fick para el componente i en un sistema multicomponentes dado un sistema de coordenadas fijo cuya ecuación es:

$$\frac{J_i}{A} = - D_{i,mix} \frac{dC_i}{dy} + \left\{ \frac{\sum_{j=1}^N \frac{J_j}{A}}{\sum_{j=1}^N C_j} \right\} C_i$$

Si se considera una solución diluida el segundo término se desprecia. Además, dada la ecuación general de difusión del componente i en estado inestable, al considerar las siguientes simplificaciones se llega a la 2^a Ley de Fick :

- 1.- Concentración molar total constante, no hay generación ni eliminación de i en el seno de la fase.
- 2.- Fluido inmóvil, es decir, no hay convección.
- 3.- $D_{i,mix}$ no es función de la concentración.
- 4.- Se considera difusión en una sola dirección.

La consideración necesaria para llegar a la ecuación de flujo

empleada por el modelo, depende del tipo de contacto entre las fases.

De acuerdo con la teoría de la película, se considera que:

5.- La película está en estado estable, lo que implica que:

$$\frac{J_i}{A} = - D_{i,mix} \left[\frac{C_i^b - C_i^o}{\delta} \right] = - k_i \left\{ C_i^b - C_i^o \right\}$$

Es decir, que

$$k_i = \frac{D_{i,mix}}{\delta} \longrightarrow k_i \propto D_{i,mix}^0$$

5'.- La teoría de la penetración considera que el contacto entre los dos fluidos se efectúa cuando una partícula de una fase se expone a la otra por un tiempo promedio θ , el cual es muy pequeño. La difusión está sujeta a un estado inestable o "penetración", en el que la partícula no posee movimiento interno, con lo cual se determina que:

$$k_i = 2 \sqrt{\frac{D_{i,mix}}{\pi \theta}} \longrightarrow k_i \propto D_{i,mix}^{0.5}$$

Es de vital importancia tener en cuenta que ninguna de las dos teorías mencionadas es a la fecha capaz de predecir los valores de los coeficientes de transferencia de masa.

Debido a estas razones, la expresión de flujo másico empleada puede CORRELACIONARSE con datos experimentales para obtener los coeficientes de transferencia de masa que sean útiles para diversas condiciones.

Experimentalmente lo que se determina es el parámetro de transferencia de masa k_A . Hasta la fecha la interacción entre el tiempo de mezclado y el parámetro de transferencia de masa no se ha discernido.

Kim y Fruehan⁽⁶⁹⁾ recientemente estudiaron la influencia de los diversos parámetros fisicoquímicos en el parámetro de transferencia de

masa, al emplear el sistema agua-aceite. Ellos determinaron que existen TRES REGIMENES de transferencia de masa en función del flujo de argón (regímenes I, II y III).

En el régimen I (región de flujo pequeño de argón) el parámetro de transferencia de masa aumenta ligeramente con el flujo de argón. La escoria está calmada, no se forman gotas de escoria que penetren al metal, y la interfase metal-escoria es aproximadamente planar, excepto por el movimiento ondulatorio ligero cerca de la pluma. En el régimen II, es decir, en el régimen de flujo de argón intermedio, existe un cambio abrupto en la dependencia del parámetro de transferencia de masa con el flujo de argón, el cual puede ser explicado por la formación continua de ligamentos de escoria cerca de la pluma. Estos se rompen y penetran como gotas en el metal, incrementando así el área interfacial. Para flujos mayores de argón, es decir, para el régimen III, existe un aumento del parámetro de transferencia de masa con el flujo de argón de magnitud intermedia a la inducida en los regímenes I y II. En esta región es donde casi toda la capa de escoria se transforma en gotas, así que no se forman ligamentos, y ocurre la penetración de las gotas de escoria en el metal. El efecto de una agitación más fuerte decrece debido a que el tamaño y número de las gotas logra un estado estable. La recirculación y la profundidad de la penetración de las gotas son los parámetros que incrementan la transferencia de masa. Dichos autores mencionaron que la viscosidad de la escoria no es significativa para el valor del parámetro de transporte de materia en el régimen I, no obstante, su influencia es importante cuando ocurre la formación y penetración de gotas de escoria en el metal. Ellos señalan que las gotas crecen en tamaño

cuando la viscosidad de la escoria aumenta.

La tensión interfacial es un parámetro importante en el rompimiento y penetración de la escoria, el cual al aumentar, incrementa el flujo crítico de gas entre los regímenes I y II.

Por otra parte, mientras mayor es la cantidad de escoria, mayor es el transporte de materia. Esto se debe a que se favorece la formación de gotas a flujos de argón bajos.

El parámetro de transferencia de masa para la inyección axisimétrica no aumenta con el flujo de gas tan rápidamente como lo hace en la inyección simétrica.

En otro trabajo, Hirasawa et al.⁽⁷⁰⁾ emplearon el sistema $\text{Cu-SiO}_2\text{-Li}_2\text{O-Al}_2\text{O}_3$ para estudiar la oxidación del Si mediante el FeO de la escoria, controlado dicho proceso por el transporte de Si a 1250°C . Se encontró también que k aumenta generalmente con Q existiendo tres regiones de flujo. Sin embargo, existe disparidad con el trabajo de Kim y Fruehan respecto al comportamiento del régimen II, ya que Hirasawa et al. reportan que en este régimen la variación de k con Q es muy pequeña. Al parecer estos últimos autores encontraron que el régimen I señalado por Kim y Fruehan consta en realidad de dos regiones.

La relación en la región I de flujo de inyección obtenida en el trabajo de Hirasawa et al. sigue el comportamiento $k \propto Q^{1/2}$, que es semejante al reportado en diversos estudios hechos a baja temperatura. Aquí la intensificación de la agitación en la fase metálica es lo que aumenta la transferencia de masa. Sin embargo, en la región II, la agitación es menos efectiva. Estos autores concluyeron que la diferencia entre ambas regiones proviene de la dependencia del régimen

hidrodinámico del metal en la vecindad de la interfase con Q. Además, el flujo crítico de transición entre las regiones I y II varía con el diámetro de la olla y la profundidad de la escoria, mientras que el flujo crítico de transición entre las regiones II y III no depende del diámetro de la olla. En las regiones I y II, k aumenta con la profundidad del metal, cuando ésta está por debajo de una profundidad crítica, si no es así, entonces es independiente. Esta profundidad crítica aumenta cuando el flujo de inyección se incrementa. Finalmente, la profundidad de la escoria no tiene influencia en la región I aunque en la región II tiende a aumentar k cuando ésta lo hace.

CORRELACIONES EXPERIMENTALES REPORTADAS PARA LOS COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA.

Existe numerosos trabajos que reportan k vs. ϵ , o los datos necesarios para calcularse dicha relación.

Asai et al.⁽⁷⁴⁾ realizaron una revisión reciente de los trabajos publicados, que contienen dichas correlaciones para los sistemas gas-líquido, líquido-líquido, y sólido-líquido, en diversas condiciones y equipos. En esta revisión sólo se presenta la potencia a la cual está elevada ϵ en la correlación, así que es difícil emplearlas.

Para la interfase metal-escoria, se calcularon los coeficientes de transferencia mediante las correlaciones siguientes:

<u>Correlación</u>	<u>Referencia</u>
$k_s = 4.3 \times 10^{-4} \epsilon$	75
$k_o = 0.032 \epsilon^{0.728}$	29
$k_{interfase} = 0.01 Q^{0.847}$	2

$$k_{\text{metal}} = 9.12 \times 10^{-4} \left\{ \frac{H^2 \varepsilon}{D} \right\}^{1/2} \quad 66$$

$$k_{\text{escoria}} = 3.04 \times 10^{-4} \left\{ \frac{H^2 \varepsilon}{D} \right\}^{1/2} \quad 66$$

$$k_{\text{interfase}} = 0.0125 \varepsilon^{0.817} \quad 65$$

$$Sh = 6 \left[Pe \left(\frac{c_g D}{\sigma_{\text{int}}} \right) \left(\frac{ds Re^{-1/3}}{D} \right) \right]^{1/2} \quad 70, 77$$

$$\text{donde } Sh = \frac{kD}{D_1}; \quad Pe = \frac{\left(\frac{4 Q}{\pi D^2} \right) D}{D_1}; \quad Re = \frac{\left(\frac{4 Q}{\pi D^2} \right) D}{\nu_1}$$

Los parámetros que emplea esta última correlación fueron los siguientes:

<u>Correlación</u>	<u>Referencia</u>
$\sigma_{\text{int}} = 0.32 [\chi O]^{-0.26} \text{ (N/m)}$	76
$\mu = 6.5 \times 10^{-2}$	56
$D_{s_1} = 6.5 \times 10^{-5}$	78
$D_o = 1 \times 10^{-4}$	79
$D_s = 6 \times 10^{-5}$	79
$\text{Log } Re = 0.56 - 0.25 \text{ Log } M + 0.4 \text{ Log } Eo$	51
donde $Eo = g \Delta \rho d_s^2 / \sigma \mu$; $M = g \mu^4 \Delta \rho / \rho \mu^2 \sigma \mu^2$	
$Re = \rho d_s U / \mu$	
$U = 97 Q^{0.289}$	44
$\chi \mu = 0.711 [\chi O]^{-0.45} \text{ (N/m)}$	76

Para la interfase metal - gas, se calculó el producto KA (producto del área interfacial por el coeficiente de transferencia de

masa externo promedio en el tiempo), mediante la correlación dada por:

Correlación

Referencia

$$\frac{KA}{A_e} = 6.94 D^{1.2} da^{-1/4}$$

51

Para $Ed > 400$; $Re > 50$; $\log M < -3$

Nomenclatura

M	Parámetro de transporte por agitación (s^{-1})
t_{mez}	Tiempo de mezclado (s)
D	Diámetro de la olla (cm)
H	Profundidad de la olla (cm)
c	Densidad de potencia de agitación (W/ton)
L_v	Longitud característica de la olla (cm)
η	Factor de eficiencia en la generación de turbulencia (0.2- 0.5)
D	Flujo de argón (NI/min)
P_{atm}	Presión atmosférica (atm)
T	Temperatura absoluta (K)
ρ	Densidad del metal (g/cm^3)
g	Aceleración debida a la gravedad (cm/s^2)
h_m	Profundidad del metal (cm)
E	Densidad de potencia de agitación (W/m^3)
C	Concentración molar (mol/cm^3)
D_{turb}	Coefficiente de difusión turbulenta de i en la mezcla (cm^2/s)
δ	Espesor de la película adyacente a la interfase (cm)
σ_{im}	Tensión interfacial entre el metal y la escoria (dina/cm)
d_b	Diámetro equivalente promedio de las burbujas (cm)
D	Coefficiente de difusión molecular (cm^2/s)
ν	Viscosidad cinemática (Poise/ g/cm^3)
U	Velocidad de las turbujas relativa al metal (cm/s)
ρ_{metal}	ρ_{gas} (g/cm^3)
A	Area de la superficie de la esfera equivalente a dicho

volumen (cm³)
x^{*} Longitud ficticia adimensional 0 ≤ x^{*} ≤ 1
m metal
s escoria.

DISCUSION DE RESULTADOS.

La comprobación del modelo que se presenta se realizó a partir de dos pruebas efectuadas en escala industrial. La primera de ellas (Prueba 1) se obtuvo en un LF de 42 ton en la manufactura de un acero 1012. La Prueba 2 se efectuó en un LF en Japón durante la fabricación de 16 ton de un acero para carburización, y los resultados fueron presentados por Ushiyama et al.⁽¹⁾. En los apéndice 17 y 18 se presentan las secuencias de cada proceso y la composición del metal y de la escoria de las muestras obtenidas. Para efectos de cálculo con el modelo, dichas secuencias fueron divididas en corridas A-E y A-E respectivamente, tal y como se indica en dichos apéndices.

RESULTADOS OBTENIDOS EN EL VACIADO.

Los primeros minutos en la manufactura del acero bajo condiciones reductoras son críticos en la descripción de la cinética de las reacciones en la olla, sin embargo, en los modelos que se presentan en la literatura no se ha cuantificado la cinética de las reacciones durante el proceso de vaciado y de transferencia de la olla del HEA a la unidad del LF.

Aunque las condiciones hidrodinámicas son diferentes a las planteadas en el modelo, éste es capaz de predecir la composición del metal y de la escoria en dichas operaciones, empleando una condición de inversión equivalente. Esta última se obtiene al considerar que la energía de turbulencia en el sistema se debe a la energía potencial que se disipa durante el vaciado. Así que la potencia de agitación se puede obtener dividiendo dicha energía entre el tiempo neto de

vaciado. Al resolver para el flujo de argón la ecuación que lo relaciona con la potencia de agitación, se obtiene un flujo de argón equivalente de 900 l/min para las condiciones de vaciado de la prueba 1. Los resultados que se obtuvieron bajo esta consideración se muestran en la corrida A del apéndice 19 y en la porción A de las gráficas del apéndice 22. Los coeficientes de transferencia de masa empleados están de acuerdo con los calculados mediante la correlación de Fruehan²⁾.

El modelo muestra que en el vaciado del metal, prácticamente no existe ninguna resistencia al transporte de masa en el seno de las fases, tal y como la experiencia lo indica. Esto es evidente al comparar los resultados de los modelos 1 y 2 para el oxígeno y el azufre. El modelo 1 (Ecs. I.26' e I.32) para cada especie implica la transferencia de masa tanto en el seno de las fases como dentro de las películas adyacentes a las interfases, mientras que el modelo 2 (Ecs. I.26'' e I.33) considera exclusivamente éste último mecanismo. Los resultados muestran diferencias del orden de 1-10 ppm tanto de oxígeno como de azufre.

RESULTADOS OBTENIDOS EN LA DESULFURACION.

En la refinación del aceros se pretende lograr alguno de los siguientes objetivos:

- 1) Lograr mantener constante o ligeramente menor la concentración de azufre en el acero.
- 2) Efectuar una desulfuración extensa (10-100 ppm).

El primero es común en la manufactura de aceros, a partir de chatarra, de un grado tal que la concentración de azufre sea de 200 ppm aproximadamente. El segundo objetivo, aunque es menos frecuente,

es de mucha importancia, ya que la tecnología actual requiere esta especificación en muchos aceros.

La prueba 1 permite analizar una manufactura con el primero de dichos objetivos (del cual no hay trabajos reportados), mientras que la prueba 2 permite el estudio del segundo caso.

Ahora bien, la razón de distribución de azufre es el parámetro que incluye a todos los términos de equilibrio que describen la desulfuración. En el trabajo de Oguchi y Robertson^{62,63} este parámetro es constante con el tiempo. Por otro lado, El-Kaddah y Szekely⁶⁰ utilizan un L_s variable con el tiempo. Sin embargo, este último trabajo considera que el potencial de oxígeno está en equilibrio con el aluminio durante todo el proceso, lo cual como lo muestran las gráficas para dichas especies (3 y 6 del apéndice 22 y la gráfica 1 del apéndice 23), esta consideración no es necesariamente cierta. En el modelo que se presenta en este trabajo se considera que la razón de distribución de azufre depende directamente del contenido real de oxígeno en el metal. Esto implica que la razón de distribución de azufre es función de la cinética de todas las reacciones de desoxidación y de reoxidación.

Para la prueba 1 (apéndice 19), los cálculos muestran que antes de 20 min., el contenido de azufre en equilibrio en el metal es mayor que el real, y por lo tanto, en este lapso de tiempo se incrementa la actividad del azufre en el acero debido a la reducción de los iones S^{2-} de la escoria. Posteriormente, aunque el término de equilibrio disminuye, las contribuciones debidas a las reacciones de reoxidación tienden a mantener un contenido de azufre constante, no obstante este es mayor que aquel que se encuentra en el equilibrio. Cuando la

contribución de las reacciones del oxígeno es de magnitud menor, o sea, cuando el contenido de óxidos fácilmente reducibles en la escoria está alcanzando el equilibrio, la desulfuración sí procede. La desulfuración ocurre aproximadamente 1 hr. después del vaciado.

Por otro lado, si se toma en cuenta que el valor de L_s no es una función del tiempo, y si se considera que la magnitud de L_s es determinada por el contenido de oxígeno inicial, cualquier modelo cinético predeciría que para esta prueba la concentración de azufre en el metal se incrementaría de ser posible hasta un 0.5%, lo cual como lo muestra la gráfica 1 del apéndice 22 no es necesariamente cierto. Si se establece que el valor de L_s depende directamente de la actividad del aluminio, se obtendría como resultado que el contenido del azufre en el metal sería inferior a 0.01%.

La sensibilidad o la capacidad de respuesta de la actividad de azufre con el tiempo de proceso depende principalmente de tres parámetros: 1) La basicidad de la escoria, la cual cuantitativamente se representa por C_s ; 2) El contenido total de azufre en el sistema y 3) La actividad real de oxígeno en el metal.

Durante la mayor parte de la prueba 1, la razón de distribución de azufre sigue la relación $L_s \propto 10^{-3} / [XO]$, donde C_s es del orden de 10^{-4} y $L_s < 1$. El valor bajo de C_s implica que aunque se disminuye la concentración de oxígeno a unas 10 ppm, el grado de desulfuración que se puede lograr es pequeño. Como la escoria tiene un carácter casi neutro, las variaciones grandes en la actividad de oxígeno no se reflejan como cambios significativos en el contenido de azufre en el metal. El mismo efecto se logra cuando la cantidad de escoria es pequeña, o cuando el contenido de azufre de ésta es bajo. La

resulfuración y la desulfuración posterior del acero ya mencionadas tienen su fundamento experimental en la gráfica 2 del apéndice 22. Esta muestra que tanto en los datos calculados, como en los experimentales, existe una disminución inicial, que corresponde a la resulfuración, y un aumento posterior que corresponde al proceso desulfurante.

Así mismo, la consideración de la resistencia a la transferencia de materia en el seno de las fases para la prueba 1 no es relevante. La diferencia de lo que se predice entre el modelo 1 y el 2 en las corridas A-E para la desulfuración no excede las 2ppm. Esto implica que en la manufactura de aceros con contenidos de azufre de alrededor de 200 ppm en ollas de dimensiones no muy grandes, una ecuación exponencial simple del tipo de la ec. (I.33) puede ser suficiente para realizar cálculos precisos.

Por otro lado, la prueba 2 es un ejemplo de un proceso desulfurante extensivo. La diferencia básica en las condiciones entre esta prueba y la anterior es la basicidad de la escoria empleada. En este caso C_s es del orden de 10^{-3} , lo que implica que existe un valor de $L_s < 1$. Como se mencionó previamente, al aumentar C_s , la sensibilidad de la actividad del azufre aumenta por los cambios en el potencial de oxígeno, así que una disminución de 30 ppm de oxígeno induce cambios en el potencial de azufre del orden de 70 ppm.

Ahora bien, la difusión en el seno de las fases en este caso tiene una mayor influencia en los resultados calculados. En general, se ha observado que los términos difusivos adicionales contribuyen en una proporción mayor mientras el contenido de azufre en el metal es menor, y mientras las dimensiones de la olla son mayores, de lo cual

existe una evidencia experimental previa ^{24,72}. Las diferencias de concentración pueden ser del orden de 1 - 50 ppm.

Es importante mencionar que los cálculos de la composición de azufre que se obtienen para este caso tienen una precisión de 1- 10 ppm respecto de los datos reportados (ver grafica 1 ap. 23).

Hasta ahora, no se ha reportado ningún trabajo que contabilice la resistencia al transporte de materia debido a la escoria, lo cual es de suma importancia en la cinética de la desulfuración. Sin embargo, el modelo 2, aunque obedece a una forma exponencial simple, contabiliza dicha resistencia mediante un coeficiente de transferencia de masa global, el cual se obtiene del inverso de la suma de ambas resistencias como se muestra en la ecuación (1.9). Al examinar y sustituir los parámetros termodinámicos y cinéticos en esta ecuación, se nota que el control del transporte de materia es mixto. Esto significa que tanto la resistencia al transporte de los iones sulfuro, como la del azufre son significativas. La ecuación (1.9) evidencia el hecho de que la velocidad de las reacciones depende no solo de los parámetros cinéticos sino también de los termodinámicos.

RESULTADOS OBTENIDOS EN LA DESOXIDACION.

El potencial de oxígeno es el factor clave en la cinética de todas las reacciones en la olla, pues todos los términos de equilibrio y algunos cinéticos son dependientes directamente de éste. De la misma manera, el efecto que se induce por cualquier reacción sobre las otras se manifiesta por su influencia en la actividad real del oxígeno.

En la prueba 1, el oxígeno disminuye durante todo el proceso de vaciado y la operación en la unidad LF (ver gr.3 ap. 22). Las reacciones desoxidantes son más rápidas que las reoxidantes. No

obstante, éstas últimas aumentan considerablemente el tiempo en el que el oxígeno alcanza el equilibrio. Se reportan^(2,14) tiempos de desoxidación completa de 10 min., mientras que en este caso se ha logrado en 1 hr. aproximadamente. Este hecho conduce a establecer que la cinética de las reacciones del C, Si, S, D, Al, Mn, MnO, FeO en la olla sean más lentas. Para esta prueba no se logró analizar el potencial de oxígeno. Sin embargo, debido a este hecho se supuso el contenido inicial, el cual es sencillo de establecer por las siguientes razones: 1) En el HEA, la escoria está prácticamente saturada de FeO, de aquí que la a_o está en equilibrio con ésta; 2) Aunque el contenido de oxígeno baja considerablemente en el vaciado, la turbulencia durante el inicio de esta operación elimina cualquier resistencia cinética, así que la actividad de oxígeno sigue en equilibrio con la actividad del FeO, de manera que se puede determinar el [%O]. En la corrida A del ap. 19 se muestra que el [%O] = 0.0628.

La diferencia de cálculo entre los modelos 1 y 2 para el oxígeno en las corridas A-B es apenas del orden de 1-5 ppm. No obstante, las corridas C-E del ap. 19 muestran que la consideración de las reacciones de reoxidación y de la difusión turbulenta en el seno de las fases (ec. (I.26')) representan una diferencia en el cálculo del 250% respecto del modelo que no las considera (ec. (I.26'')). Esto corresponde a unas 25 ppm para la corrida C y a unas 5 ppm para la D y E. La magnitud de las variaciones es muy pequeña, sin embargo, la variación relativa a la concentración real es grande. El tratamiento que se presenta por medio de la ec. (I.26') se justifica ya que una variación del 250% en el contenido de oxígeno representa una variación

de las actividades finales de las demás especies de un 40 - 250%.

Es importante recordar que la ecuación (1.26^m) (modelo 2), aunque es de forma exponencial, involucra dos cambios significativos respecto de las ecuaciones reportadas: 1) La actividad del oxígeno en el equilibrio es función de la actividad del aluminio, de tal manera que es dependiente del tiempo y ; 2) El coeficiente global de transferencia de masa involucra la cinética de la reoxidación debida al FeO.

Por otro lado, en la corrida A para la prueba 2 (ver ap. 20 corrida A y grf. 1 ap. 23) se describe el proceso de desoxidación, y se muestra que la influencia de la difusión turbulenta en el seno de las fases no es relevante.

Ushiyama et al. (8) no presentan información respecto a la composición completa de la escoria, o en su caso de la actividad de la alúmina, del óxido de manganeso (II) y del manganeso, así como la cantidad exacta de ferroaleaciones agregadas. Es por ello que para este trabajo se considera exclusivamente el comportamiento del oxígeno, del azufre y del sulfuro de calcio presente en la escoria.

La corrida B predice una disminución de la actividad de oxígeno en el metal después de que se agrega Al y una reoxidación posterior. Las razones son que la reacción del aluminio con el oxígeno es la más rápida, y que se consideró que la cantidad total de aluminio agregado se introdujo en ese momento, aunque no fue experimentalmente así. La actividad de oxígeno aumenta debido a la reducción de la sílice de la escoria, lo cual es evidente por el incremento del Si en el acero que se presentó tanto experimentalmente como en el cálculo. La reoxidación no es de la magnitud del incremento del Si debido a que el aluminio

contrarresta la introducción de oxígeno, lo cual explica la disminución considerable de aluminio. Al desconocerse la actividad real de la alumina también se desconoce la actividad de equilibrio del oxígeno, de ahí que el resultado calculado sea ligeramente inferior al resultado experimental (7 ppm).

Ahora bien, desde el punto de vista práctico es importante predecir los resultados de las siguientes operaciones:

- I.- La desescorificación en el HEA.
- II.- La aleación del acero en la olla.

A continuación se discuten los resultados logrados para estas operaciones.

RESULTADOS EN LA DEDESCORIFICACION EN EL HEA.

En la operación es deseable conocer cual es la cantidad máxima de escoria que se puede transferir del HEA a la olla para alcanzar las actividades de oxígeno y azufre deseados con rendimientos de aleación razonables.

Para conocer dicha cantidad es necesario establecer su influencia sobre el metal. Existe dos razones principales para efectuar la desescorificación:

- 1) El contenido de FeO y de MnO en la escoria es una fuente importante de oxígeno.
- 2) Al reducir la actividad de oxígeno en el metal, el fósforo presente en la escoria como P_2O_5 se reducirá, refosforando al metal.

La primera de dichas razones es importante porque implica un consumo de aluminio mayor, un tiempo de refinación mayor, y una alta probabilidad de obtener un acero con un bajo índice de limpieza. Por otro lado, es importante recordar que el acero cuando se encuentra

fuera del HEA no puede ser desfosforado, pues para ello se necesitan concentraciones de FeO del orden de 15%.

La mayoría de las ocasiones la cantidad máxima de escoria transferible depende de la actividad del FeO de esta, pues la concentración de fosfatos en la escoria generalmente es lo suficientemente pequeña como para que la cantidad de fósforo transmitida al metal implique una variación insignificante en la concentración.

La contribución de dichos óxidos en la actividad de oxígeno para la prueba 1 se muestra en las gráficas 4 y 5 del ap. 22.

RESULTADOS EN LA ALEACIÓN DEL ACERO EN LA CILTA.

Generalmente, los cálculos de interés para la industria son los de rendimientos y de reproducibilidad en la adición de Al, Fe-Si, Fe-Mn y grafito. Debido a la carencia de información teórica, en la industria son poco conocidas las razones por las cuales se obtienen determinadas reproducibilidades y rendimientos.

Se ha señalado⁽⁷⁴⁾ que la precisión que se logra en la especificación química depende de la cantidad de escoria transferida del HEA al LF. Esta es una idea errónea. La precisión que se logra en la especificación química depende directamente del conocimiento de la cinética de las reacciones, ya que si se cuantifica la influencia de la escoria en la actividad de las demás especies, entonces es posible ajustar la composición química del metal al grado que se desee.

Los cálculos realizados para obtener el contenido de aluminio en el acero muestran una excelente reproducibilidad de los datos experimentales para la prueba 1 (ver gr. 6 ap. 22). La reacción del aluminio con el oxígeno como se señaló, es la más rápida de las

reacciones en la olla, como se observa en la pendiente de dicha grafica. Se nota que la cantidad de aluminio que reacciona para formar alumina es mayor que la que se necesita estequiometricamente para eliminar todo el contenido inicial de oxigeno, lo que significa que éste contribuye a contrarrestar la reoxidación. La disminución de la concentración de aluminio para las corridas A-E se representa por una serie de curvas paralelas para cualquier tiempo y potencial de oxigeno, lo cual significa que la forma en que se agrega este elemento aleante es importante. Es evidente por los resultados que se obtuvieron, que si el aluminio se agrega varias veces en cargas ligeras reacciona a mayor velocidad que si se agregara la misma cantidad total desde el principio. Al hacerlo de esta forma se obtiene una precisión mayor en el contenido de esta especie. El rendimiento del aluminio en esta parte del proceso depende principalmente de la cantidad y la composición de la escoria.

La cinética de oxidación del aluminio es poco dependiente del patrón de flujo establecido durante el proceso.

Por otra parte, el comportamiento del silicio en los aceros desoxidados con aluminio es variable. Se observa (ver gr.7 ap. 22 corr. A y B) que el silicio es un desoxidante fuerte cuando el potencial de oxigeno está cerca del equilibrio con la escoria (60-600 ppm), y por ello disminuye en las operaciones previas al tratamiento en la unidad del LF. Cuando el contenido de oxigeno se aproxima al que dicta el equilibrio con el aluminio, la silice comienza a reducirse. Sin embargo, como esta reacción es lenta, su efecto en el metal es casi imperceptible. Al tiempo que la actividad del oxigeno está en equilibrio con el aluminio, la velocidad de reducción de la silice es

considerable.

Estos resultados sugieren que en el caso de alear al metal con Fe-Si, la secuencia que se siga es importante para el resultado final del proceso. Al parecer, para lograr rendimientos cercanos al 100%, y por lo tanto una buena precisión en la especificación química, es necesario desoxidar con aluminio exclusivamente durante el vaciado, y agregar el silicio en el LF. Generalmente el silicio se agrega en el vaciado con el fin de lograr una homogeneización rápida. Sin embargo, tanto la homogeneización como el calentamiento necesarios al agregar cantidades significativas de Fe-Si pueden lograrse en el LF. Esta técnica permitiría una mejor desulfuración, pues al existir menos sílice en la escoria, la basicidad de esta aumenta.

La comparación de las predicciones del modelo con los datos experimentales para el caso del silicio en el vaciado y en la transferencia de la olla ha sido buena, sin embargo, por debajo de los valores experimentales. Esto se debe a que existe un error en el valor inicial de esta especie.

Durante el vaciado y los procesos subsecuentes, el manganeso en ningún caso es desoxidante. Debido a que el MnO se reduce durante toda la operación, aumenta el contenido de manganeso en el acero, reacción que puede predecirse con un buen grado de exactitud (ver. gr.8 ap. 22). La precisión de la especificación del manganeso depende del conocimiento de la cinética de la reducción del MnO. Los rendimientos de aleación son cercanos o mayores al 100%, así que no es importante considerar un tiempo específico para alear.

Mientras mayor sea la cantidad de escoria que se renueva en el HEA, se obtiene una recuperación menor del Fe-Mn agregado en él, ya

que aquí la actividad del oxígeno es muy alta, y una parte significativa del Mn se oxida. En base a estos resultados, se puede sugerir que la cantidad más importante de Fe-Mn debe agregarse durante el vaciado. Sin embargo, esto no siempre es viable, pues si se manufactura un acero con un $[\%Mn] \approx 1$, se requiere en el caso de un LF de 40 ton la compensación por pérdidas de calor debidas a la fusión de más de media tonelada de Fe-Mn. Dicha técnica podría aplicarse si la temperatura que se alcanza en el HEA es lo suficientemente alta para lograr dicha compensación.

PARAMETROS EMPLEADOS EN EL MODELO.

En la prueba 1 no fue posible obtener directamente el peso de la escoria. En este caso, dicha determinación se efectuó mediante un balance de materia de manganeso entre la escoria y el metal, ya que no hubo adiciones extra durante el proceso, y los análisis de MnO son confiables. En el ap. 19 se presenta el método de cálculo y sus resultados.

Los parámetros de difusión turbulenta que se calcularon se presentan para cada prueba y para cada corrida en los apéndices 19 y 20. Como se señaló en la revisión de los datos cinéticos, dicho parámetro depende tanto del tiempo de mezclado, como de la normalización de las curvas $C^* - t^*$. Los parámetros calculados predicen resultados excelentes en el modelo empleado.

Ahora bien, el cálculo del coeficiente de viscosidad turbulenta y el cálculo posterior del coeficiente de difusión turbulenta mediante la consideración de que es número de Schmidt es igual a 1, y de que la longitud $H_e \approx 1/2 h_w$, predicen parámetros de magnitudes tales que los resultados no son consistentes. Esto puede deberse a que al calcular

el coeficiente de viscosidad turbulenta se suponen muchos parámetros y de ahí que los errores puedan ser significativos, y también a que desconocemos el valor exacto de H_0 . El método empleado en este trabajo desde el punto de vista práctico es mejor, ya que tanto el tiempo de mezclado en ambas fases como el parámetro $M_{mix} = cte$, pueden ser determinados experimentalmente con suma facilidad y con un alto grado de precisión.

Los coeficientes de transferencia de masa son sin duda los parámetros cinéticos más importantes por su influencia en los resultados. Como se mencionó en la Evaluación de los Parámetros Cinéticos, éstos están relacionados con una serie de mecanismos hidrodinámicos y difusivos muy complejos, que hasta la fecha no han podido ser contabilizados de manera confiable.

Por la naturaleza de las interfaces involucradas, los coeficientes de transferencia de masa que se emplean han de clasificarse en tres grupos:

- a) Coeficientes de transferencia de masa a la interfase metal - escoria.
- b) Coeficientes de transferencia de masa a la interfase metal-gas.
- c) Coeficientes de transferencia de masa equivalentes al transporte de masa a la interfase metal - escoria y a la nucleación y crecimiento de los productos de la desoxidación.
- a) Discusión de los coeficientes de transferencia de masa en la interfase metal - escoria.

En la Evaluación de Parámetros Cinéticos se muestran las correlaciones empleadas para calcular los coeficientes de transporte.

Para la corrida A de la prueba 1 ($D = 900$ l/min), la correlación

de Fruehan produce excelentes resultados. La variación mayor entre los coeficientes empleados (convencionales) y el calculado es de un 50% aproximadamente. En realidad, las variaciones dentro de este orden son insignificantes, ya que los coeficientes de transferencia de masa pueden ser calculados u obtenidos experimentalmente de manera confiable solamente en su orden de magnitud. Por otra parte, para la corrida B ($D = 85 \text{ l/min}$), la correlación de Sano y Mori da resultados excelentes. Ahora bien, para las corridas C - E de la prueba 1, todos los coeficientes están cerca de los valores predichos por alguna de estas dos correlaciones, excepto en el caso del silicio.

El silicio es un caso especial dentro de la consideración cinética de las reacciones en la olla, y la razón es que mientras que los coeficientes de transporte tanto en las corridas A y B están de acuerdo con las correlaciones porque la oxidación del silicio está controlada por mecanismos de transferencia de masa, la reducción de la sílice en la escoria está controlada por un mecanismo químico, en el cual el paso limitante es la ruptura de los enlaces químicos del silicio con el oxígeno⁽²⁴⁾. Esto explica la aparente disminución del coeficiente de transporte para las corridas C - E, en donde se presenta la reducción de silicio. Es importante señalar que la resistencia al transporte que se emplea ($1/k_s$) contabiliza también la resistencia debido a la barrera química, y por ello, k_s es menor.

Para la prueba 2 se usaron las correlaciones de Fruehan⁽²⁾ y Sano y Mori^(70,77). Los resultados son excelentes o aún mejores que en la prueba anterior. La barrera química en la reducción de la sílice se presentó también en este caso.

b) Discusión de los coeficientes de transferencia de masa a la

interfase metal - gas.

La determinación del área de reacción es muy compleja, de tal manera que el parámetro k_A como tal es el único que puede conocerse con la precisión requerida. En este trabajo, se calculo k_A en base a la correlación presentada por Grace y Webber¹⁰⁴ (ver. Evaluación de Parámetros Cinéticos). El valor de k_A es de poca importancia dentro de estas pruebas, ya que a la presión atmosférica el carbono practicamente no se oxida. No obstante, en la operación al vacío, este es de mayor importancia, por lo que es necesario que la correlación sea precisa.

c) Discusión de los coeficientes de transferencia de masa equivalentes.

El hecho de que los coeficientes de transporte para el aluminio y para el oxígeno, en la oxidación del primero, fueran de un orden de magnitud mayor, responde a un fenómeno fisicoquímico definido. Mientras que las demás reacciones son exclusivamente interfaciales, la desoxidación del metal con el aluminio se efectúa adicionalmente por una reacción homogénea, cuyo mecanismo es de nucleación y crecimiento de los productos de la desoxidación. La evaluación de dicho mecanismo es muy compleja, así que desde el punto de vista práctico, es más sencillo contabilizar ambas reacciones como heterogéneas mediante el uso de un coeficiente de transferencia de masa equivalente a ambas contribuciones. Evidentemente, como esta consideración no se presenta en la literatura, no existe ninguna correlación que aplique en estos casos. La evaluación de dichos coeficientes debe ser netamente experimental, y como lo muestran las grfs. 3 y 6 del ap. 22 y la grf. 2 ap. 23, estos parámetros pueden ser muy precisos.

CONCLUSIONES.

El desarrollo del presente trabajo tuvo como fundamento la consideración de la cinética difusional de las reacciones en la olla bajo condiciones hidrodinámicas turbulentas. Se ha mostrado que el uso de ecuaciones fenomenológicas que contabilicen el transporte de materia puede representar la cinética de las reacciones de manera tal que no es necesario resolver las ecuaciones generales de difusión en un sistema coordinado tridimensional. Ahora bien, del modelo, y de los resultados obtenidos por éste, se emergen las conclusiones siguientes:

- 1) El tratamiento termodinámico y cinético del modelo predice los resultados en la manufactura de aceros en escala industrial de manera adecuada.
- 2) Es posible obtener un modelo analítico que además de dar resultados precisos, provea las ecuaciones necesarias para determinar los parámetros cinéticos empleados en las ecuaciones fenomenológicas.
- 3) La operación de vaciado es crítica en las reacciones de refinación, la cual puede ser descrita de manera confiable mediante este modelo.
- 4) La cinética de la reacción de desulfuración es críticamente dependiente de la cinética de las reacciones de desoxidación y de reoxidación.
- 5) Es posible, obtener un modelo en el que todos los parámetros empleados por éste pueden determinarse con facilidad mediante pruebas industriales directas.

RECOMENDACIONES PARA TRABAJO POSTERIOR.

Para aumentar el potencial del presente modelo se sugiere:

- 1) Emplear el desarrollo de este modelo en el caso de la metalurgia en la olla con tecnología de inyección de polvos desulfurantes y de inyección de alambre de CaSi.
- 2) Desarrollar e incluir dentro de este trabajo las ecuaciones que describan la cinética de disolución de los elementos aleantes agregados al metal, sobre todo en el caso de Fe-Si, Fe-Mn, y ferroaleaciones con temperatura de fusión superior a la del acero.
- 3) Contabilizar las reacciones heterogeneas independientemente de la reacción homogénea entre el aluminio y el oxígeno en la ecuación de balance de oxígeno. Esto se sugiere ya que la influencia de la dinámica de fluidos sobre cada mecanismo de reacción es muy particular.
- 4) Incluir dentro de la ecuación de balance de oxígeno un término que corresponda a la reacción de inclusiones en el metal. El objetivo sería obtener no sólo el contenido de oxígeno disuelto, sino el contenido total, que desde el punto de vista de requerimientos de calidad y limpieza del acero es vital.
- 5) Introducir la cinética de disolución de los refractarios de la olla, especialmente cuando se consideran condiciones de vacío.

Además se recomienda como trabajo posterior:

- 1) La determinación de los coeficientes de transferencia de masa en escala industrial bajo cualquier condición de flujo de argón, temperatura y cantidad y composición de escoria principalmente.
- 2) La obtención de los coeficientes de actividad experimentales de

FeO y de MnO para las escorias empleadas en la metalurgia en la olla, especialmente cuando los contenidos de estas especies son menores al 1%.

- 3) Contabilizar con exactitud la influencia de la cantidad de escoria en los coeficientes de transferencia de masa y en los coeficientes de difusividad turbulenta, tanto en la escoria como en el metal.

BIBLIOGRAFIA

- 1.- Gray R. D., Vacuum refining and secondary steelmaking, Iron and Steel Engineer, Dec. 1981.
- 2.- Fruehan R. J., Ladle Metallurgy Principles and Practices, The Iron and Steel Society Inc., 1985
- 3.- Flux J. H., Vacuum degassing 1955-1965: A survey of processes and plant for bulk steel production, Journal of The Iron and Steel Institute, Special report 92, December 1965.
- 4.- Robiette A. G. E., Electric Melting Practice, John Wiley and Sons, 1972.
- 5.- Middowson R., Ladle Composition and Temperature Control, Ironmaking and Steelmaking, No. 5, 1981.
- 6.- Carlsson G., Lehner T., Brunner M., Thoren T., Instrumentation of Ladle Metallurgical Control - Review, SCANINJECT IV Conference, 1986.
- 7.- Kotraba N., Ladle Furnace vs. Ladle Injection ? Why not both?, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 8.- Ushiyama H., Yuasa G., Yajima T., Ladle Furnace (LF) process in Japan, Secondary Steelmaking, London.
- 9.- Yuasa G., Yajima T., Ukai A., Ozawa M., Refining Practice and Application of the Ladle Furnace (LF) Process in Japan, ISIJ, 1984.
- 10.- AISE, Review of AISE report on new Ladle design and cycling recommendations, Report, Iron and Steel Engineer, Nov. 1985.

11. - AISE, High Ladle stresses from clean-steel ladle linings, Report. Iron and Steel Engineer, July 1985.
12. - Holappa, Ladle Injection Metallurgy, ASM, International Metals Reviews, Vol. 27, No.2, 1982.
13. - Nicholson A., Howarth D.J., Turton J., Metallurgical development of ultra clean and low - sulfur steels ant BSC River Don Works, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 10, No.1, 1983.
14. - Lehner T., Slag - Metal Mass transfer in Argon Stirred Melts, Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 20, No. 2, 1981.
15. - Fruehan R., Desulfurization of Liquid Steel containing Aluminum or Silicon with Lime, Metallurgical Transactions B., Vol. 9B, June 1978.
16. - Information of the U.S. Steel Corporation, Ladle deoxidation, desulphurization and inclusions in steel, Part 1: Fundamentals, Arch. Eisenhüttenwes, 54(1983), No.1.
17. - Turkdogan E.T., Technology innovations in pneumatic steelmaking and Ladle - Refining processes in the 1980's, SCANINJECT IV Conference, 1986.
18. - Fujisawa T., Sakao H., Tetsu to Hagane 63, No. 9, 1977.
19. - Piolet H. M., Bhattacharya D., Thermodynamics of Nozzle Blockage in Continuous Casting of Calcium - Containing Steels, Metallurgical Transactions B, Volume 15B, September 1981.
20. - Rein R. H., Chipman J., Activities in the liquid Solution SiO_2 - CaO - MgO - Al_2O_3 at 1600°C , Transactions of the Metallurgical Society of AIME, volume 235, February 1965.
21. - Dien K. R., Gosane L. S., Heck E. L., Factors Affecting Oxygen Removal During Vacuum Processing, Journal of Metals, July 1970.

- 22.- Elliot, J. F., Le Vide, Vol. 135, 1968.
- 23.- Kinsman G. J., et al, JISI, Vol. 207, 1969.
- 24.- Ward M. A., An Introduction to the Physical Chemistry of Iron and Steel making, Edward Arnold LTD, 1962.
- 25.- Sharma R. A., Richardson F. D., Activities in lime - alumina melts, Journal of the Iron and Steel Institute, August 1961.
- 26.- Venkatadri H. S., Srinivasan C. R., Gupta S. K., Estimation of low iron oxide slags from slag/metal sulphur partition, SCANINJECT IV Conference, 1986.
- 27.- Tsao T., Katayama H. G., Sulphur Distribution between Liquid Iron and CaO - MgO - Al₂O₃ - SiO₂ Slags Used for Ladle Refining, ISIJ, 1986.
- 28.- Moriya T., Tawara M., On the Operations of LD - VAD Process and Product Qualities, Transactions ISIJ, Vol. 19, 1979.
- 29.- Schwerdtfeger K., Present state of oxygen control in aluminum deoxidized steel, Arch. Eisenhüttenwes, 54(1983), No.3.
- 30.- Hilty, Farley, Girardi, Electric Furnace Steelmaking, Vol. II Theory and Fundamentals, The American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineers, 2nd Ed., 1967.
- 31.- Faral M., Gaye H., Metal Slag Equilibria.
- 32.- Duffy J. A., Ingram M. D., Sommerville I. D., Journal Chem. Soc. Faraday Trans. 174, 1978.
- 33.- Duffy J. A., Ingram M. D., J. Amer. Ceram. Soc., Vol. 93, 1971.
- 34.- Duffy J. A., Ingram M. D., J. Inor. Nuclear Chem., Vol. 37, 1975.
- 35.- Duffy J. A., Ingram M. D., Phys. and Chem. of Glasses, Vol. 16, 1975.
- 36.- Duffy J. A., Ingram M. D., J. Non - Cryst. Solids, Vol. 21, 1976.

- 37.- Venkatadri A. S., Bell H. B., Journal of Iron and Steel Institute, 207, 1960.
- 38.- Abraham K. P., Richardson F. D., Journal of Iron and Steel Institute, 196, 1960.
- 39.- Ozturk B., Turkdogan E. T., Metal Science, 18, 1984.
- 40.- Sommerville I. D., The Measurement, Prediction and Use of Capacities of Metallurgical Slags, SCANINJECT IV Conference, 1986.
- 41.- Suito H., Inoue R., Thermodynamic Considerations on Manganese Equilibria between Liquid Iron and $FeO-MnO-MO$ ($MO = PO_{2.5}, SiO_2, AlO_{1.5}, MgO, CaO$) Slags, ISIJ, 1984.
- 42.- Mullen K. B., Stubbs P., Iron and Steelmaker, vol. 6, 1979.
- 43.- Szekely J., Lehner T., Chang C. W., Flow Phenomena, Mixing, and Mass Transfer in Argon Stirred Ladles, Ironmaking and Steelmaking, No.6, 1979.
- 44.- Hsiao Tse-Chiang, Lehner T., Kjellberg B., Fluid Flow in Ladles - Experimental Results, Scandinavian Journal of Metallurgy, 9, 1980.
- 45.- Bird G., Stewart W., Lightfoot E., Transport Phenomena, John Wiley and Sons, 1960.
- 46.- Szekely J., Fluid Flow Phenomena in Metals Processing, Academic Press, 1979.
- 47.- Levich V. G., Physicochemical Hydrodynamics, Prentice Hall Inc. 1962.
- 48.- Schlichting H. Boundary Layer Theory, Mac Graw Hill, 1969.
- 49.- Sahay Y., Guthrie R., Hydrodynamics of Gas Stirred Melts Part. II. Axisymmetric Flows, Metallurgical Transactions B of the

Metallurgical Society of AIME, Vol. 12, June 1982.

- 50.- El-Kaddan N., Szekely J., Mathematical Model for desulphurization Kinetics in argon - stirred ladles, Ironmaking and Steelmaking, No. 6, 1981.
- 51.- Clift R., Grace J., Weber M., Bubbles, Drops, and Particles, Academic Press, 1978.
- 52.- Sahai Y., Guthrie R., Hydrodynamics of Gas Stirred Melts: Part I. Gas/Liquid Coupling, Metallurgical Trans. B of the Metallurgical Society of AIME, vol. 12, June 1982.
- 53.- Castillejos A. H., Brimacombe J. K., Structure of Turbulent Gas - Liquid Plumes in Vertically Injected Jets, SCANINJECT IV Conference, 1986.
- 54.- De Marchi G., Costa P., Canepa B., A simplified way to determine the main flow characteristics in gas injection systems and its application to the generalized model of ladle metallurgy processes, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 55.- Szekely J. and Themelis N., Pate Phenomena in Process Metallurgy, John Wiley, 1971.
- 56.- Geiger G. H., Poirier D. R., Transport Phenomena in Metallurgy, Addison - Wesley, 1973.
- 57.- Pomret R. J., Grievson F., The Kinetics of slag -metal Reactions, Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 22, No. 4, 1984.
- 58.- Guthrie R. I., Alloy injection practices and mixing, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 59.- Ramchandra K. I., Growth and Elimination of Inclusions in Steel, Ph. D. Thesis, Carnegie - Mellon University, 1970.

- 60.- Tracy E. M., Evans J. W., Removal of Non - Metallic Inclusions from Steel Melts, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 61.- El-Kaddah H., Szelely J., Turbulence and Agitation in Ladle Metallurgical Operations, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 62.- Ohguchi S., Robertson D. G., Kinetic model for refining by powder injection: Part 1 Transitory and permanent - contact reactions, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 11, No.5, 1984.
- 63.- Ohguchi S., Robertson D. G., Kinetic model for refining by powder injection: Part 2 Bulk - phase mixing, Ironmaking and Steelmaking, vol. 11, No. 5, 1984.
- 64.- Robertson D. G., Deo B., Ohguchi S., Multicomponent mixed - Transport - control Theory for Kinetics of coupled slag/metal and slag/metal/gas reactions: Application to desulphurization of molten iron, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 11, No.1, 1984.
- 65.- Ying Qu, Yun Liang, Liu L., A model study of mixing and mass transfer in ladle injection, SCANINJECT III Conference, 1983.
- 66.-Sawada I., Kitamura t. Ohashi T., The mathematical modelling of the coupled reactions in the pre-treatment of molten iron by powder injection, SCANINJECT IV Conference, 1986.
- 67.- Sano M., Mori K., art. 6., SCANINJECT III Conference, 1983.
- 68.- Murthy A., Szelely J., Some Fundamental Aspects of Mixing in Metallurgical Reaction Systems, Metallurgical Transactions B of the Metallurgical Societe of AIME, Vol. 17B, September 1986.
- 69.- Kim S. H., Fruehan R. J., Thysical Modeling of Liquid/Liquid Mass Transfer in Gas Stirred Ladles, Metallurgical transactions B of the Metallurgical Society of AIME, vol. 18B, June 1987.
- 70.- Hirasawa M., Mori K., Sano M., Hatanaka A., Shimatani Y., Okazaki

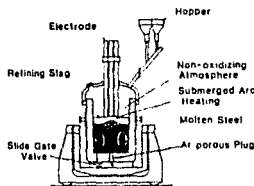
- Y., Rate of Mass Transfer between Molten Slag and Metal under Gas Injection Stirring, ISIS, 1987.
- 71.- Asai S., Kawachi M., Muchi I., Mass Transfer Rate in Ladle Refining Processes, SCANINJECT III Conference, 1985.
- 72.- Bodsworth C., Bell H., Physical Chemistry of Iron and Steel Manufacture, 2nd Ed., Logman Ltd., 1972.
- 73.- Crank J., The Mathematics of Diffusion, Oxford University Press, 1st Ed., 1956.
- 74.- Fernández G. F., Hernández V. V., San Román F. R., Castañeda C. C., Concepto, diseño, uso y resultados de la operación de un Horno Olla con unidad de desgasificado al vacío en Industrias CH, S. A., IX Simposio Nacional de Siderurgia, Morelia Mexico, Art.1, 1987.
- 75.- Ebisawa t., Ishii A., Tenma H. Kawakami k. Kikuchi Y., Production of High Quality Steel with Ladle Refining Facilities in the Keihin Works, 33-2, Proc. 7th ICVM, Japan, 1982.
- 76.- Ogino K., Hara S., Miwa T., Kimoto S., The Effect of Oxygen content in Molten Iron on the Interfacial Tension between Molten Iron and Slag, ISIJ, 1984.
- 77.- Hirasawa M., Mori K., Sano M., Hatanaka A., Shimatani Y., Okazaki Y., Correlation Equations for Metal - side Mass Transfer in a Slag - Metal Reaction with Gas Injection Stirring, ISIJ, 1987.
- 78.- Richardson F. D., Physical Chemistry of Melts in Metallurgy, Vol. I y II, Academic Press, First Ed., London, 1974.
- 79.- Nagata K., Sata N., Goto K., Diffusivities in Molten Slag, Molten Iron, Steel and Refractories, ISIJ, 1982.
- 80.- Turkdogan E. T., Physical Chemistry of High Temperature

Technology, Academic Press, 1980.

B1.- Gruner H., Stahl Eisen, 99, (4), 1979.

B2.- Elliot J. f., Gleisser M., Ramakrishna J., Thermochemistry for
Steelmaking, vol. II., 1963.

APPENDICE 1



Principle of LF refining.

Fig. 1⁰⁰

Ass. reaction	Mode of LF Processing	Remarks
I Basic Refining		Ordinary Slag and chem. & temp. adjustment S.S. 30 ppm O.S. 20 ppm For low alloy steels
II High cleanliness		
III Clean VAR steels		Super alloy etc. Chem. adj.
IV Extra low sulfur		Double slag S < 10 ppm
V Vacuum Carbon Decarburization		No exotherms (S, Al, Diffusion Decarburization)
VI Composites Degassing & Refining		For VIF materials Ni base alloys O.S.T. NSE 3 NCS10
VII Metal Oxides Reduction		1(Cr, W, V, Mo, Nb) < 0.5% High speed steels Alloy tool

Fig. 2⁰⁰

Typical processing patterns of LF operation in Shobuhwa Plant, producing 4 to 30 t forging ingots.

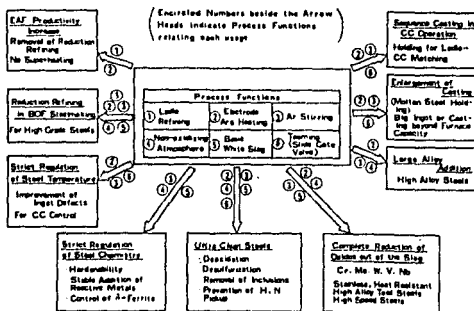


Fig. 3⁰⁰

Relation of the refining functions and steps of LF.

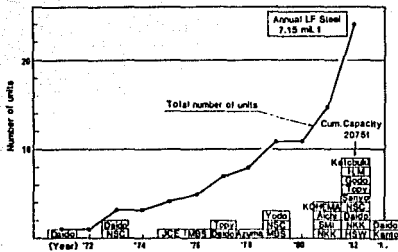


Fig. 4⁽⁹⁾

KOHEMA: Korea Heavy Machinery
Ind.
HSW: Hamburger Stahl Werke
Fig. 10. Growth of LF installation.

APPENDICE 2

Fig. 1⁽⁴⁾

Table 10 Operating costs of 20 t unit
(Daido, Ohmorl, 1975)

			\$/t
Power	74.3	kWh/t	1.77
Electrodes	0.65	kg/t	0.73
Argon	113.0	l/t	0.12
Thermocouple	4.5	pieces/heat	0.26
Porous plug	3.8	heats/piece	0.33
Slide gate valve	2.6	heats/set	0.80
Refractories	12.44	kg/t	6.03
Refractories *			-2.44
Total			7.60

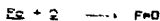
*Deduction of conventional ladle refractories cost including porous plug, pouring refractories, and personnel expenditure for smelting.

APPENDICE 3

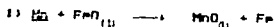
Deoxidation constants* for liquid iron

Reaction	Range of validity	K at 1873 K	Log K
$\text{FeAl}_2\text{O}_4 = 2\text{Al} + 3\text{O} + \text{Fe(l)}$	< 1 ppm Al	1.1×10^{-13}	$-71600/T - 23.23$
$\text{Al}_2\text{O}_3 = 2\text{Al} + 3\text{O}$	> 1 ppm Al	4.3×10^{-14}	$-62550/T - 20.17$
$\text{B}_2\text{O}_3 = 2\text{B} + 3\text{O}$...	1.3×10^{-8}	...
$\text{CO(g, 1 atm)} = \text{C} + \text{O}$	> 0.02% C	2.0×10^{-3}	$-1168/T - 5.07$
$\text{FeCr}_2\text{O}_4 = 2\text{Cr} + 4\text{O} + \text{Fe(l)}$	< 3% Cr	4.0×10^{-6}	$-50700/T - 21.70$
$\text{Cr}_2\text{O}_3 = 2\text{Cr} + 3\text{O}$	> 3% Cr	1.1×10^{-4}	$-40450/T - 17.75$
$\text{MnO} = \text{Mn} + \text{O}$	> 1% Mn	5.1×10^{-2}	$-14450/T - 6.43$
$\text{SiO}_2 = \text{Si} + 2\text{O}$	> 20 ppm Si	2.2×10^{-2}	$39110/T - 11.59$
$\text{TiO}_2 = \text{Ti} + 2\text{O}$	< 0.3% Ti	2.6×10^{-6}	...
$\text{*TiO} = \text{Ti} + \text{O}$	> 5% Ti	1.9×10^{-6}	...
$\text{FeV}_2\text{O}_4 = 2\text{V} + 4\text{O} + \text{Fe(l)}$	< 0.1% V	8.2×10^{-9}	$-48270/T - 19.09$
$\text{V}_2\text{O}_3 = 2\text{V} + 3\text{O}$	> 0.3% V	2.8×10^{-6}	$-32900/T - 17.61$
$\text{Ce}_2\text{O}_3 = 2\text{Ce} + 3\text{O}$	Calculated	8.1×10^{-7}	$71700/T - 18.73$
$\text{La}_2\text{O}_3 = 2\text{La} + 3\text{O}$	Calculated	2.3×10^{-7}	$75310/T - 17.56$

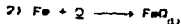
*Basis unit activity for specified oxides and Fe(l); unit activity for solid elements. (12)



$$\log K = \frac{6150}{T} + 2.71 \quad (27)$$



$$\Delta G^\circ = -31,760 + 14.18 T \quad (42)$$



$$\Delta G^\circ = -27,740 + 11.44 T \quad (44)$$

Sumando (1) y (2) se obtiene:



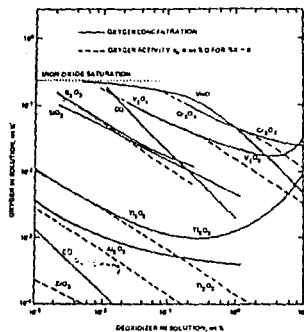
$$\Delta G^\circ = -59,470 + 25.84 T^{-1}$$

ya que $\Delta G^\circ = -RT \ln K$

$$\log K = \frac{12,996}{T} - 5.647$$

Es válido este resultado para $[Mn] < 1$

APENDICE 4



2-1.

Deoxidation equilibria in liquid iron alloys at 1600°C.

Fig. 1²¹

APENDICE 5

Interaction Coefficients in Ternary Iron-Base Alloys for C, H, N, O,
and S at 1000 °C*

Element	ϵ_{11}	ϵ_{12}	ϵ_{13}	ϵ_{14}	ϵ_{15}
Al	0.043	0.015	-0.024	-0.19	0.075
B	0.24	0.05	0.094	-0.6	0.12
C	0.14	0.06	0.13	-0.15	0.11
Co	0.008	0.002	0.011	0.008	0.003
Cr	-0.024	-0.002	-0.047	-0.04	-0.011
Cu	0.016	<0.001	0.009	-0.013	-0.008
Mn	-0.012	-0.001	-0.02	-0.021	-0.028
Mo	-0.003	0.002	-0.011	0.004	0.003
N	0.11	-	0	0.057	0.01
Nb	-0.06	-0.002	-0.006	-0.14	-0.015
Ni	0.012	0	0.01	0.006	0
O	-0.34	-0.19	0.05	-0.20	-0.27
P	0.051	0.01	0.045	0.07	0.29
S	0.046	0.008	0.007	-0.13	-0.25
Si	0.08	0.027	0.047	-0.13	0.063
Sn	0.041	0.003	0.007	-0.011	-0.004
Ti	-	-0.019	-0.53	-0.11	-0.072
V	-0.077	-0.007	-0.093	-0.14	-0.016
W	-0.006	0.005	-0.002	-0.009	0.01
Zr	-	-	-0.63	(-3.0)	-0.052

Referencia (80)

Manganese

SOLUTE X	ϵ_{11}^M	ϵ_{12}^M
Al	8	0.07
C	-0.08	-0.002
	-2.7	-0.070
H	-0.32	-0.13
N	-21	-0.38
	-5.6	-0.11
	-5.2	-0.10
	-4.5	-0.091
	-3.0	-0.064*
O	-5.9	-0.100
	-4.5	-0.082
P	0	0
Si	64	0.55
	4	0.03
S	-5.9	-0.048
	-5.7	-0.046
	-3.9	-0.032*

Referencia (72)

Silicon			
SOLUTE X	ϵ_{11}^S	ϵ_{12}^S	
Al	7.0	0.059	
	6.9	0.057	
B	9.5	0.20	
C	15.0	0.288	
		(1420°C)	
		12.9	0.24
		10.7	0.20
		5.3	0.097
Cr	4.5	0.02	
	3.2	0.015	
Co	2	0.009	
Cu	0	0	
H	4.0	0.74	
	3.7	0.66	
	3.6	0.63	
	3.0	0.50	
Mn	64	0.28	
	4	0.018	
Ni	1.2	0.005	
N	8.6	0.156	
	8.1	0.127	
	6.0	0.089	
	9.7	0.16	
O	-18	-0.28	
	-16	-0.25	
	-13	-0.234	
	-9.5	-0.15	
	-1.8	-0.035	
P	21	0.16	
	14.2	0.11	
		(1515°C)	
	11.5	0.085*	
S	8.0	0.057	
	7.8	0.055	
Ti	6	0.03	
V	32	0.15	
	5.3	0.013	

APPENDICE 6

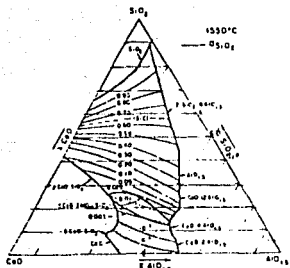


Fig. 1—Activity of SiO₂ in SiO₂-CaO-Al₂O₃ slags at 1350°C

Fig. 1

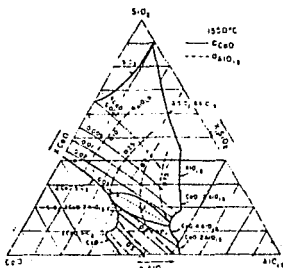


Fig. 2—Activities of CaO and Al₂O₃ in SiO₂-CaO-Al₂O₃ slags at 1350°C.

Fig. 2

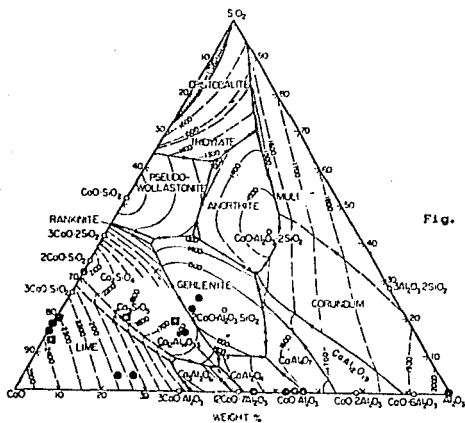


Fig. 3

■ CONTAINS SULFUR, ALSO TWO CaS INCLUSIONS.

Compositions of the non-metallics in plugged samples plotted on the CaO-Al₂O₃-SiO₂ ternary phase diagram.

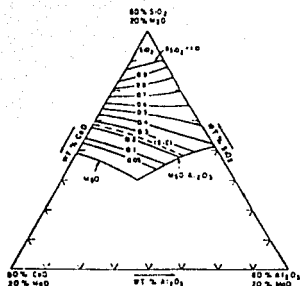


Fig. 1C—Activity of SiO_2 in SiO_2 - CaO - MgO - Al_2O_3 slags, 20 pct MgO .

Fig. 4¹²⁰

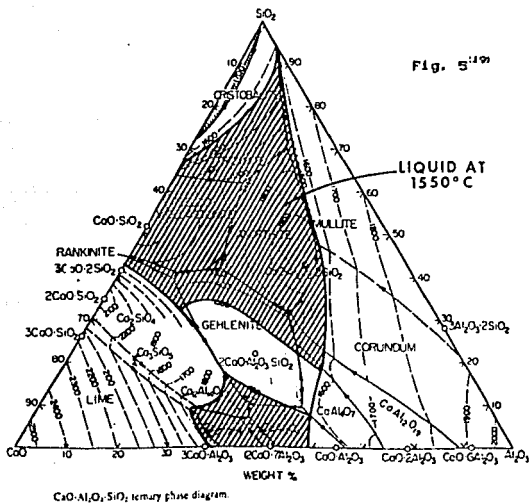


Fig. 5¹²⁹

CaO - Al_2O_3 - SiO_2 ternary phase diagram.

APPENDICE 7

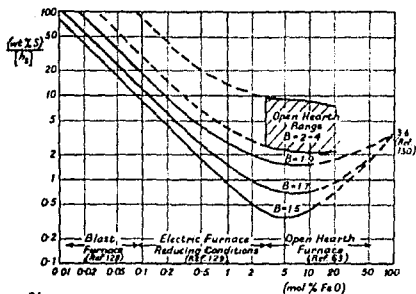


Fig. 1²⁴ Diagram showing the influence of basicity and of iron oxide content of the slag on the distribution of sulphur between slag and metal at 1800°C. The lower curves refer to acid slags with values of the molar acid:base ratio, $B = (\text{CaO} + \text{MgO})/(\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3)$, of approximately 1.5, 1.7 and 1.9. The range of basic open-hearth slags with B between 2 and 4 is shown cross-hatched (after Kocca, Grant and Chipman¹²³).

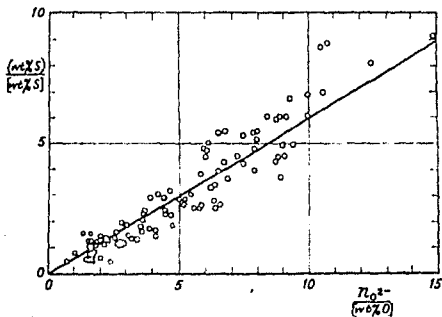
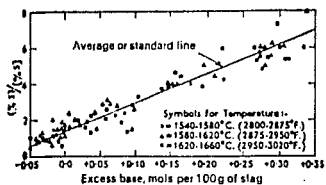
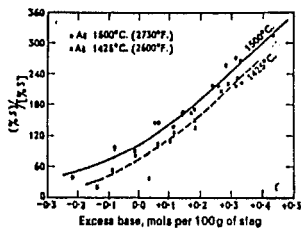


Fig. 2²⁴ Linear relation between the sulphur and oxygen distribution ratios calculated from laboratory equilibrium data at about 1800°C, ²¹⁻²³ illustrating the near equivalence of all basic oxides in desulphurization (after Carter¹²²).



Relation between sulphur partitioning and 'excess base' (see text) for basic open-hearth type slags at 1540°-1660°C. (After Grant and Chipman [15].)

Fig. 3¹⁷².



Relation between sulphur partitioning and 'excess base' (see text) for blast-furnace type slags at 1425° and 1500°C. (After Hatch and Chipman [19].)

Fig. 4¹⁷².

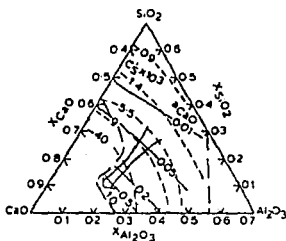
APENDICE 8

$$\log K = \log \frac{a_{\text{Si}}^2}{a_{\text{O}_2}^2} \frac{a_{\text{O}_2}}{a_{\text{Si}}} = -\frac{7750}{T} + 1.996$$

Referencia (72)

$$f'' = \frac{K}{\beta} \quad \text{Referencia (12) e (81)}$$

APENDICE 9



Sulphur capacities in $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ slags at 1923 K (Ref. 29); arrow shows growth of C_S when lime is dissolved in top slag during ladle treatment

Fig. 1⁽²²⁾

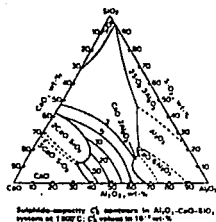


Fig. 2⁽¹⁸⁾

$$\text{Log Ca} = 3.44 \left\{ X_{CaO} + 0.1 X_{MgO} - 0.8 X_{Al_2O_3} - X_{SiO_2} \right\} - \frac{9.894}{T} + 2.05^{(27)}$$

Donde $R = 0.99$ y $\sigma = 0.044$ para los datos experimentales de la referencia (27)

$$\text{Log Ca} = \frac{B}{A} + 2.87 - \frac{17,300}{T}^{(21)}$$

$$\text{donde } B = 5.625 X_{CaO} + 4.15 X_{MgO} - 1.152 X_{SiO_2} + 1.457 X_{Al_2O_3}$$

$$A = X_{CaO} + 1.391 X_{MgO} + 1.867 X_{SiO_2} + 1.65 X_{Al_2O_3}$$

$$\text{Log Ca} = \left\{ \frac{22,690}{T} - \frac{54,640A}{T} \right\} + 43.6 A - 25.2^{(40)}$$

donde $A = X_{Mox} A_{Mox} + X_{Moy} A_{Moy} \dots$

$$y A_i = \frac{0.75}{X_i - 0.25}$$

Teniéndose que X_i es el valor de electronegatividad de Pauling para el óxido i

APENDICE 10

$$\text{Log } K = \text{Log } \frac{a_o}{a} = - \frac{4,130}{T} + 2.604^{(27)}$$

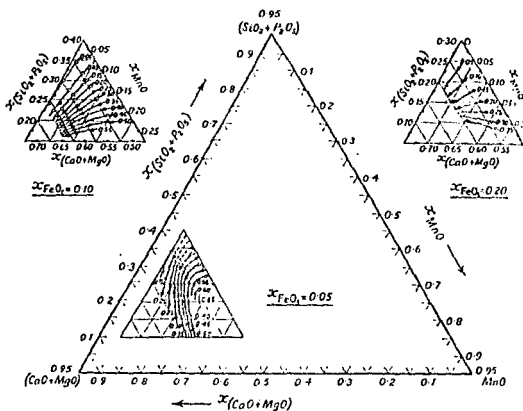
$$\text{Log } \gamma_{\text{FeO}} = -0.17 \text{Log } X_{\text{FeO}} - 0.35 \left\{ X_{\text{CaO}} + 0.1 X_{\text{MgO}} - 0.8 X_{\text{Al}_2\text{O}_3} - X_{\text{SiO}_2} \right\}^{(27)}$$

Donde $R = 0.8$ y $\sigma = 0.035$ para los datos experimentales de la ref. (27)

$$\text{Log } K = - \frac{4,320}{T} + 2.72^{(22)}$$

$$\text{Log } K' = \frac{11,900}{T} - 5.07^{(22)}$$

Fig. 1⁽²⁴⁾



Activity of manganese oxide, a_{MnO} , on ternary sections of the $(\text{CaO} + \text{MgO}) - (\text{FeO}) - (\text{Al}_2\text{O}_3) - (\text{SiO}_2 + \frac{1}{2} \text{O}_2)$ pseudo-ternary system at three levels of the iron oxide content ($X_{\text{FeO}} = 0.05, 0.10, 0.20$). 1550-1750°C (after Turkdogan and Prasad⁽²⁴⁾).

System	$\alpha_{i,j}$ (cal)
$\text{FeO-Fe}_2\text{O}_3$	-7500
FeO-FeO	-10000
$\text{FeO-Al}_2\text{O}_3$	-420
FeO-NiO	3070
$\text{FeO-Cr}_2\text{O}_3$	-12000
	-11500
NiO-FeO	-20000
$\text{NiO-Fe}_2\text{O}_3$	-16150
	-24000
NiO-NiO	-5500
$\text{NiO-Ni}_2\text{O}_3$	-3700
$\text{NiO-Cr}_2\text{O}_3$	9300
$\text{NiO-Cr}_2\text{O}_3$	1000

Table 1. (11)

APPENDICE 11

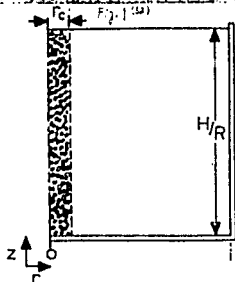
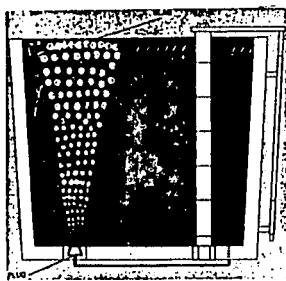


Fig. 3 (12)

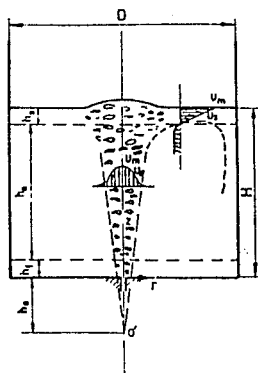


Fig. 2 (12)

Fig. 5 (50)

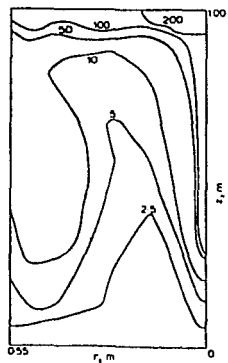
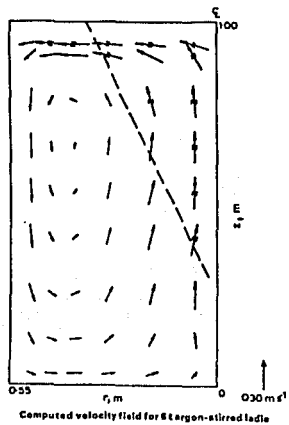


Fig. 6 (50)

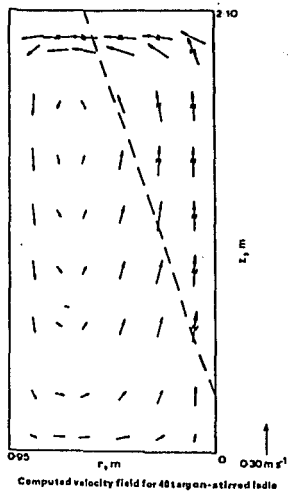
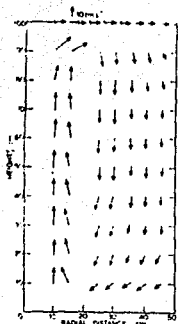


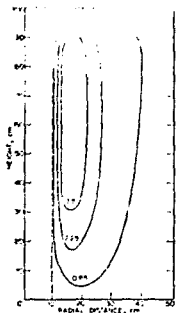
Fig. 7 (50)

APENDICE 12



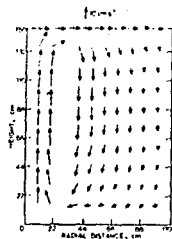
Computed velocity profiles for 71 organo-sulfide balls using parameter $\beta = 25$ (in cm^2/min)

Fig. 1



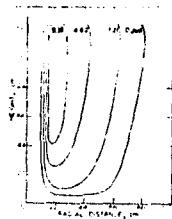
Computed eddy diffusivity profiles for 71 balls for same conditions as shown in Fig. 1; figures on marked are D_e values

Fig. 3



Computed velocity profiles for 881 organo-sulfide balls using parameter $\beta = 25$ (in cm^2/min)

Fig. 2



Computed eddy diffusivity profiles for 881 balls for same conditions as shown in Fig. 1; figures on marked are D_e values

Fig. 4

Fig. 6: 50:

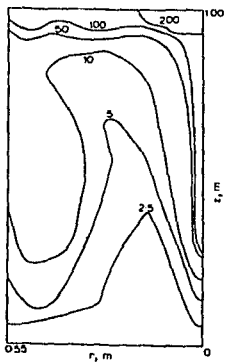
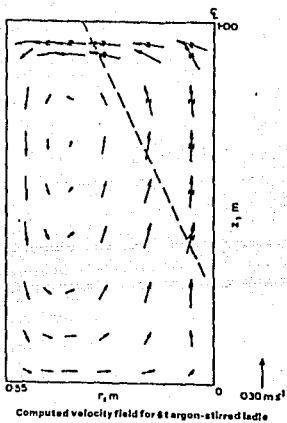


Fig. 6: 50:

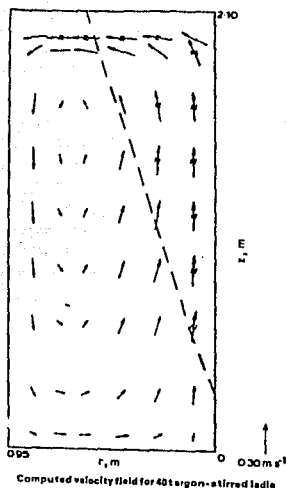
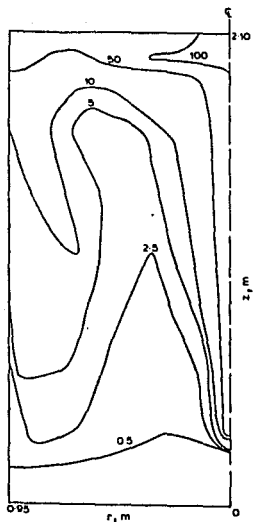
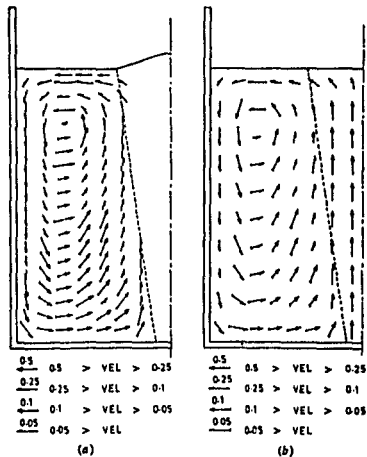


Fig. 7: 50:



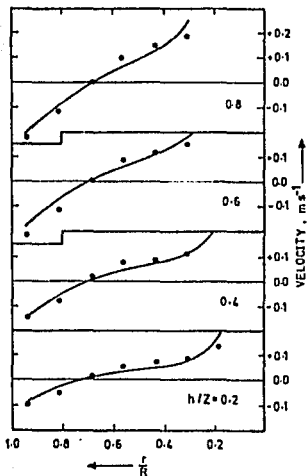
Computed spatial distribution of turbulent energy
 $\times 10^6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-2}$ for 40 knots

FIG. 8



(a) Experimentally measured velocity field (m s^{-1}) in the water model due to submerged gas injection. Tank diameter = 0.50 m, liquid depth = 0.45 m, and gas flow rate = $430 \text{ cm}^3 \text{ s}^{-1}$. (b) Theoretically predicted velocity field (m s^{-1}) in the water model of dimensions and gas flow rate same as in Fig. 3(a).

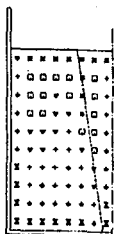
FIG. 9



• Experimental
 — Prediction

Comparison of experimentally measured and theoretically predicted vertical velocity components at different depths in the water model.

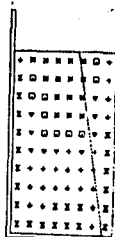
Fig. 10¹⁴⁹²



□ 0.01 < TE < 0.022
 ◻ 0.006 < TE < 0.01
 ▽ 0.004 < TE < 0.008
 + 0.002 < TE < 0.004
 • 0.0005 < TE < 0.002
 X TE < 0.0005

Predicted turbulence energy distribution ($m^2 s^{-2}$) in the water model.

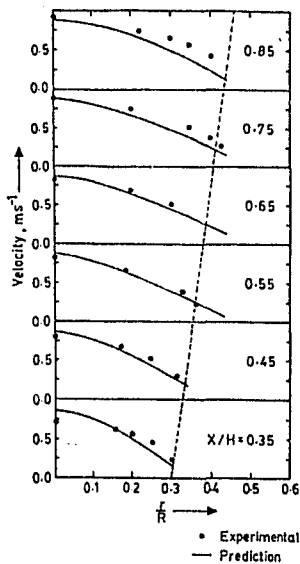
Fig. 11¹⁴⁹²



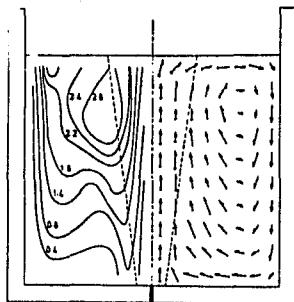
■ 1.0 < VIS < 1.2
 ◻ 0.8 < VIS < 1.0
 ▽ 0.6 < VIS < 0.8
 • 0.4 < VIS < 0.6
 + 0.2 < VIS < 0.4
 X VIS < 0.2

Predicted effective viscosity distribution ($kg m^{-1} s^{-1}$) in the water model.

Fig. 12¹⁴⁹²



Comparison of experimental velocity distribution and predicted vertical velocity component for different sections of plane in pilot scale (1 ton) water model.



$\frac{1.8}{0.50}$ - VEL - 3.00 $\frac{0.28}{0.10}$ - VEL - 0.25
 $\frac{0.28}{0.25}$ - VEL - 0.50 $\frac{0.18}{}$ - VEL - 0.10

Predicted velocity field ($m s^{-1}$) and effective viscosity ($kg m^{-1} s^{-2}$) field in pilot scale water model. Vessel diameter = 1.1 m, liquid depth = 1.0 m, and gas flow rate = $1.67 \times 10^{-3} m^3 s^{-1}$.

Fig. 14⁽⁴⁹⁾

Fig. 13⁽⁴⁹⁾

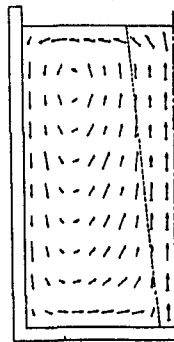
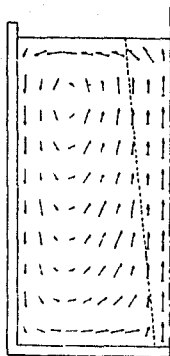


Fig. 15⁽⁴⁹⁾ $\frac{1.50}{0.75}$ 1.50 > VEL > 0.75 $\frac{0.35}{0.15}$ 0.35 > VEL > 0.15
 $\frac{0.75}{0.75}$ 0.75 > VEL > 0.35 $\frac{0.15}{0.15}$ 0.15 > VEL

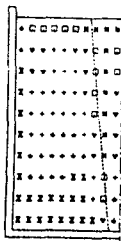
Predicted velocity field ($m s^{-1}$) in 250 l vessel at a gas flow rate of $0.35 Nm^3 min^{-1}$.



$\frac{150}{0.25}$ 150 > VEL > 0.75
 $\frac{0.25}{0.35}$ 0.75 > VEL > 0.35
 $\frac{0.35}{0.15}$ 0.35 > VEL > 0.15
 $\frac{0.15}{0.15}$ 0.15 > VEL

Predicted velocity field ($m s^{-1}$) in 500 l vessel at a gas flow rate of $0.50 Nm^3 min^{-1}$.

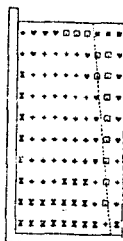
Fig. 17 ⁴²⁷



\square 01 < TE < 018
 \square 005 < TE < 01
 ∇ 002 < TE < 005
 \cdot 001 < TE < 002
 \cdot 0003 < TE < 001
 \times TE < 0003

Predicted turbulent kinetic energy distribution ($m^2 s^{-2}$) in the 500 l vessel.

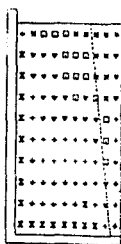
Fig. 18 ⁴²⁹



\square 01 < VE < 013
 \square 005 < VE < 01
 ∇ 002 < VE < 005
 \cdot 001 < VE < 002
 \cdot 0003 < VE < 001
 \times VE < 0003

Predicted turbulent kinetic energy distribution ($m^2 s^{-2}$) in the 250 l vessel.

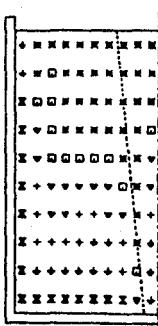
Fig. 19 ⁴²⁷



\square 90 < VIS < 132
 \square 70 < VIS < 90
 ∇ 50 < VIS < 70
 \cdot 30 < VIS < 50
 \cdot 10 < VIS < 30
 \times VIS < 10

Predicted effective viscosity distribution ($kg m^{-1} s^{-1}$) for the flow field of the 250 l vessel.

Fig. 20 ⁴²⁷



- x $90 < \text{VIS} < 190$
- o $70 < \text{VIS} < 90$
- v $50 < \text{VIS} < 70$
- + $30 < \text{VIS} < 50$
- ◊ $10 < \text{VIS} < 30$
- x $\text{VIS} < 10$

Predicted effective viscosity distribution ($\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$) for the flow field of the 500 l vessel.

. 1g. 20. 4. 23

APENDICE 13

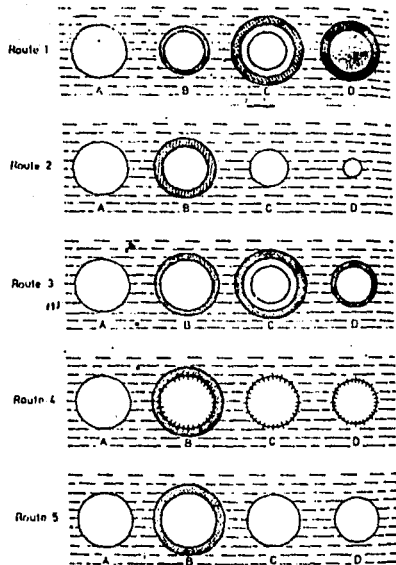


Fig. 1 (58) FIG.1

LUMP DIAMETER 5(CM)
100% NATURAL CONVECTION CONDITIONS

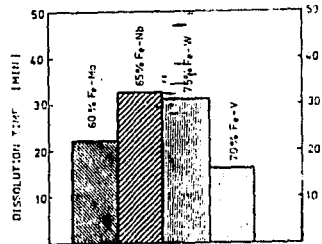


Fig. 2 (59)

STEEL BATH TEMPERATURE 1600°C
LUMP DIAMETER 6(CM)

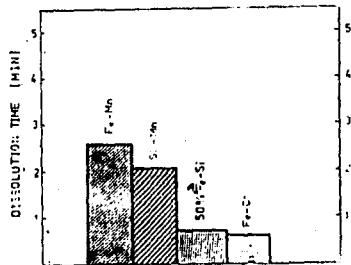


Fig. 3 (58)

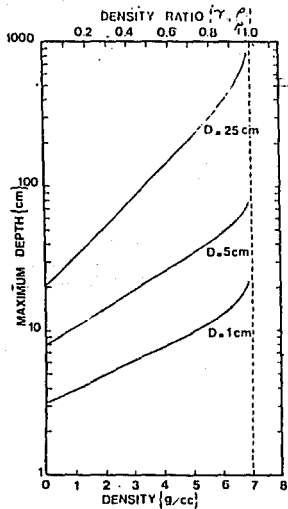


Fig. 4¹⁰⁰

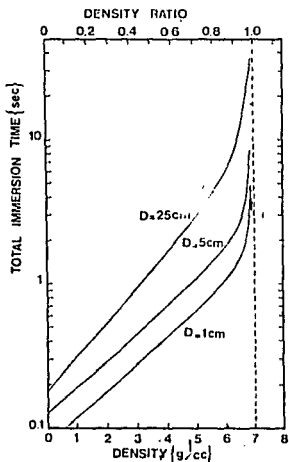


Fig. 5¹⁰⁰

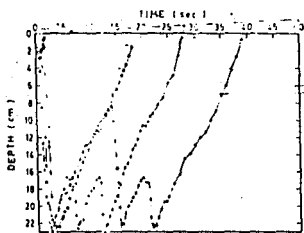


Fig. 6¹⁰⁰

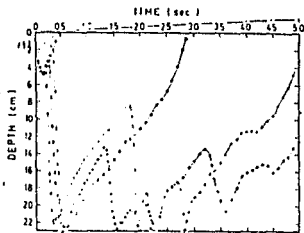
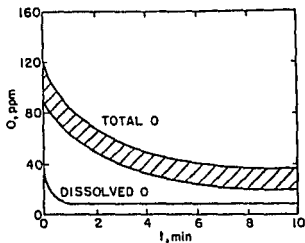


Fig. 7¹⁰⁰

APENDICE 14



-3.

Schematic diagram indicating decrease in total and dissolved oxygen content with Ar bubbling at 3-5 CFM in a 200 ton ladle.

Fig. 1 (23)

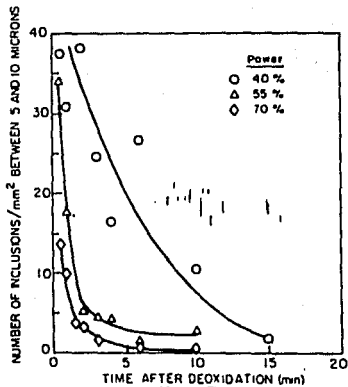


Fig. 2 (60)

APENDICE 15

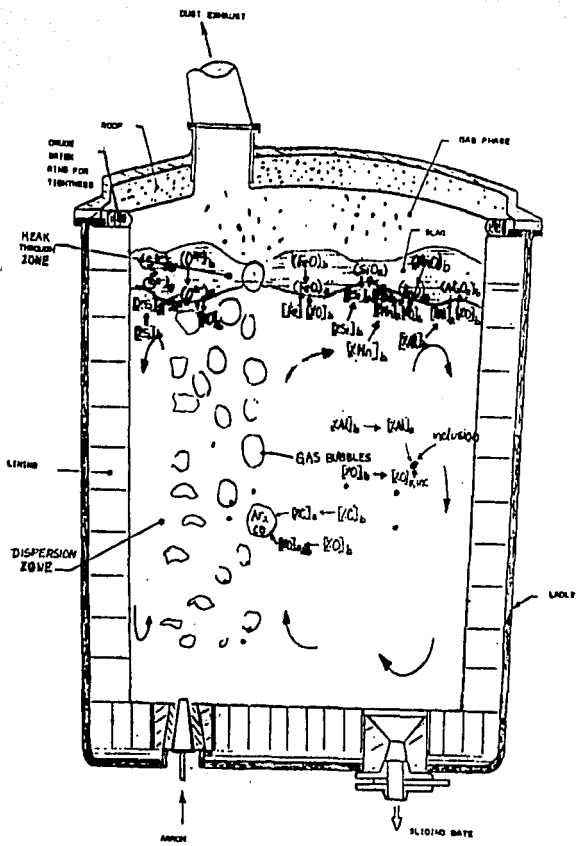


Fig. 1

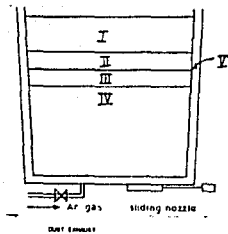


Fig. 2

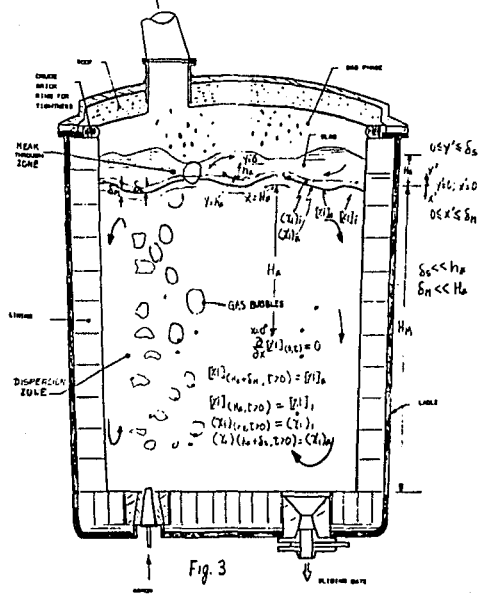


Fig. 3

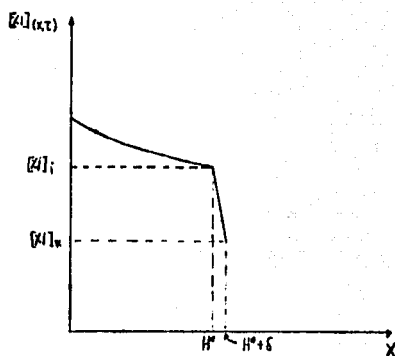


Fig. 4

donde $\delta \ll H^*$

APENDICE 16

JRUN

DESARROLLO EN SERIE DE LA ECUACION DE DIFUSION

NUMERO DE TERMINOS DE LA SERIE CALCULADOS = 4

PARAMETRO DE MEZCLADO = .0001

TIEMPO (SEG.) = 0

EL TERMINO (0) = -.810565677
EL TERMINO (1) = .0900628529
EL TERMINO (2) = -.0324226271
EL TERMINO (3) = .0165421567
EL TERMINO (4) = -.0100069837

TIEMPO (SEG.) = 5

EL TERMINO (0) = -.809566293
EL TERMINO (1) = .0890683842
EL TERMINO (2) = -.0314378911
EL TERMINO (3) = .0155717825
EL TERMINO (4) = -.05532518E-03

TIEMPO (SEG.) = 10

EL TERMINO (0) = -.808568142
EL TERMINO (1) = .0880848962
EL TERMINO (2) = -.0304830633
EL TERMINO (3) = .0146583311
EL TERMINO (4) = -.8.19416889E-03

TIEMPO (SEG.) = 15

EL TERMINO (0) = -.807571222
EL TERMINO (1) = .0871122679
EL TERMINO (2) = -.0295572355
EL TERMINO (3) = .0137784635
EL TERMINO (4) = -.741490806E-03

TIEMPO (SEG.) = 20

EL TERMINO (0) = -.80657553
EL TERMINO (1) = .0861503793
EL TERMINO (2) = -.0286595266
EL TERMINO (3) = .0129690562
EL TERMINO (4) = -.670975452E-03

TIEMPO (SEG.) = 25

EL TERMINO (0) = -.805581067
EL TERMINO (1) = .0851991118
EL TERMINO (2) = -.0277890833
EL TERMINO (3) = .0122270905
EL TERMINO (4) = -.607166067E-03

TIEMPO (SEG.) = 30

EL TERMINO (0) = -.804587829
EL TERMINO (1) = .0842583481
EL TERMINO (2) = -.0269450767
EL TERMINO (3) = .011509841
EL TERMINO (4) = -.549424918E-03

TIEMPO (SEG.) = 35

EL TERMINO (0) = -.803595816
EL TERMINO (1) = .0833279723
EL TERMINO (2) = -.0261267041
EL TERMINO (3) = .0108346657
EL TERMINO (4) = -.47717492E-03

TIEMPO (SEG.) = 40

EL TERMINO (0) = -.802605026

EL TERMINO (1) = .0824078696
EL TERMINO (2) = -.0253331871
EL TERMINO (3) = .0101990971
EL TERMINO (4) = -4.49893867E-03

TIEMPO (SEG.) = 45

EL TERMINO (0) = -.801615458
EL TERMINO (1) = .0814979267
EL TERMINO (2) = -.0245637707
EL TERMINO (3) = 9.60081109E-03
EL TERMINO (4) = -4.07109215E-03

IRUN

DESARROLLO EN SERIE DE LA ECUACION DE DIFUSION

NUMERO DE TERMINOS DE LA SERIE CALCULADOS = 4

PARAMETRO DE MEZCLADO = .001

TIEMPO (SEG.) = 0

EL TERMINO (0) = -.810565677
EL TERMINO (1) = .0900628529
EL TERMINO (2) = -.0324226271
EL TERMINO (3) = .0165421567
EL TERMINO (4) = -.0100069837

TIEMPO (SEG.) = 5

EL TERMINO (0) = -.800627109
EL TERMINO (1) = .0805980313
EL TERMINO (2) = -.0238177229
EL TERMINO (3) = 9.03762097E-03
EL TERMINO (4) = -3.6839336E-03

TIEMPO (SEG.) = 10

EL TERMINO (0) = -.790810401
EL TERMINO (1) = .07212788
EL TERMINO (2) = -.0174965441
EL TERMINO (3) = 4.93760243E-03
EL TERMINO (4) = -1.35618956E-03

TIEMPO (SEG.) = 15

EL TERMINO (0) = -.781114054

EL TERMINO (1) = .0645478678
EL TERMINO (2) = -.0128529943
EL TERMINO (3) = 2.677800348E-03
EL TERMINO (4) = -4.5926286E-04

TIEMPO (SEG.) = 20

EL TERMINO (0) = -.771536605
EL TERMINO (1) = .057764449
EL TERMINO (2) = -9.44183385E-03
EL TERMINO (3) = 1.47380526E-03
EL TERMINO (4) = -1.83796655E-04

TIEMPO (SEG.) = 25

EL TERMINO (0) = -.762076584
EL TERMINO (1) = .0518939083
EL TERMINO (2) = -8.93598892E-03
EL TERMINO (3) = 8.05196914E-04
EL TERMINO (4) = -6.76622142E-05

TIEMPO (SEG.) = 30

EL TERMINO (0) = -.752732554
EL TERMINO (1) = .0462613287
EL TERMINO (2) = -8.09519053E-03
EL TERMINO (3) = 4.37910265E-04
EL TERMINO (4) = -2.49089149E-05

TIEMPO (SEG.) = 35

EL TERMINO (0) = -.743505094
EL TERMINO (1) = .0413996658
EL TERMINO (2) = -3.74293656E-03
EL TERMINO (3) = 2.40340018E-04
EL TERMINO (4) = -9.16987492E-06

TIEMPO (SEG.) = 40

EL TERMINO (0) = -.734386799

EL TERMINO (1) = .0370489215
EL TERMINO (2) = -2.74956825E-03
EL TERMINO (3) = 1.51307062E-04
EL TERMINO (4) = -5.37576351E-06

TIEMPO (SEG.) = 45

EL TERMINO (0) = -.725382282
EL TERMINO (1) = .0331554024
EL TERMINO (2) = -2.01983802E-03
EL TERMINO (3) = 7.17081346E-05
EL TERMINO (4) = -1.24274097E-06

IRON

DESARROLLO EN SERIE DE LA ECUACION DE DIFUSION

NUMERO DE TERMINOS DE LA SERIE CALCULADOS = 4

PARAMETRO DE MEZCLADO = .01

TIEMPO (SEG.) = 0

EL TERMINO (0) = -.810565677
EL TERMINO (1) = .0900628529
EL TERMINO (2) = -.0324226271
EL TERMINO (3) = .0165421567
EL TERMINO (4) = -.0100069837

TIEMPO (SEG.) = 5

EL TERMINO (0) = -.716486171
EL TERMINO (1) = .0296710583
EL TERMINO (2) = -1.46377681E-03
EL TERMINO (3) = 3.91933216E-05
EL TERMINO (4) = -4.57498021E-07

TIEMPO (SEG.) = 10

EL TERMINO (0) = -.633329679
EL TERMINO (1) = 9.7730612E-03
EL TERMINO (2) = -6.79029997E-05
EL TERMINO (3) = 9.28607135E-08
EL TERMINO (4) = -2.07158371E-11

TIEMPO (SEG.) = 15

EL TERMINO (0) = -.559822894

EL TERMINO (1) = 5.22038437E-03
EL TERMINO (2) = -5.10748714E-06
EL TERMINO (3) = 2.20014834E-10
EL TERMINO (4) = -9.56227e05E-16

TIEMPO (SEG.) = 20

EL TERMINO (0) = -.494847603
EL TERMINO (1) = 1.06095052E-03
EL TERMINO (2) = -1.42209863E-07
EL TERMINO (3) = 5.21281009E-13
EL TERMINO (4) = -4.37166937E-20

TIEMPO (SEG.) = 25

EL TERMINO (0) = -.437413604
EL TERMINO (1) = 3.49528001E-04
EL TERMINO (2) = -6.5060583E-09
EL TERMINO (3) = 1.23507079E-15
EL TERMINO (4) = -1.99863432E-24

TIEMPO (SEG.) = 30

EL TERMINO (0) = -.386645625
EL TERMINO (1) = 1.15151532E-04
EL TERMINO (2) = -2.47831398E-10
EL TERMINO (3) = 2.92625248E-18
EL TERMINO (4) = -9.1373312E-29

TIEMPO (SEG.) = 35

EL TERMINO (0) = -.3417e9982
EL TERMINO (1) = 3.793e4622E-05
EL TERMINO (2) = -1.36298432E-11
EL TERMINO (3) = 6.9331e816E-21
EL TERMINO (4) = -4.177393e4E-33

TIEMPO (SEG.) = 40

EL TERMINO (0) = -.302102787
EL TERMINO (1) = 1.24981115E-05

EL TERMINO (2) = -6.23750976E-13
EL TERMINO (3) = 1.64267511E-23
EL TERMINO (4) = -1.90981556E-37

TIEMPO (SEG.) = 45

EL TERMINO (0) = -.267039525
EL TERMINO (1) = 4.1174822E-06
EL TERMINO (2) = -2.85451053E-14
EL TERMINO (3) = 3.89198923E-26
EL TERMINO (4) = 0

JRUN

DESARROLLO EN SERIE DE LA ECUACION DE DIFUSION

NUMERO DE TERMINOS DE LA SERIE CALCULADOS = 4

PARAMETRO DE MEZCLADO = .1

TIEMPO (SEG.) = 0

EL TERMINO (0) = -.810565e77
EL TERMINO (1) = .0900e28529
EL TERMINO (2) = -.032422e271
EL TERMINO (3) = .01e5421567
EL TERMINO (4) = -.01000e9637

TIEMPO (SEG.) = 5

EL TERMINO (0) = -.23e045846
EL TERMINO (1) = 1.35649772E-06
EL TERMINO (2) = -1.30632729E-15
EL TERMINO (3) = 9.22128765E-29
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 10

EL TERMINO (0) = -.06873920e4
EL TERMINO (1) = 2.04311323E-11
EL TERMINO (2) = -5.2e327182E-29
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 15

EL TERMINO (0) = -.020017e304

EL TERMINO (1) = 3.07727144E-16
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 20

EL TERMINO (0) = -5.82935921E-03
EL TERMINO (1) = 4.63488724E-21
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 25

EL TERMINO (0) = -1.697575E-03
EL TERMINO (1) = 6.98091801E-26
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 30

EL TERMINO (0) = -4.94352941E-04
EL TERMINO (1) = 1.05144343E-30
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 35

EL TERMINO (0) = -1.43961159E-04
EL TERMINO (1) = 1.58365026E-35
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 40

EL TERMINO (0) = -4.19251036E-05

EL TERMINO (1) = 0
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

TIEMPO (SEG.) = 45

EL TERMINO (0) = -1.22084795E-05
EL TERMINO (1) = 0
EL TERMINO (2) = 0
EL TERMINO (3) = 0
EL TERMINO (4) = 0

APENDICE 17

DESCRIPCION DE LA MANUFACTURA DEL ACERO 1012.

Tiempo	D(l/min)	Operación	Observaciones	Corrida de cálculo.
0	-	Desaerificación	H5A	
15	-	Muestra 1M-1E	1440°C H5A	
90	-	Vaciado	H5A-1.F	
168	-	Carga 10Kg Al-8Mg Grafito-20Kg FeSi	La carga se efectuó a la mitad del vaciado a la olla.	
310	-	Vaciado	Termina el vaciado, y se transporta la olla.	
400	-	Muestra 2M-2E	T = 1580°C	A
450	-	Muestra 3E		
490	-	Muestra 3M		
505	-	Muestra 4E		
550	-	Muestra 4M		
575	-	Muestra 5E		
595	-	Muestra 5M		
620	-	Muestra 6E-6M		B

1000	-	Muestra 7E	Comienza flujo de Argón.	
1020	20	LF		
1060	20	Muestra 7M	T = 1590°C	
1210	85	LF		
1230	85	Carga 12Kg. Grafito, 40Kg. FeSi, 40Kg. Al.		C
1440	85-110	LF	Se terminó de cargar	
1710	110	Muestra 8M		
1800	20	LF		
1810	20	Muestra 8E		
2240	20	Muestra 9E		
2250	20	Muestra 9M		
2290	180	LF		
2340	180	Carga 16Kg. Grafito, 30Kg. FeSi, 10Kg. Al.		D
2460	55	LF	T = 1577°C	
2730	55	Muestra 10M		
2760	55	Muestra 10E		
3290	150	Carga 8Kg. Grafito, 20Kg. FeSi, 10Kg. Al.		F
3420	0	LF	Se suspendió inyección de Argón.	
3610	0	Muestra 11M		

3640 0 Muestra 11E
 3660 0 LF Termina el proceso.

COMPOSICION DE LAS MUESTRAS OBTENIDAS.

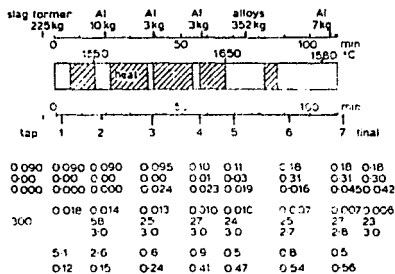
Elemento Muestra	Carbono	Manganeso	Silicio	Fósforo	Azufre	Cromo
1M	0.047	0.072	-0.002	0.008	0.020	0.067
2M	0.062	0.326	0.096	0.014	0.023	0.093
3M	0.064	0.329	0.106	0.014	0.023	0.097
4M	0.065	0.361	0.123	0.015	0.024	0.098
5M	0.061	0.348	0.110	0.015	0.024	0.096
6M	0.064	0.347	0.108	0.015	0.025	0.096
7M	0.057	0.338	0.103	0.015	0.023	0.093
8M	0.076	0.443	0.154	0.017	0.022	0.103
10M	0.141	0.496	0.213	-	0.025	0.108
11M	0.129	0.497	0.251	-	0.023	0.104

Elemento	Niquel	Molibdeno	Aluminio	Titanio
Muestra				
1M	0.134	0.027	0.210	0.001
2M	0.132	0.026	0.009	0.002
3M	0.133	0.026	0.019	0.002
4M	0.134	0.026	0.018	0.003
5M	0.131	0.026	0.013	0.002
6M	0.133	0.026	0.014	0.002

7H	0.131	0.025	0.005	0.002
8H	0.132	0.026	0.040	0.003
10H	0.130	0.026	0.041	-
11H	0.129	0.025	0.035	-

Compuesto	CaO	MgO	MnO	FeO	Cr ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	SiO ₂	C	S
Muestra									
1E	30.32	5.38	7.53	35.73	1.17	3.78	14.44	0.19	0.097
2E	34.10	7.21	8.8	12.79	0.44	7.5	21.82	1.54	0.073
3E	31.39	6.77	8.85	8.53	0.54	9.71	22.20	2.45	0.071
4E1	34.56	7.87	8.27	8.93	0.41	11.28	22.3	1.59	0.079
5E	28.75	7.54	8.37	8.98	0.39	10.92	22.61	0.86	0.20
6E	32.54	7.31	8.10	8.00	0.41	11.34	24.75	1.17	0.12
7E	34.29	7.24	8.28	4.69	0.41	14.56	22.61	0.26	0.053
8E	31.99	9.68	3.92	3.02	0.07	21.56	26.32	0.02	0.046
9E	31.93	9.73	2.44	3.58	0.05	21.6	27.64	0.02	0.046
10E	32.93	9.46	1.44	2.03	0.02	24.39	27.35	0.04	0.129
11E	34.11	10.03	0.94	1.39	0.01	26.30	25.05	0.02	0.164

APENDICE 18



Heat log of process 1A for open steel in Dairei Ohmori'

La figura muestra una prueba obtenida en la manufactura de 16 t de un acero JIS SCM21. Se agregaron 225 Kg. de materiales formadores de escoria durante el vaciado. Dentro de los primeros 30 min. en el LF, las 300 ppm de oxígeno iniciales disminuyen primero a 58 ppm y después a 25 ppm, primero mediante la desoxidación por difusión mediante adiciones de escorificantes, y después mediante la desoxidación por precipitación 18 minutos después de la adición de 10 Kg. (0.625 Kg/l) de aluminio, así que el nivel de oxígeno se mantiene constante durante toda la refinación. Posteriormente, se agregan 6 Kg. de aluminio, el cual se consume exclusivamente debido a la reducción de la sílice en la escoria.

La potencia de agitación es de valor bajo (160W), es decir, una densidad de potencia de agitación de 72W/m³. El volumen de escoria es menor a 18 Kg/l, el cual es suficiente para promover la desoxidación. Existen incrementos de baja magnitud en el contenido de carbono e hidrógeno, que son debidos respectivamente a la disolución de los electrodos y a la reducción del hidrógeno de la humedad atmosférica.

APENDICE 19

A

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

YNORMALIZADOS, ANALISIS (1)
7.9556 21.1455 2.7741 13.567 16.1715 7.646 4.467 1.6536 .0774

N DEL EXCESO BASE (MOL/(OGR), AN. (1)
.079 .3854 .1314 .1929 .645 .1877 3.1E-03 .1561 2.4E-03

FRACCION MOL, ANALISIS (1)
.0447 .2189 .0749 .1077 .3664 .1073 1.7E-03 .0773 1.4E-03

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA = 1220

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II) = 2.9719

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II) = 3.4325

(%S)/(%R) ENTRE ESCORIA Y METAL = .1581

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 1.4E-03

PPM DE OXIGENO EN EQ. CON LA ESCORIA = 628

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 4894

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = .976999999

COEF. DE ACT. DE AZUFRE = .962

COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .544

COEF. DE ACT. DE SILICIO = 1.583

COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.257

COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .612

PPM OXIGENO EN ED. CON FEC ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 660.522

PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 1.8692633

(%S) / (%S) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = .169607306

(%S) EN EL METAL EN ED. CON FEC, AN. (1) = .456

FRACCION MOL DE FEC EN LA ESCORIA EN
ED. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = .097493914

RESULTADOC

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1) :

XC = .044	XMN = 7.324
YS = .023	YP = .014
YST = .094	YAL = .022
YNT = .132	YCP = .097
XMO = .024	XM = 4E-04
XTI = 2E-03	XT = 4E-04
XO = .04	XN = 7E-07
X4 = 9E-04	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 7.9554
 SILICE = 25.1455
 OXIDO DE MN(III) = 9.7344
 OXIDO DE FE(II) = 17.567
 CAL = 36.1715
 OXIDO DE MG = 7.648
 OXIDO DE CR(III) = .4667
 CARBONO = 1.6736
 AZUFRE = .0774
 ACTIVIDADES DE:
 ALUMINA = .02987
 SILICE = .02129

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL.86928133E-04

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) = 1580

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM²) = 41547.66

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 230

MASA DE ESCORIA (KG) = 1230

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 190

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) = 220

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =900
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =900
PRESION DE TRABAJO (ATM) =1.77

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1)=.1
DE SULFURO PARA EL AN. (1)=.05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1)=.1
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1)=.008
DE MANGANESO PARA EL AN. (1)=.11
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1)=.09
DE CARBONO PARA EL AN. (1)=1
DE SILICIO PARA EL AN. (1)=.03
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1)=.29
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1)=.5

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN EL METAL EN EL AN. (1) = 2.33369048E-03
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = .233369048

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1)=2.28125E-04
DE SULFURO PARA EL AN. (1)=4.21875E-05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1)=4.5625E-04
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1)=1.8058626E-03
DE MANGANESO PARA EL AN. (1)=1.46E-04
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1)=4.277043E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1)=5.0833333E-03
DE SILICIO PARA EL AN. (1)=2.08571429E-04
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1)=7.57037037E-04
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1)=2.28125E-07

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA =9.50389963E-03

DE AZUFRESEGUN SAND =6.0662737E-03
DE SULFUROSEGUN SAND =7.83132571E-03
DE OXIGENOSSEGUN SAND =6.0662737E-03

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAFEN) =8.28941156
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWERTFEGER) =40.9086392
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0663962467

OMEGA DE MM =.347294574

NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.7601

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T =1.71491369 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = .0595897466
(%O), MODELO 2 = .0596245422
(%S), MODELO 1 = .0230269721
(%S), MODELO 2 = .0230116442
(%MN) = .325998889
(%MN) DE EQ. = .325507283
(%MNO)/(%MN) DE EQ. = .230320862
(%C) = .0679999818
(%C) DE EQ. A (T=1.71491369) = .0350910992
(%SI) = .095903497
(%SI) EN EQ. A (T=1.71491369) = 1.68502168E-04
(%AL) = .0219224571
(%AL) EN EQ. A (T=1.71491369) = 3.86524809E-06
(%S) ESCORIA = .0768418166
(%FEO) = 13.5441403
(%FEO) EN EQ. A (T=1.71491369) = 9.70733638
(%MNO) = 9.33464818
(%MNO) EN EQ. A (T=1.71491369) = 9.37385392
(%O) EN EQ. CON ESCORIA = .0668687451
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(%SULFURO) DE EQ. = 9.12330177E-03
(%S) DE EQ. = .195126726

AL TIEMPO T =2.94092898 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = .0593041302
(%O), MODELO 2 = .0593575727
(%S), MODELO 1 = .0230400446
(%S), MODELO 2 = .0230198536
(%MN) = .326001532
(%MN) DE EQ. = .326397184
(%MNO)/(%MN) DE EQ. = .22874603
(%C) = .0639999691
(%C) DE EQ. A (T=2.94092898) = .0353326884
(%SI) = .0958345692

(%SI) EN ED. A (T=2.94092898)=1.70800005E-04
(%AL) =.0218671883
(%SI) EN ED. A (T=2.94092898)=3.29000499E-06
(%S) ESCORIA =.0764459509
(%FEO) =13.7274091
(%FEO) EN ED. A (T=2.94092898) =9.66090668
(%MNO) =9.33453353
(%MNO) EN ED. A (T=2.94092898) =9.30975966
(%O) EN ED. CON ESCORIA= .0668687451
(%O) EN ED. CON ALUMINIO= 2.2291249E-04
(%SULFURO) DE ED. = 9.12330177E-03
(%S) DE ED. = .195126726

AL TIEMPO T =5.04343937 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0588018274
(%O), MODELO 2 =.0589025325
(%S), MODELO 1 =.0210581775
(%S), MODELO 2 =.0230339126
(%MN) =.324006731
(%MN) DE ED. = .327019607
(%MNO)/(MN) DE ED. = .27764964
(%C) =.043999947
(%C) DE ED. A (T=5.04343937)=.0055028552
(%SI) =.0957164804
(%SI) EN ED. A (T=5.04343937)=1.72479749E-04
(%AL) =.0217727318
(%AL) EN ED. A (T=5.04343937)=3.94118283E-06
(%S) ESCORIA =.0757723173
(%FEO) =13.4979906
(%FEO) EN ED. A (T=5.04343937) =9.58224508
(%MNO) =9.33430901
(%MNO) EN ED. A (T=5.04343937) =9.26313756
(%O) EN ED. CON ESCORIA= .0668687451
(%O) EN ED. CON ALUMINIO= 2.2291249E-04
(%SULFURO) DE ED. = 9.12330177E-03
(%S) DE ED. = .195126726

AL TIEMPO T =8.64906321 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0580093059
(%O), MODELO 2 =.0581703206
(%S), MODELO 1 =.021085084

(YS), MODELO 2 = .0230577618
(YMN) = .326027417
(XMN) DE EQ. = .329075956
(YMN0)/(MN) DE EQ. = .225799347
(YC) = .0639999104
(XC) DE EQ. A (T=8.64906324) = .0357939386
(XSI) = .095514317
(XSI) EN EQ. A (T=8.64906324) = 1.75319623E-04
(XAL) = .021611697
(XAL) EN EQ. A (T=8.64906324) = 4.02427991E-06
(XS) ESCORIA = .0746332191
(XFED) = 13.4454819
(XFED) EN EQ. A (T=8.64906324) = 9.44987816
(XMND) = 9.33359415
(XMND) EN EQ. A (T=8.64906324) = 9.18979163
(YO) EN EQ. CON ESCORIA = .0669687451
(XO) EN EQ. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(XSULFURO) DE EQ. = 9.12330177E-03
(YS) DE EQ. = .195126726

AL TIEMPO T = 14.832397 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(YO), MODELO 1 = .0566489822
(XO), MODELO 2 = .0568296455
(YS), MODELO 1 = .02312882
(YS), MODELO 2 = .0230979384
(XMN) = .326074442
(XMN) DE EQ. = .32987136
(YMN0)/(MN) DE EQ. = .222679222
(YC) = .0679998491
(XC) DE EQ. A (T=14.832397) = .0362953137
(XSI) = .0951686483
(XSI) EN EQ. A (T=14.832397) = 1.80265517E-04
(XAL) = .0213383074
(XAL) EN EQ. A (T=14.832397) = 4.17011138E-06
(XS) ESCORIA = .0727267408
(XFED) = 13.3497171
(XFED) EN EQ. A (T=14.832397) = 9.22826151
(XMND) = 9.33137063
(XMND) EN EQ. A (T=14.832397) = 9.06284597
(XO) EN EQ. CON ESCORIA = .0668687451
(XO) EN EQ. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(XSULFURO) DE EQ. = 9.12330177E-03

(XS) DE ED. = .195126726

AL TIEMPO T =25.4362807 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 = .0544057801
(XD), MODELO 2 = .0546668027
(XS), MODELO 1 = .0232016406
(XS), MODELO 2 = .023164807
(XMN) = .326226062
(XMN) DE ED. = .332921663
(XMN)/(MN) DE ED. = .217456994
(XC) = .0639997494
(XC) DE ED. A (T=25.4362807) = .0371669454
(XSI) = .0945788588
(XSI) EN ED. A (T=25.4362807) = 1.8902763E-04
(XAL) = .020877505
(XAL) EN ED. A (T=25.4362807) = 4.43064669E-06
(XS) ESCORIA = .0695890637
(XFED) = 13.1702565
(XFED) EN ED. A (T=25.4362807) = 8.86285375
(XMNO) = 9.32479313
(XMNO) EN ED. A (T=25.4362807) = 8.85030592
(XD) EN ED. CON ESCORIA = .0668687451
(XD) EN ED. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(XSULFURD) DE ED. = 9.12330177E-03
(XS) DE ED. = .195126726

AL TIEMPO T =43.6210261 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 = .050808627
(XD), MODELO 2 = .051148508
(XS), MODELO 1 = .0233213634
(XS), MODELO 2 = .0232739936
(XMN) = .326666405
(XMN) DE ED. = .338076185
(XMN)/(MN) DE ED. = .208946437
(XC) = .0639995948
(XC) DE ED. A (T=43.6210261) = .0386993063
(XSI) = .0935762081
(XSI) EN ED. A (T=43.6210261) = 2.04935837E-04
(XAL) = .0201103478
(XAL) EN ED. A (T=43.6210261) = 4.90940085E-06
(XS) ESCORIA = .0645796428

(%FEO) =12.8251225
(%FEO) EN EQ. A (T=43.6210261) =8.27686744
(%MNO) =9.30569047
(%MNO) EN EQ. A (T=43.6210261) =0.49986352
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0668687451
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.22911249E-04
(%SULFURO) DE EQ. = 9.12330177E-03
(%S) DE EQ. = .195126726

AL TIEMPO T =74.8062949 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0453067481
(%O), MODELO 2 =.045636567
(%S), MODELO 1 =.0235138191
(%S), MODELO 2 =.0234472177
(%MN) =.32791632
(%MN) DE EQ. = .346683937
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .195038113
(%C) =.0639993803
(%C) DE EQ. A (T=74.8062949)=.0414391428
(%SI) =.0918823827
(%SI) EN EQ. A (T=74.8062949)=2.34981177E-04
(%AL) =.0188598955
(%AL) EN EQ. A (T=74.8062949)=5.83029252E-06
(%S) ESCORIA =.0569857039
(%FEO) =12.1548185
(%FEO) EN EQ. A (T=74.8062949) =7.38059598
(%MNO) =9.25146753
(%MNO) EN EQ. A (T=74.8062949) =7.93787745
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0668687451
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.22911249E-04
(%SULFURO) DE EQ. = 9.12330177E-03
(%S) DE EQ. = .195126726

AL TIEMPO T =128.286339 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0375324111
(%O), MODELO 2 =.0375384816
(%S), MODELO 1 =.0238152599
(%S), MODELO 2 =.0237113888
(%MN) =.331375093
(%MN) DE EQ. = .360731848
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .173918155

(%C) = .0639991743
(%C) DE ED. A (T=128.286339) = .0464713545
(%SI) = .0890520154
(%SI) EN ED. A (T=128.286339) = 2.75518824E-04
(%AL) = .0158941579
(%AL) EN ED. A (T=128.286339) = 7.73259003E-06
(%S) ESCORIA = .0464789069
(%FED) = 10.8971056
(%FED) EN ED. A (T=128.286339) = 6.11413475
(%MNO) = 9.10142148
(%MNO) EN ED. A (T=128.286339) = 7.07831397
(%O) EN ED. CON ESCORIA = .0668687451
(%O) EN ED. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(%SULFURO) DE ED. = 9.12330177E-03
(%S) DE ED. = .195126726

AL TIEMPO T = 220 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = .0278660145
(%O), MODELO 2 = .0268733917
(%S), MODELO 1 = .0242811612
(%S), MODELO 2 = .0240962233
(%MN) = .340664144
(%MN) DE ED. = .382640803
(%MNO)/(%MN) DE ED. = .144074955
(%C) = .0639993617
(%C) DE ED. A (T=220) = .056097274
(%SI) = .0844125816
(%SI) EN ED. A (T=220) = 4.3062086E-04
(%AL) = .0139895487
(%AL) EN ED. A (T=220) = 1.20871078E-05
(%S) ESCORIA = .0341720425
(%FED) = 8.75263675
(%FED) EN ED. A (T=220) = 4.53945169
(%MNO) = 8.69845039
(%MNO) EN ED. A (T=220) = 5.86372272
(%O) EN ED. CON ESCORIA = .0668687451
(%O) EN ED. CON ALUMINIO = 2.22911249E-04
(%SULFURO) DE ED. = 9.12330177E-03
(%S) DE ED. = .195126726

B

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

%NORMALIZADOS, ANALISIS (1)

12.075	26.3541	8.684	6.7009	24.649	7.7656	.4366	1.2477	.0341
--------	---------	-------	--------	--------	--------	-------	--------	-------

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR), AN. (1)

.1185	.4388	.1224	.1216	.5178	.1931	2.9E-03	.104	1.1E-03
-------	-------	-------	-------	-------	-------	---------	------	---------

FRACCION MOL, ANALISIS (1)

.0689	.2551	.0712	.0707	.3592	.1123	1.7E-03	.0604	6E-04
-------	-------	-------	-------	-------	-------	---------	-------	-------

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA=.0602

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II)= 3.2998

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II)= 3.2914

(X8)/(X8) ENTRE ESCORIA Y METAL = .1419

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 9E-04

PPM DE OXIGENO EN EQ. CON LA ESCORIA = 459

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 2404

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.021
COEF. DE ACT. DE AZUFRE = .994999999
COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .653
COEF. DE ACT. DE SILICIO = 1.667
COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.233
COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .797

PPM OXIGENO EN EQ. CON FEO ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 487.528
PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 2.81525514
(%) / (%) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = .147783664
(%) EN EL METAL EN EQ. CON FEO, AN. (1) = .201

FRACCION MOL DE FEO EN LA ESCORIA EN
EQ. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = .0404436475

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (I) :

%C = .064	%Mn = .3407
%S = .02428	%P = .014
%Si = .08441	%AL = .01399
%Ni = .132	%CR = .093
%IO = .026	%N = 6E-04
%Ti = .1E-03	%V = 6E-04
%O = .02767	%N = 7E-03
%H = 7E-03	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 12.075
SILICE = 26.3541
OXIDO DE MN(II) = 8.684
OXIDO DE FE(II) = 8.73390001
CAL = 34.649
OXIDO DE MG = 7.7856
OXIDO DE CR(III) = .4366
CARBONO = 1.2477
AZUFRE = .0341
ACTIVIDADES DE:
ALUMINA = .058565
SILICE = .02551

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL 2.76212438E-04

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) = 1590

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM^2) = 41547.66

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 230

MASA DE ESCORIA (KG) = 1230

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 190

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) = 610

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =85
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =85
PRESION DE TRABAJO (ATM) =.77

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =.01
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =.01
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =.015
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =.016
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =.01
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =8E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =1
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =.012
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =.4
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =.35

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN EL METAL EN EL AN. (1) = 1.05566783E-03
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = .105566783

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =2.28125E-05
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =8.4375E-06
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =6.84375E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =7.431264E-04
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =1.32727273E-05
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =3.715632E-04
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =6.08333333E-03
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =3.12857143E-05
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =1.08148148E-03
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =1.596875E-03

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA =1.8795012

DE AZUFRE SEGUN SAND =.0113256334
DE SULFURO SEGUN SAND =.0146213299
DE OXIGENO SEGUN SAND =.0113256334

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAPON) =.787446634
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWERTFEGER) =7.42413172
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0408908181

OMEGA DE MN =.355350064

NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.7202

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T = 1.89903506 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = .0277294479
(%O), MODELO 2 = .0277356393
(%S), MODELO 1 = .0242820132
(%S), MODELO 2 = .0242806187
(%MN) = .340717366
(%MN) DE EQ. = .412117778
(%MND)/(%MN) DE EQ. = .111185904
(%C) = .064000028
(%C) DE EQ. A (T=1.89903506) = .0680260471
(%SI) = .0843960305
(%SI) EN EQ. A (T=1.89903506) = 9.29991698E-04
(%AL) = .0139121375
(%AL) EN EQ. A (T=1.89903506) = 1.39081936E-05
(%S) ESCORIA = .0340544078
(%FEO) = 8.72129965
(%FEO) EN EQ. A (T=1.89903506) = 4.1782834
(%MND) = 8.68324666
(%MND) EN EQ. A (T=1.89903506) = 4.62200881
(%O) EN EQ. CON ESCORIA = .0408055098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(%S) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T = 3.60633417 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = .0276038474
(%O), MODELO 2 = .0276154124
(%S), MODELO 1 = .0242834048
(%S), MODELO 2 = .0242811689
(%MN) = .340733205
(%MN) DE EQ. = .412613695
(%MND)/(%MN) DE EQ. = .110625179
(%C) = .0640000058
(%C) DE EQ. A (T=3.60633417) = .0683708504
(%SI) = .0843834765

(XSI) EN EQ. A (T=3.60633417)=9.39443282E-04
(%AL) =.0138425077
(XAL) EN EQ. A (T=3.60633417)=1.40032272E-05
(XS) ESCORIA =.0340136149
(XFEO) =8.70990196
(XFEO) EN EQ. A (T=3.60633417) =4.15935788
(XMNO) =8.68255953
(XMNO) EN EQ. A (T=3.60633417) =4.5986994
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0408055098
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(XS) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =6.84855504 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =.0273670433
(XD), MODELO 2 =.0273885513
(XS), MODELO 1 =.0242854427
(XS), MODELO 2 =.0242822094
(XMN) =.340763438
(XMN) DE EQ. = .413057868
(XMNO)/(MN) DE EQ. = .110124102
(%C) =.0640000118
(XC) DE EQ. A (T=6.84855504)=.0686819451
(XSI) =.0843596433
(XSI) EN EQ. A (T=6.84855504)=9.48011864E-04
(XAL) =.0137112398
(XAL) EN EQ. A (T=6.84855504)=1.41853724E-05
(XS) ESCORIA =.033936414
(XFEO) =8.68807972
(XFEO) EN EQ. A (T=6.84855504) =4.12367615
(XMNO) =8.681248
(XMNO) EN EQ. A (T=6.84855504) =4.57786961
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0408055098
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(XS) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =13.0056462 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =.0269233022
(XD), MODELO 2 =.0269629459
(XS), MODELO 1 =.0242883894

(XS), MODELO 2 = .0242841588
(XMN) = .340821838
(XMN) DE EQ. = .413897907
(XMN)/(MN) DE EQ. = .109179385
(XC) = .0640000252
(XC) DE EQ. A (T=13.0056462) = .0692762426
(XSI) = .0843144157
(XSI) EN EQ. A (T=13.0056462) = 9.64488936E-04
(XAL) = .0134653874
(XAL) EN EQ. A (T=13.0056462) = 1.45375116E-05
(XS) ESCORIA = .0337910107
(XFEO) = 8.64601822
(XFEO) EN EQ. A (T=13.0056462) = 4.05681307
(XMNO) = 8.67871453
(XMNO) EN EQ. A (T=13.0056462) = 4.53859761
(XD) EN EQ. CON ESCORIA = .0408055098
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO = 5.1674147E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .0178362276
(XS) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T = 24.6981781 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 = .0261011444
(XD), MODELO 2 = .0261731659
(XS), MODELO 1 = .0242932106
(XS), MODELO 2 = .0242877666
(XMN) = .340936292
(XMN) DE EQ. = .415481271
(XMN)/(MN) DE EQ. = .107409103
(XC) = .0640000582
(XC) DE EQ. A (T=24.6981781) = .0704180313
(XSI) = .0842286452
(XSI) EN EQ. A (T=24.6981781) = 9.96543723E-04
(XAL) = .0130106232
(XAL) EN EQ. A (T=24.6981781) = 1.52297663E-05
(XS) ESCORIA = .0335192204
(XFEO) = 8.56403682
(XFEO) EN EQ. A (T=24.6981781) = 3.93293003
(XMNO) = 8.67374935
(XMNO) EN EQ. A (T=24.6981781) = 4.4650068
(XD) EN EQ. CON ESCORIA = .0408055098
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO = 5.1674147E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .0178362276
(XS) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =46.9027062 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0246108001
(%O), MODELO 2 =.024737682
(%S), MODELO 1 =.0243018875
(%S), MODELO 2 =.0242942678
(%MN) =.341166383
(%MN) DE EQ. = .418447151
(%MND)/(MN) DE EQ. = .104129147
(%C) =.0640001488
(%C) DE EQ. A (T=46.9027062)=.072636123
(%SI) =.0840662004
(%SI) EN EQ. A (T=46.9027062)=1.06031257E-03
(%AL) =.0121890426
(%AL) EN EQ. A (T=46.9027062)=1.66338953E-05
(%S) ESCORIA =.0330186871
(%FED) =8.40161216
(%FED) EN EQ. A (T=46.9027062) =3.7083644
(%MNO) =8.66370773
(%MNO) EN EQ. A (T=46.9027062) =4.32865874
(%O) EN EQ. CON ESCORIA =.0408055098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(%S) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =89.0698836 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0220195812
(%O), MODELO 2 =.0222291333
(%S), MODELO 1 =.0243173676
(%S), MODELO 2 =.024305544
(%MN) =.341648904
(%MN) DE EQ. = .423932832
(%MND)/(MN) DE EQ. = .0981834968
(%C) =.0640004263
(%C) DE EQ. A (T=89.0698836)=.0770347135
(%SI) =.0837593578
(%SI) EN EQ. A (T=89.0698836)=1.19261851E-03
(%AL) =.0107696529
(%AL) EN EQ. A (T=89.0698836)=1.96548159E-05
(%S) ESCORIA =.0321242647
(%FED) =8.07410617
(%FED) EN EQ. A (T=89.0698836) =3.3179186

(XMNO) =8.64283533
(XMNO) EN EQ. A (T=89.0698836 =4.08149748
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0408055098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0175062276
(%S) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =169.146832 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0175565125
(%O), MODELO 2 =.0181595088
(%S), MODELO 1 =.0243436735
(%S), MODELO 2 =.0243232162
(%MN) =.342727904
(%MN) DE EQ. = .43382105
(%MN)/(%MN) DE EQ. = .0876459651
(%C) =.0640013726
(%C) DE EQ. A (T=169.146832)=.0860999995
(%SI) =.0831831486
(%SI) EN EQ. A (T=169.146832)=1.48982377E-03
(%AL) =8.51624779E-03
(%AL) EN EQ. A (T=169.146832)=2.69145795E-05
(%S) ESCORIA =.0306272657
(%FED) =7.41269315
(%FED) EN EQ. A (T=169.146832 =2.69062587
(%MNO) =8.59602689
(%MNO) EN EQ. A (T=169.146832 =3.65176528
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0408055098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(%S) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =321.215765 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =.0120937774
(%O), MODELO 2 =.0124220789
(%S), MODELO 1 =.0243851399
(%S), MODELO 2 =.0243453205
(%MN) =.345360085
(%MN) DE EQ. = .450711011
(%MN)/(%MN) DE EQ. = .0712376206
(%C) =.0640049739
(%C) DE EQ. A (T=321.215765)=.10617336

(%SI) = .0821173184
(%S1) EN EQ. A (T=321.215765)=2.26547735E-03
(%AL) =5.46729599E-03
(%AL) EN EQ. A (T=321.215765)=4.62880434E-05
(%S) ESCORIA =.0285105951
(%FEO) =6.14858923
(%FEO) EN EQ. A (T=321.215765 =1.82229482
(%MNO) =8.48183947
(%MNO) EN EQ. A (T=321.215765 =2.93135479
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0408035098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(%S) DE EQ. = .0464194569

AL TIEMPO T =610.000001 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =6.05945942E-03
(%O), MODELO 2 =6.21944088E-03
(%S), MODELO 1 =.0244473205
(%S), MODELO 2 =.0243537895
(%MN) =.352487116
(%MN) DE EQ. = .476384865
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0482474909
(%C) =.0640207758
(%C) DE EQ. A (T=610.000001)=.156765407
(%S1) =.0802507121
(%S1) EN EQ. A (T=610.000001)=4.93888678E-03
(%AL) =2.43872709E-03
(%AL) EN EQ. A (T=610.000001)=1.36154419E-04
(%S) ESCORIA =.0271630103
(%FEO) =4.12575017
(%FEO) EN EQ. A (T=610.000001 =.913041573
(%MNO) =8.17265957
(%MNO) EN EQ. A (T=610.000001 =2.00565287
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0408055098
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 5.1674147E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0178362276
(%S) DE EQ. = .0464194569

C

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

%NORMALIZADO, ANALISIS (1)
21.104 25.7433 8.12 4.0993 51.3231 7.4752 .0686 .0196 .027

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR), AN. (1)
.207 .429 .1145 .0571 .5505 .235 5E-04 1.6E-03 6E-04

FRACCION MOL, ANALISIS (1)
.1291 .2574 .0714 .0356 .3482 .1465 3E-04 1E-03 5E-04

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA = 7.6E-03

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II) = 3.8112

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II) = 3.7437

(%S)/(%) ENTRE ESCORIA Y METAL = .1504

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 5E-04

PPM DE OXIGENO EN EQ. CON LA ESCORIA = 252

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 1795

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.119

COEF. DE ACT. DE AZUFRE = 1.072

COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .161

COEF. DE ACT. DE SILICIO = 1.828

COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.523

COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .952

PPM OXIGENO EN EQ. CON FED ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 263.083

PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 1.91342803

(%S)/(%S) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = .152097097

(%S) EN EL METAL EN EQ. CON FED, AN. (1) = .178

FRACCION MOL DE FED EN LA ESCORIA EN
EQ. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 8.20320481E-03

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1) :

MO =.09015	MMN =.05249
MS =.00445	MP =.017
MSI =.12285	XAL =.08944
MNI =.152	XCR =.093
MNO =.056	XW =6E-04
MTI =2E-02	XV =6E-04
MW =6E-03	XN =7E-03
MA =9E-04	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 21.104
 SILICE = 23.7633
 OXIDO DE MN(III) = 8.12
 OXIDO DE FE(III) = 4.0993
 CAL = 31.3231
 OXIDO DE MG = 9.4752
 OXIDO DE CR(III) = .0686
 CARBONO = .0196
 AZUFRE = .027
 ACTIVIDADES DE:
 ALUMINA = .10328
 SILICE = .02674

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL.8397605E-04

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) =1590

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM²) = 41547.66

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 230

MASA DE ESCORIA (KG) = 1230

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 190

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) =1110

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =110
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =110
PRESION DE TRABAJO (ATM) =.77

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =.01
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =.01
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =.02
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =2.2E-03
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =.07
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =.07
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =1
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =1E-03
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =.1
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =.35

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN EL METAL EN EL AN. (1) = 1.15149603E-03
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = .115149603

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =2.28125E-05
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =8.4375E-06
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =9.125E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =9.52776001E-05
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =9.29090909E-05
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =3.03156E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =6.08333333E-03
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =2.60714286E-06
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =2.7037037E-04
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =1.596875E-03

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA =2.2094741

DE AZUFRE SEGUN SAND =.0106001277
DE SULFURO SEGUN SAND =.013684706
DE OXIGENO SEGUN SAND =.0106001277

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAPON) =1.01904859
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHMERDTFEGER) =8.95007437
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0443732748

OMEGA DE MN =.381093005
NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.604

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T =2.01619391 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.0948435E-03
(%D), MODELO 2 =6.02962765E-03
(%S), MODELO 1 =.0244496081
(%S), MODELO 2 =.024449932
(%MN) =.352917894
(%MN) DE EQ. = .523642945
(%MND)/(MN) DE EQ. = .0117545121
(%C) =.0901503788
(%C) DE EQ. A (T=2.01619391)=.60178627
(%SI) =.152848976
(%SI) EN EQ. A (T=2.01619391)=.0837129568
(%AL) =.089308168
(%AL) EN EQ. A (T=2.01619391)=4.69061609E-04
(%S) ESCORIA =.0270269824
(%FEO) =4.0977916
(%FEO) EN EQ. A (T=2.01619391) =.367962484
(%MND) =8.10143742
(%MND) EN EQ. A (T=2.01619391) =.471395826
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURD) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =4.06503787 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.11709831E-03
(%D), MODELO 2 =5.99892615E-03
(%S), MODELO 1 =.0244494508
(%S), MODELO 2 =.0244498643
(%MN) =.353351572
(%MN) DE EQ. = .523602865
(%MND)/(MN) DE EQ. = .0118220977
(%C) =.0901507586
(%C) DE EQ. A (T=4.06503787)=.598345929
(%SI) =.152847908
(%SI) EN EQ. A (T=4.06503787)=.0827585385
(%AL) =.0891743936

(%AL) EN EQ. A (T=4.06503787)=4.66504177E-04
(%S) ESCORIA =.0270534693
(%FEO) =4.0962605
(%FEO) EN EQ. A (T=4.06503787) =.369306068
(%MNO) =8.08262388
(%MNO) EN EQ. A (T=4.06503787) =.474106236
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .011822355

AL TIEMPO T =8.19590459 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.1422359E-03
(%D), MODELO 2 =5.93751738E-03
(%S), MODELO 1 =.0244494572
(%S), MODELO 2 =.0244497282
(%MN) =.354222782
(%MN) DE EQ. = .523545346
(%MNO)/(%MN) DE EQ. = .0118652651
(%C) =.0901515228
(%C) DE EQ. A (T=8.19590459)=.596169068
(%SI) =.152845745
(%SI) EN EQ. A (T=8.19590459)=.082157461
(%AL) =.0889052811
(%AL) EN EQ. A (T=8.19590459)=4.63643301E-04
(%S) ESCORIA =.0271064793
(%FEO) =4.09317681
(%FEO) EN EQ. A (T=8.19590459) =.370823693
(%MNO) =8.04482967
(%MNO) EN EQ. A (T=8.19590459) =.475837395
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .011822355

AL TIEMPO T =16.5245329 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.16697045E-03
(%D), MODELO 2 =5.81568205E-03
(%S), MODELO 1 =.0244498703
(%S), MODELO 2 =.0244494559
(%MN) =.355966852

(%MN) DE EQ. = .523480391
(%MND)/(%N) DE EQ. = .0119140242
(%C) =.0901530556
(%C) DE EQ. A (T=16.5245329)=.593729199
(%SI) =.15284134
(%SI) EN EQ. A (T=16.5245329)=.0814863652
(%AL) =.0885651612
(%AL) EN EQ. A (T=16.5245329)=4.60856721E-04
(%S) ESCORIA =.0272113438
(%FED) =4.0869697
(%FED) EN EQ. A (T=16.5245329) =.372316986
(%MND) =7.96916964
(%MND) EN EQ. A (T=16.5245329) =.4777928
(%D) EN EQ. CON ESCORIA=.0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =33.3166625 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.19620086E-03
(%D), MODELO 2 =5.57787483E-03
(%S), MODELO 1 =.0244506904
(%S), MODELO 2 =.0244489098
(%MN) =.359434194
(%MN) DE EQ. = .523416494
(%MND)/(%N) DE EQ. = .0119620015
(%C) =.0901561312
(%C) DE EQ. A (T=33.3166625)=.591347863
(%SI) =.152832382
(%SI) EN EQ. A (T=33.3166625)=.0808340232
(%AL) =.0872861376
(%AL) EN EQ. A (T=33.3166625)=4.57599452E-04
(%S) ESCORIA =.027417938
(%FED) =4.07449325
(%FED) EN EQ. A (T=33.3166625) =.374081706
(%MND) =7.81875185
(%MND) EN EQ. A (T=33.3166625) =.479716853
(%D) EN EQ. CON ESCORIA=.0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =67.1728519 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.21953092E-03
(%D), MODELO 2 =5.12870023E-03
(%S), MODELO 1 =.0244529763
(%S), MODELO 2 =.024447816
(%MN) =.36623034
(%MN) DE EQ. = .523341002
(%MND)/(%MN) DE EQ. = .0120186994
(%C) =.0901622931
(%C) DE EQ. A (T=67.1728519)=.588558195
(%SI) =.152814108
(%SI) EN EQ. A (T=67.1728519)=.0800731575
(%AL) =.0851506732
(%AL) EN EQ. A (T=67.1728519)=4.55027118E-04
(%S) ESCORIA =.0278183589
(%FED) =4.04947286
(%FED) EN EQ. A (T=67.1728519) =.375490206
(%MND) =7.52392618
(%MND) EN EQ. A (T=67.1728519) =.481990631
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =135.433495 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =6.15033165E-03
(%D), MODELO 2 =4.33438491E-03
(%S), MODELO 1 =.0244571886
(%S), MODELO 2 =.0244456041
(%MN) =.379176984
(%MN) DE EQ. = .523280765
(%MND)/(%MN) DE EQ. = .0120639824
(%C) =.0901746753
(%C) DE EQ. A (T=135.433495)=.586350457
(%SI) =.152777057
(%SI) EN EQ. A (T=135.433495)=.0794735599
(%AL) =.0810043669
(%AL) EN EQ. A (T=135.433495)=4.62728154E-04
(%S) ESCORIA =.0285824281
(%FED) =3.99940983
(%FED) EN EQ. A (T=135.433495) =.371312456
(%MND) =6.96228396

(XND) EN EQ. A (T=135.433495 =.483805432
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .0590356014
(XS) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =273.060187 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =5.69269922E-03
(XD), MODELO 2 =3.10285764E-03
(XS), MODELO 1 =.0244654214
(XS), MODELO 2 =.024440837
(XMN) =.402485128
(XMN) DE EQ. = .523459475
(XND)/(MN) DE EQ. = .0119297274
(XC) =.0902004101
(XC) DE EQ. A (T=273.060187)=.592947666
(XSI) =.152706609
(XSI) EN EQ. A (T=273.060187)=.0812719836
(XAL) =.0732613374
(XAL) EN EQ. A (T=273.060187)=5.19632577E-04
(XS) ESCORIA =.0301030529
(XFEO) =3.89917126
(XFEO) EN EQ. A (T=273.060187 =.343683926
(XND) =5.95114641
(XND) EN EQ. A (T=273.060187 =.478422552
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .0590356014
(XS) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =550.542284 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =4.27796528E-03
(XD), MODELO 2 =1.63112927E-03
(XS), MODELO 1 =.0244798156
(XS), MODELO 2 =.0244283902
(XMN) =.44002362
(XMN) DE EQ. = .524644415
(XND)/(MN) DE EQ. = .011042063
(XC) =.0902612666
(XC) DE EQ. A (T=550.542284)=.640614348
(XSI) =.152616033
(XSI) EN EQ. A (T=550.542284)=.0948640046

(%AL) =.0599254848
(%AL) EN EQ. A (T=550.542284)=7.97101006E-04
(%S) ESCORIA =.0336599537
(%FEO) =3.69780787
(%FEO) EN EQ. A (T=550.542284) =.256393289
(%MNO) =4.32267763
(%MNO) EN EQ. A (T=550.542284) =.4428242
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

AL TIEMPO T =1110 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =1.94567928E-03
(%D), MODELO 2 =5.75885367E-04
(%S), MODELO 1 =.0245018811
(%S), MODELO 2 =.0243866241
(%MN) =.488445859
(%MN) DE EQ. = .528336462
(%MNO): (%MN) DE EQ. = B.30179931E-03
(%C) =.0904604792
(%C) DE EQ. A (T=1110)=.85206878
(%SI) =.152971576
(%SI) EN EQ. A (T=1110)=.167825302
(%AL) =.0409866132
(%AL) EN EQ. A (T=1110)=2.60055982E-03
(%S) ESCORIA =.0473889442
(%FEO) =3.30465782
(%FEO) EN EQ. A (T=1110) =.117466015
(%MNO) =2.22205819
(%MNO) EN EQ. A (T=1110) =.332930325
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0612496144
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.40274739E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0590356014
(%S) DE EQ. = .0111822355

D

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

%NORMALIZADOS, ANALISIS (1)

73	22.3991	28.7144	2.2371	3.3274	33.1129	10.0899	.0518	.0201	.04
----	---------	---------	--------	--------	---------	---------	-------	-------	-----

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR), AN. (1)

.2197	.4781	.0315	.0463	.5905	.2502	3E-04	1.7E-03	1.5E-03
-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	---------	---------

FRACCION MOL, ANALISIS (1)

.1356	.2951	.0195	.0286	.3645	.1545	2E-04	1E-03	9E-04
-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA=-.0237

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II)= 3.9715

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II)= 3.6843

(S)/(%) ENTP E ESCORIA Y METAL = .152

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 4E-04

PPM DE OXIGENO EN EO. CON LA ESCORIA = 193

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 3111

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.162
COEF. DE ACT. DE AZUFRE = 1.093
COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .241
COEF. DE ACT. DE SILICIO = 2.28
COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.777
COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .983999999

FRAC. OXIGENO EN EO. CON FEO ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 200.43

FRAC. LE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 1.54550925

FRAC. FASES ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = .159927738

FRAC. EN EL METAL EN EO. CON FEO, AN. (1) = .296

FRACCION MOL DE FEO EN LA ESCORIA EN
EO. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 2.79152319E-03

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1) :

XC =.1254	XMN =.48845
XS =.0245	%P =.017
XSI =.20697	%AL =.0628
XNI =.132	%CR =.093
XMO =.026	XW =6E-04
XTI =2E-03	XV =6E-04
XO =1.946E-03	XN =7E-03
XH =9E-04	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 22.3991
SILICE = 28.7144
OXIDO DE MN(II) = 2.2371
OXIDO DE FE(II) = 3.3274
CAL = 33.1129
OXIDO DE MG = 10.0899
OXIDO DE CR(III) = .0518
CARBONO = .0201
AZUFRE = .0473
ACTIVIDADES DE:
ALUMINA = .12204
SILICE = .02951

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL1.54550924E-04

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) =1572

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM^2) = 41547.66

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 230

MASA DE ESCORIA (KG) = 1230

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 190

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) =950

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =55
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =55
PRESION DE TRABAJO (ATM) =.77

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =.1
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =.06
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =.01
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =.015
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =.05
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =.05
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =1
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =4E-03
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =.15
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =.35

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN EL METAL EN EL AN. (1) = 9.08411284E-04
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = 9.08411284E-03

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =2.28125E-04
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =5.0625E-05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =4.5625E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =6.56019E-04
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =6.63636363E-05
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =2.18673E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =6.08333333E-03
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =1.04285714E-05
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =4.05555556E-04
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =1.596975E-03

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA =15.8650434

DE AZUFRE SEGUN SAND =.0127482288
DE SULFURO SEGUN SAND =.0164578926
DE OXIGENO SEGUN SAND =.0127482288

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAPON) =.504215837
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWERTFEGER) =5.37380989
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0356200867

OMEGA DE MN =.377375713
NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.6198

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T =1.98505416 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =1.92730072E-03
(%D), MODELO 2 =1.9368829E-03
(%S), MODELO 1 =.0244906351
(%S), MODELO 2 =.0244994578
(%MN) =.488524984
(%MN) DE EQ. = .531811279
(%MND)/(%N) DE EQ. = 5.89778112E-03
(%C) =.125400988
(%C) DE EQ. A (T=1.98505416)=1.48110315
(%SI) =.206982079
(%SI) EN EQ. A (T=1.98505416)=.414129081
(%AL) =.0626657438
(%AL) EN EQ. A (T=1.98505416)=1.42607652E-03
(%S) ESCORIA =.0477151359
(%FEO) =3.31878395
(%FEO) EN EQ. A (T=1.98505416) =.148695529
(%MND) =2.23384709
(%MND) EN EQ. A (T=1.98505416) =.330978756
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(%SULFUR) DE EQ. = .0796609468
(%S) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =3.94044002 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =1.91059645E-03
(%D), MODELO 2 =1.92794965E-03
(%S), MODELO 1 =.0244814191
(%S), MODELO 2 =.0244989083
(%MN) =.488599282
(%MN) DE EQ. = .531889926
(%MND)/(%N) DE EQ. = 5.84110883E-03
(%C) =.125401982
(%C) DE EQ. A (T=3.94044002)=1.49547328
(%SI) =.206994912
(%SI) EN EQ. A (T=3.94044002)=.422204087
(%AL) =.0625338626
(%AL) EN EQ. A (T=3.94044002)=1.44481953E-03

(%S) ESCORIA =.0481374218
(%FEO) =3.31031257
(%FEO) EN EQ. A (T=3.94044002 =.147406758
(%MNO) =2.23062395
(%MNO) EN EQ. A (T=3.94044002 =.327798353
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0796609468
(%S) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =7.82198685 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.88209748E-03
(%O), MODELO 2 =1.91035125E-03
(%S), MODELO 1 =.0244640167
(%S), MODELO 2 =.024497805
(%MN) =.489746883
(%MN) DE EQ. = .531960202
(%MNO)/(%N) DE EQ. = 5.79048289E-03
(%C) =.125403973
(%C) DE EQ. A (T=7.82198685)=1.50854814
(%SI) =.207021153
(%SI) EN EQ. A (T=7.82198685)=.429618986
(%AL) =.0622731146
(%AL) EN EQ. A (T=7.82198685)=1.4775993E-03
(%S) ESCORIA =.048976569
(%FEO) =3.29354691
(%FEO) EN EQ. A (T=7.82198685 =.145207998
(%MNO) =2.22422081
(%MNO) EN EQ. A (T=7.82198685 =.324957265
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0796609468
(%S) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =15.5270675 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.84182139E-03
(%O), MODELO 2 =1.87594602E-03
(%S), MODELO 1 =.0244322588
(%S), MODELO 2 =.0244955448
(%MN) =.489041248
(%MN) DE EQ. = .532080142

(XMND)/(MN) DE EQ. = 5.70411047E-03
(%C) = .125408016
(%C) DE EQ. A (T=15.5270675)=1.53139078
(%SI) = .207077507
(%SI) EN EQ. A (T=15.5270675)=.442728189
(%AL) = .0617593579
(%AL) EN EQ. A (T=15.5270675)=1.52649641E-03
(%S) ESCORIA = .0506670863
(%FEO) = 3.26048663
(%FEO) EN EQ. A (T=15.5270675) = .142100609
(XMND) = 2.2114509
(XMND) EN EQ. A (T=15.5270675) = .320110114
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0796609468
(%S) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =30.82207 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.81209775E-03
(%O), MODELO 2 =1.80968477E-03
(%S), MODELO 1 =.0243805344
(%S), MODELO 2 =.0244908527
(XMN) = .489629449
(XMN) DE EQ. = .53224974
(XMND)/(MN) DE EQ. = 5.58204492E-03
(%C) = .125416291
(%C) DE EQ. A (T=30.82207)=1.56487852
(%SI) = .207201074
(%SI) EN EQ. A (T=30.82207)=.462302642
(%AL) = .0607528108
(%AL) EN EQ. A (T=30.82207)=1.56420844E-03
(%S) ESCORIA = .0540164708
(%FEO) = 3.19585313
(%FEO) EN EQ. A (T=30.82207) = .139807363
(XMND) = 2.18593396
(XMND) EN EQ. A (T=30.82207) = .313259893
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .0796609468
(%S) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =61.1834783 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =1.87196657E-03
(XD), MODELO 2 =1.68581227E-03
(XS), MODELO 1 =.0243192794
(XS), MODELO 2 =.024481169
(XMN) =.490802986
(XMN) DE EQ. = .532374972
(XMND)/(MN) DE EQ. = 5.49196088E-03
(XC) =.125432916
(XC) DE EQ. A (T=61.1834783)=1.59054705
(XSI) =.207455946
(XSI) EN EQ. A (T=61.1834783)=.477593228
(XAL) =.0587982847
(XAL) EN EQ. A (T=61.1834783)=1.4897724E-03
(XS) ESCORIA =.0600356548
(XFEO) =3.07195177
(XFEO) EN EQ. A (T=61.1834783 =.144426376
(XMND) =2.13502442
(XMND) EN EQ. A (T=61.1834783 =.308204449
(XD) EN EQ. CON ESCORIA=.0234222754
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(XSULFURD) DE EQ. = .0796609468
(XS) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =121.452518 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =2.12956345E-03
(XD), MODELO 2 =1.46749264E-03
(XS), MODELO 1 =.0243058971
(XS), MODELO 2 =.0244625535
(XMN) =.493111172
(XMN) DE EQ. = .532122792
(XMND)/(MN) DE EQ. = 5.67340651E-03
(XC) =.125463069
(XC) DE EQ. A (T=121.452518)=1.53967853
(XSI) =.207826723
(XSI) EN EQ. A (T=121.452518)=.447533164
(XAL) =.0550789786
(XAL) EN EQ. A (T=121.452518)=1.22781003E-03
(XS) ESCORIA =.0676050093
(XFEO) =2.84341414
(XFEO) EN EQ. A (T=121.452518 =.164300547
(XMND) =2.03489233
(XMND) EN EQ. A (T=121.452518 =.318387033
(XD) EN EQ. CON ESCORIA=.0234222754
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04

(XSULFURD) DE EQ. = .0796609468
(XS) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =241.089826 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =2.43169799E-03
(XD), MODELO 2 =1.12508531E-03
(XS), MODELO 1 =.0244029616
(XS), MODELO 2 =.0244325105
(XMN) =.497493707
(XMN) DE EQ. = .531040463
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 6.45411054E-03
(XC) =.125508707
(XC) DE EQ. A (T=241.089826)=1.35343548
(XSI) =.207949812
(XSI) EN EQ. A (T=241.089826)=.345812137
(XAL) =.048368823
(XAL) EN EQ. A (T=241.089826)=1.00624237E-03
(XS) ESCORIA =.0700466663
(XFEO) =2.44566819
(XFEO) EN EQ. A (T=241.089826 =.187610898
(XMNO) =1.84477227
(XMNO) EN EQ. A (T=241.089826 =.362199518
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(XSULFURD) DE EQ. = .0796609468
(XS) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =478.576363 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =2.09462073E-03
(XD), MODELO 2 =6.98925567E-04
(XS), MODELO 1 =.0245560157
(XS), MODELO 2 =.0243792233
(XMN) =.50553999
(XMN) DE EQ. = .529776599
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 7.36979573E-03
(XC) =.125586233
(XC) DE EQ. A (T=478.576363)=1.18527331
(XSI) =.207783127
(XSI) EN EQ. A (T=478.576363)=.265217471
(XAL) =.0375560036
(XAL) EN EQ. A (T=478.576363)=1.25866153E-03
(XS) ESCORIA =.0670625659

(XFED) =1.80708054
(XFED) EN EQ. A (T=478.576363 =.161604639
(XMNO) =1.49571402
(XMNO) EN EQ. A (T=478.576363 =.413587038
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(XSULFURD) DE EQ. = .0796609468
(XS) DE EQ. = .0145472788

AL TIEMPO T =950 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =8.21745857E-04
(XD), MODELO 2 =3.68098923E-04
(XS), MODELO 1 =.0244453848
(XS), MODELO 2 =.0240878789
(XMN) =.519747933
(XMN) DE EQ. = .531187021
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 6.34820894E-03
(XC) =.125836175
(XC) DE EQ. A (T=950)=1.37601366
(XSI) =.211111188
(XSI) EN EQ. A (T=950)=.357446135
(XAL) =.0253455045
(XAL) EN EQ. A (T=950)=5.12225E-03
(XS) ESCORIA =.0794816879
(XFED) =.953860855
(XFED) EN EQ. A (T=950 =.0633995169
(XMNO) =.879354976
(XMNO) EN EQ. A (T=950 =.356256405
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0234222754
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17733434E-04
(XSULFURD) DE EQ. = .0796609468
(XS) DE EQ. = .0145472788

E

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

%NORMALIZADOS, ANALISIS (1)

25.376 28.459 .8944 .9707 34.2587 9.8432 .0209 .0437 .1333

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR),AN. (1)

.2489 .4738 .0126 .0135 .6109 .2441 1E-04 3.6E-03 4.2E-03

FRACCION MOL, ANALISIS (1)

.1544 .294 7.8E-03 8.4E-03 .379 .1515 1E-04 2.3E-03 2.6E-03

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA=-.0234

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II)= 4.6569

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II)= 4.4523

(%S/(%S) ENTRE ESCORIA Y METAL = .4626

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 4E-04

PPM DE OXIGENO EN EQ. CON LA ESCORIA = 64

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 2882

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.188

COEF. DE ACT. DE AZUFRE = 1.11

COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .308

COEF. DE ACT. DE SILICIO = 2.419

COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.975

COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .993

PPM OXIGENO EN EQ. CON FEO ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 68.003

PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 1.72260469

(%) / (%) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = .471586851

(%) EN EL METAL EN EQ. CON FEO, AN. (1) = .283

FRACCION MOL DE FEO EN LA ESCORIA EN
EQ. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 1.01756653E-03

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1) :

%C =.14325	%MN =.5197
%S =.02445	%P =.017
%SI =.2474	%AL =.04715
%NI =.13	%CR =.108
%MO =.026	%W =6E-04
%TI =2E-03	%V =6E-04
%O =8.22E-04	%N =7E-03
%H =9E-04	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 25.3761
SILICE = 26.4591
OXIDO DE MN(II) = .8944
OXIDO DE FE(II) = .9707
CAL = 34.2588
OXIDO DE MG = 9.8432
OXIDO DE CR(III) = .0209
CARBONO = .0437
AZUFRE = .1333
ACTIVIDADES DE:
ALUMINA = .13896
SILICE = .0294

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL.72260469E-04

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) =1572

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM^2) = 41547.66

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 230

MASA DE ESCORIA (KG) = 1230

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 190

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) =350

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =30
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =30
PRESION DE TRABAJO (ATM) =.77

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =.015
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =.015
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =.01
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =1E-03
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =1E-03
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =1E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =1E-04
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =1E-03
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =.2
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =.01

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN EL METAL EN EL AN. (1) = 7.40576893E-04
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTA EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = 7.40576893E-04

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) =3.421875E-05
DE SULFURO PARA EL AN. (1) =1.265625E-05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) =4.5625E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) =4.35159E-05
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =1.32727273E-06
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) =4.35159E-05
DE CARBONO PARA EL AN. (1) =6.08333334E-07
DE SILICIO PARA EL AN. (1) =2.60714286E-06
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) =5.40740741E-04
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) =4.5625E-05

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA =83.7289536

DE AZUFRE SEGUN SAND =.0149781198
DE SULFURO SEGUN SAND =.019366695
DE OXIGENO SEGUN SAND =.0149781198

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAPON) =.27502682
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWERTFEGER) =3.46283866
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0293932385

OMEGA DE MN =.379272309
NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.6117

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T =1.79641554 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =8.18928878E-04
(%O), MODELO 2 =8.21914289E-04
(%S), MODELO 1 =.0244478513
(%S), MODELO 2 =.0244498142
(%MN) =.519701232
(%MN) DE EQ. = .536789546
(%MND)/(%MN) DE EQ. = 2.45609899E-03
(%C) =.143250001
(%C) DE EQ. A (T=1.79641554)=3.06787101
(%SI) =.247420612
(%SI) EN EQ. A (T=1.79641554)=1.80980968
(%AL) =.0470375789
(%AL) EN EQ. A (T=1.79641554)=4.5487373E-03
(%S) ESCORIA =.133416436
(%FEO) =.97055098
(%FEO) EN EQ. A (T=1.79641554) =.0606006445
(%MND) =.89434655
(%MND) EN EQ. A (T=1.79641554) =.145919304
(%O) EN EQ. CON ESCORIA=.0128962377
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(%SULFURD) DE EQ. = .27350969
(%S) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =3.22710881 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =8.16490625E-04
(%O), MODELO 2 =8.21846101E-04
(%S), MODELO 1 =.02444608
(%S), MODELO 2 =.0244496626
(%MN) =.519702215
(%MN) DE EQ. = .536802451
(%MND)/(%MN) DE EQ. = 2.44692261E-03
(%C) =.143250001
(%C) DE EQ. A (T=3.22710881)=3.07937604
(%SI) =.24743735
(%SI) EN EQ. A (T=3.22710881)=1.82340931
(%AL) =.0469483538
(%AL) EN EQ. A (T=3.22710881)=4.56912808E-03

(%S) ESCORIA = .133511947
(%FEO) = .970432263
(%FEO) EN EQ. A (T=3.22710881 = .060420214
(%MNO) = .894303906
(%MNO) EN EQ. A (T=3.22710881 = .145374126
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(%SULFURD) DE EQ. = .27350969
(%S) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =5.79722843 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =8.12126921E-04
(%O), MODELO 2 =8.21723652E-04
(%S), MODELO 1 =.0244428803
(%S), MODELO 2 =.0244493889
(%MN) =.519703982
(%MN) DE EQ. = .536812696
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 2.43963722E-03
(%C) =.14325
(%C) DE EQ. A (T=5.79722843)=3.08857186
(%SI) =.247467559
(%SI) EN EQ. A (T=5.79722843)=1.83431592
(%AL) =.046788756
(%AL) EN EQ. A (T=5.79722843)=4.60600363E-03
(%S) ESCORIA =.133684355
(%FEO) =.970218919
(%FEO) EN EQ. A (T=5.79722843 =.0600973004
(%MNO) =.894227273
(%MNO) EN EQ. A (T=5.79722843 =.144941294
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(%SULFURD) DE EQ. = .27350969
(%S) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =10.4142313 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =8.04341111E-04
(%O), MODELO 2 =8.21503948E-04
(%S), MODELO 1 =.0244369396
(%S), MODELO 2 =.024448886
(%MN) =.51970716
(%MN) DE EQ. = .536831033
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 2.42659867E-03

(XC) = .143250002
(XC) DE EQ. A (T=10.4142313)=3.10516731
(XSI) = .247522874
(XSI) EN EQ. A (T=10.4142313)=1.8540811
(XAL) = .0465042703
(XAL) EN EQ. A (T=10.4142313)=4.67304256E-03
(XS) ESCORIA = .134002114
(XFED) = .969835413
(XFED) EN EQ. A (T=10.4142313) = .0595211513
(XMNO) = .89408938
(XMNO) EN EQ. A (T=10.4142313) = .14416666
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =18.7082869 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =7.90524686E-04
(XD), MODELO 2 =8.21110124E-04
(XS), MODELO 1 =.0244257684
(XS), MODELO 2 =.0244479467
(XMN) =.519712887
(XMN) DE EQ. = .536863754
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 2.40333302E-03
(XC) =.143250003
(XC) DE EQ. A (T=18.7082869)=3.13522452
(XSI) =.247625681
(XSI) EN EQ. A (T=18.7082869)=1.89014885
(XAL) =.0460003703
(XAL) EN EQ. A (T=18.7082869)=4.79608622E-03
(XS) ESCORIA =.134598908
(XFED) =.969145687
(XFED) EN EQ. A (T=18.7082869) =.0584987374
(XMNO) =.893840934
(XMNO) EN EQ. A (T=18.7082869) =.142784543
(XD) EN EQ. CON ESCORIA=.0128962377
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =33.6078575 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =7.66244449E-04
(%D), MODELO 2 =8.2040541E-04
(%S), MODELO 1 =.0244038852
(%S), MODELO 2 =.0244461452
(%MN) =.519723229
(%MN) DE EQ. = .536921828
(XMND)/(MN) DE EQ. = 2.36205216E-03
(%C) =.143250005
(%C) DE EQ. A (T=33.6078575)=3.19002052
(%SI) =.247821842
(%SI) EN EQ. A (T=33.6078575)=1.95679653
(%AL) =.045118233
(%AL) EN EQ. A (T=33.6078575)=5.02584538E-03
(%S) ESCORIA =.135754879
(%FEO) =.967904207
(%FEO) EN EQ. A (T=33.6078575) =.0567020027
(%MND) =.893392295
(%MND) EN EQ. A (T=33.6078575) =.140331888
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(%SULFURO) DE EQ. = .27350969
(%S) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =60.3736776 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 =7.24316981E-04
(%D), MODELO 2 =8.19148332E-04
(%S), MODELO 1 =.0243589
(%S), MODELO 2 =.02444255
(%MN) =.519741976
(%MN) DE EQ. = .537023916
(XMND)/(MN) DE EQ. = 2.28950391E-03
(%C) =.143250007
(%C) DE EQ. A (T=60.3736776)=3.29110373
(%SI) =.24821357
(%SI) EN EQ. A (T=60.3736776)=2.08277261
(%AL) =.0436080515
(%AL) EN EQ. A (T=60.3736776)=5.46848639E-03
(%S) ESCORIA =.138102786
(%FEO) =.965666685
(%FEO) EN EQ. A (T=60.3736776) =.0535993747
(%MND) =.892579026
(%MND) EN EQ. A (T=60.3736776) =.136021723
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04

(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =108.456213 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =6.54162511E-04
(XD), MODELO 2 =8.16918552E-04
(XS), MODELO 1 =.0242601142
(XS), MODELO 2 =.0244349825
(XMN) =.519776174
(XMN) DE EQ. = .537200294
(XMND)/(MN) DE EQ. = 2.16422652E-03
(XC) =.143250014
(XC) DE EQ. A (T=108.456213)=3.481611
(XSI) =.249058782
(XSI) EN EQ. A (T=108.456213)=2.3308762
(XAL) =.041136904
(XAL) EN EQ. A (T=108.456213)=6.37135287E-03
(XS) ESCORIA =.143201124
(XFEO) =.961626772
(XFEO) EN EQ. A (T=108.456213) =.0484079519
(XMND) =.891095458
(XMND) EN EQ. A (T=108.456213) =.128578868
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =194.832427 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =5.43255026E-04
(XD), MODELO 2 =8.13002693E-04
(XS), MODELO 1 =.0240260882
(XS), MODELO 2 =.0244180823
(XMN) =.519839159
(XMN) DE EQ. = .537495675
(XMND)/(MN) DE EQ. = 1.95460812E-03
(XC) =.143250027
(XC) DE EQ. A (T=194.832427)=3.85499005
(XSI) =.251132054
(XSI) EN EQ. A (T=194.832427)=2.85762501
(XAL) =.037499105
(XAL) EN EQ. A (T=194.832427)=8.41888364E-03
(XS) ESCORIA =.155245872

(XFEO) = .954320133
(XFEO) EN EQ. A (T=194.832427 = .0402008105
(XMNO) = .888363122
(XMNO) EN EQ. A (T=194.832427 = .116125229
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

AL TIEMPO T =350 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =3.85003538E-04
(XD), MODELO 2 =8.06233439E-04
(XS), MODELO 1 =.0234263902
(XS), MODELO 2 =.0243784812
(XMN) =.51995662
(XMN) DE EQ. = .537963306
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 1.62322155E-03
(XC) =.143250058
(XC) DE EQ. A (T=350)=4.64200026
(XSI) =.257401411
(XSI) EN EQ. A (T=350)=4.14351615
(XAL) =.0338553292
(XAL) EN EQ. A (T=350)=.014111171
(XS) ESCORIA =.186625899
(XFEO) =.94111374
(XFEO) EN EQ. A (T=350 =.0284902183
(XMNO) =.883267495
(XMNO) EN EQ. A (T=350 =.0964372202
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= .0128962377
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.00674792E-04
(XSULFURO) DE EQ. = .27350969
(XS) DE EQ. = .0119161592

APENDICE 20

A

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
 OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE.

YNORMALIZADOS, ANALISIS (1)

0.9651 10.9302 2.5900 2.5900 49.8256 14.9477 0 0 .1495

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR).AN. (1)

.0978 .3318 .0365 .0361 .8885 .3707 0 0 4.7E-03

FPACCION MOL. ANALISIS (1)

.0554 .1879 .0207 .0204 .5031 .2099 0 0 2.6E-03

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA=.2919

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II)= 3.2173

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II)= 6.7656

(YS)/(YS) ENTRE ESCORIA Y METAL = 2.611

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 4.2E-03

PPM DE OXIGENO EN EO. CON LA ESCORIA = 116

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 573

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.023

COEF. DE ACT. DE AZUFRE = .992

COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .872

COEF. DE ACT. DE SILICIO = 2.185

COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.014

COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .953

PPM OXIGENO EN EQ. CON FEO ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 115.833

PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = 11.1526311

(%) / (%) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = 2.90096236

(%) EN EL METAL EN EQ. CON FEO. AN. (1) = .052

FRACCION MOL DE FEO EN LA ESCORIA EN
EQ. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = .0102155335

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1) :

%C = .09	%Mn = .5	%S = .014%
%SI = 1E-03	%AL = 5E-04	%P = .014
%NI = .1	%CR = .1	%MO = .1
%W = 1E-04	%TI = 1E-04	
%V = 1E-04	%O = 5.8E-03	
%N = 7E-03	%H = 5E-04	

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 9.4651
 SILICE = 10.9202
 OXIDO DE MN(II) = 2.5909
 OXIDO DE FE(III) = 2.5909
 CAL = 40.8256
 OXIDO DE MG = 14.9477
 OXIDO DE CR(III) = 0
 CARBONO = 0
 AZUFRE = .1495
 ACTIVIDADES DE:
 ALUMINA = .04986
 SILICE = .0806880999

OXYGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL 1.11526311E-03

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) = 1750

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM^2) = 15393.84

DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 140

MASA DE ESCORIA (KG) = 250

PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 140

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) = 1200

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) = 20

FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) = 40

PRESION DE TRABAJO (ATM) = 1

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1)=.032
DE SULFURO PARA EL AN. (1)=.032
DE OXIGENO PARA EL AN. (1)=.021
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1)=.021
DE MANGANESE PARA EL AN. (1)=.021
DE OXIDO DE MANGANESE PARA EL AN. (1)=.021
DE CARBONO PARA EL AN. (1)=0
DE SILICIO PARA EL AN. (1)=5E-03
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1)=1
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1)=1

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN EL METAL EN EL AN. (1) = 1.71115564E-05
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = 1.21115564E-07

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1)=7.7E-05
DE SULFURO PARA EL AN. (1)=2.7E-05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1)=9.5E12E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1)=1.0013787E-03
DE MANGANESE PARA EL AN. (1)=2.7272727E-05
DE OXIDO DE MANGANESE PARA EL AN. (1)=1.0013787E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1)=.060832333
DE SILICIO PARA EL AN. (1)=1.30357142E-05
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1)=2.7037037E-03
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1)=4.5625E-03

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BUBBUJA =18.6978658

DE AZUFRE SEGUN SAND =.0209439434
DE SULFURO SEGUN SAND =.0270285147
DE OXIGENO SEGUN SAND =.0209439434

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAFON) =.299725208
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWEPDTFEGER) =3.68204622
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) =.0321997884

OMEGA DE NI =.659713064

NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GR. DE ESCORIA = 1.7561

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T =2.0319739 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =5.73390051E-03
(XD), MODELO 2 =5.73361685E-03
(XS), MODELO 1 =.0149108157
(XS), MODELO 2 =.0140024486
(XMN) =.500059353
(XMN) DE EQ. = .518280942
(XMNO)/(MN) DE EQ. = .0166702862
(XC) =.0900018916
(XC) DE EQ. A (T=2.0319739)=.3550933
(XSI) =1.00151861E-03
(XSI) EN EQ. A (T=2.0319739)=.022282565
(XAL) =4.93513189E-04
(XAL) EN EQ. A (T=2.0319739)=4.28904678E-05
(XS) ESCORIA =.148822823
(XFEO) =2.58137299
(XFEO) EN EQ. A (T=2.0319739) =1.24253205
(XMNO) =2.5859923
(XMNO) EN EQ. A (T=2.0319739) =1.04413898
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.17594345E-03
(XSULFURO) DE EQ. = .231841203
(XS) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =4.12891792 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XD), MODELO 1 =5.66699706E-03
(XD), MODELO 2 =5.666376E-03
(XS), MODELO 1 =.0149216118
(XS), MODELO 2 =.0140048488
(XMN) =.500121573
(XMN) DE EQ. = .518426457
(XMNO)/(MN) DE EQ. = .0164803039
(XC) =.090003903
(XC) DE EQ. A (T=4.12891792)=.359186759
(XSI) =1.00316058E-03
(XSI) EN EQ. A (T=4.12891792)=.0227992659
(XAL) =4.86937275E-04
(XAL) EN EQ. A (T=4.12891792)=4.36522397E-05
(XS) ESCORIA =.148153274
(XFEO) =2.57140455

(XFED) EN EQ. A (T=4.12891792 =1.22803412
(%MNO) =2.58084754
(%MNO) EN EQ. A (T=4.12891792 =1.03223949
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =8.38985344 SE ORTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =5.53443466E-03
(%O), MODELO 2 =5.53306106E-03
(%S), MODELO 1 =.0140429571
(%S), MODELO 2 =.0140095906
(%MN) =.500248617
(%MN) DE EQ. = .518573927
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0162880109
(%C) =.0900080559
(%C) DE EQ. A (T=8.38985344)=.363427247
(%SI) =1.00658125E-03
(%SI) EN EQ. A (T=8.38985344)=.0233407708
(%AL) =4.73939213E-04
(%AL) EN EQ. A (T=8.38985344)=4.52299508E-05
(%S) ESCORIA =.146839207
(XFED) =2.55074929
(XFED) EN EQ. A (T=8.38985344 =1.19930794
(%MNO) =2.57034258
(%MNO) EN EQ. A (T=8.38985344 =1.02019527
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =17.0479632 SE ORTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =5.27914427E-03
(%O), MODELO 2 =5.27592405E-03
(%S), MODELO 1 =.0140834333
(%S), MODELO 2 =.0140184307
(%MN) =.500511542
(%MN) DE EQ. = .518866371
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0159070017
(%C) =.0900168902
(%C) DE EQ. A (T=17.0479632)=.372132163
(%SI) =1.01404811E-03

(%SI) EN EQ. A (T=17.0479632)=.0244722917
(%AL) =4.48985197E-04
(%AL) EN EQ. A (T=17.0479632)=4.85501657E-05
(%S) ESCORIA =.144398746
(%FED) =2.50733396
(%FED) EN EQ. A (T=17.0479632) =1.1439867
(%MNO) =2.54860206
(%MNO) EN EQ. A (T=17.0479632) =.996330859
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =34.6410162 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =4.8142513E-03
(%O), MODELO 2 =4.80618539E-03
(%S), MODELO 1 =.0141544321
(%S), MODELO 2 =.0140332947
(%MN) =.501064095
(%MN) DE EQ. = .519430495
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0151732493
(%C) =.0900365081
(%C) DE EQ. A (T=34.6410162)=.390127838
(%SI) =1.0314837E-03
(%SI) EN EQ. A (T=34.6410162)=.0268963971
(%AL) =4.03932854E-04
(%AL) EN EQ. A (T=34.6410162)=5.5749744E-05
(%S) ESCORIA =.140334835
(%FED) =2.41468253
(%FED) EN EQ. A (T=34.6410162) =1.04324474
(%MNO) =2.50291306
(%MNO) EN EQ. A (T=34.6410162) =.950372472
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =70.3896407 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =4.06008115E-03
(%O), MODELO 2 =4.03921316E-03
(%S), MODELO 1 =.0142576755
(%S), MODELO 2 =.0140520886

(%MN) = .502251192
(%MN) DE EQ. = .520460942
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0138370598
(%C) = .0900834902
(%C) DE EQ. A (T=70.3896407) = .427800921
(%SI) = 1.07737761E-03
(%SI) EN EQ. A (T=70.3896407) = .0323417605
(%AL) = 3.32861325E-04
(%AL) EN EQ. A (T=70.3896407) = 7.19836629E-05
(%S) ESCORIA = .135355067
(%FEO) = 2.21824881
(%FEO) EN EQ. A (T=70.3896407) = .879916615
(%MNO) = 2.40475552
(%MNO) EN EQ. A (T=70.3896407) = .866680597
(%O) EN EQ. CON ESCORIA = 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =143.029912 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 = 3.10096323E-03
(%O), MODELO 2 = 3.05109765E-03
(%S), MODELO 1 = .0143363994
(%S), MODELO 2 = .0140528487
(%MN) = .50484287
(%MN) DE EQ. = .522141303
(%MNO)/(MN) DE EQ. = .0116694336
(%C) = .0902095321
(%C) DE EQ. A (T=143.029912) = .507266004
(%SI) = 1.22281837E-03
(%SI) EN EQ. A (T=143.029912) = .0454728047
(%AL) = 2.51239158E-04
(%AL) EN EQ. A (T=143.029912) = 1.07842783E-04
(%S) ESCORIA = .135679652
(%FEO) = 1.83689957
(%FEO) EN EQ. A (T=143.029912) = .671976464
(%MNO) = 2.19045724
(%MNO) EN EQ. A (T=143.029912) = .730911897
(%O) EN EQ. CON ESCORIA = 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =290.633048 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =2.37647972E-03
(%O), MODELO 2 =2.28861685E-03
(%S), MODELO 1 =.014195587
(%S), MODELO 2 =.0139585458
(%MN) =.510248014
(%MN) DE EQ. = .524294045
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 8.91274907E-03
(%C) =.0905857032
(%C) DE EQ. A (T=290.633048)=.664161742
(%SI) =1.7813958E-03
(%SI) EN EQ. A (T=290.633048)=.0779521209
(%AL) =2.04669183E-04
(%AL) EN EQ. A (T=290.633048)=1.60744026E-04
(%S) ESCORIA =.159149398
(%FEO) =1.26791874
(%FEO) EN EQ. A (T=290.633048) =.514981418
(%MNO) =1.74352176
(%MNO) EN EQ. A (T=290.633048) =.558247689
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =590.558768 SE ORTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =2.16366068E-03
(%O), MODELO 2 =2.08264471E-03
(%S), MODELO 1 =.0137353387
(%S), MODELO 2 =.0136407294
(%MN) =.518846347
(%MN) DE EQ. = .525931955
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 6.83044778E-03
(%C) =.0916089769
(%C) DE EQ. A (T=590.558768)=.866635267
(%SI) =3.70368322E-03
(%SI) EN EQ. A (T=590.558768)=.132725064
(%AL) =1.89980247E-04
(%AL) EN EQ. A (T=590.558768)=1.85034317E-04
(%S) ESCORIA =.208414618
(%FEO) =.739114416
(%FEO) EN EQ. A (T=590.558768) =.468863688
(%MNO) =1.0325508
(%MNO) EN EQ. A (T=590.558768) =.427823297
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03

(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

AL TIEMPO T =1200 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =2.15281819E-03
(%O), MODELO 2 =2.12674671E-03
(%S), MODELO 1 =.01327255E9
(%S), MODELO 2 =.0130400976
(%MN) =.52525411
(%MN) DE EQ. = .526415041
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 6.21876601E-03
(%C) =.0936243671
(%C) DE EQ. A (T=1200)=.951878062
(%SI) =7.56605536E-03
(%SI) EN EQ. A (T=1200)=.160118997
(%AL) =1.86501646E-04
(%AL) EN EQ. A (T=1200)=1.86433941E-04
(%S) ESCORIA =.231701747
(%FED) =.498772715
(%FED) EN EQ. A (T=1200 =.466514128
(%MNO) =.502711702
(%MNO) EN EQ. A (T=1200 =.399510771
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 3.41078408E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 2.12594345E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .231841203
(%S) DE EQ. = 9.02773095E-03

B

ALUMINA, SILICE, OXIDO DE MN(II), OXIDO DE FE(II), CAL,
OXIDO DE MG, OXIDO DE CR(III), CARBONO, AZUFRE,

%NORMALIZADOS, ANALISIS (1)
10.3918 20.7935 .5196 .5196 51.0788 15.5877 0 0 .239

N DEL EXCESS BASE (MOL/100GR).AN. (1)
.1019 .346 7.3E-03 7.2E-03 .9265 .3866 0 0 7.5E-03

FRACCION MOL. ANALISIS (1)
.0572 .1941 4.1E-03 4.1E-03 .5196 .2168 0 0 4.2E-03

CTE. ESCORIA DE KATAYAMA=.3015

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE FE(II)= 3.9389

COEF. DE ACT. DEL OXIDO DE MN(II)= 8.4879

(%S)/(%S) ENTRE ESCORIA Y METAL = 12.2003

CAPACIDAD DE S DE LA ESCORIA = 4.6E-03

PPM DE OXIGENO EN EO. CON LA ESCORIA = 27

PPM DE AZUFRE EN EL METAL = 196

IMPRESION DE LOS RESULTADOS

RESULTADOS PARA EL AN. (1):

COEF. DE ACT. DE CARBONO = 1.037

COEF. DE ACT. DE AZUFRE = 1.008

COEF. DE ACT. DE OXIGENO = .436

COEF. DE ACT. DE SILICIO = 2.362

COEF. DE ACT. DE MANGANESO = 1.048

COEF. DE ACT. DE ALUMINIO = .982

PPM OXIGENO EN EQ. CON FEO ESCORIA, PARA EL AN. (1) = 28.061

PPM DE OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL AL INICIAL = .886532735

(%S)/(%S) ENTRE ESCORIA Y METAL PARA EL AN. (1) = 13.1208655

(%S) EN EL METAL EN EQ. CON FEO, AN. (1) = .018

FRACCION MDL DE FEO EN LA ESCORIA EN
EQ. CON EL OXIGENO DEL METAL DEBIDO AL
ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 3.21603824E-03

RESULTADOS

CONDICIONES INICIALES DEL ANALISIS (1)

XC =.0936 YMN =.5253
XS =.01727 XP =.014
XSI =7.6E-03 XAL =.0375
XNI =.1 XCF =.1 %ND =.1
XW =.1 XTI =1E-04
XV =1E-04 XO =2.2E-03
XN =7E-03 XH =5E-04

COMPOSICION DE LA ESCORIA :

ALUMINA = 10.3918
SILICE = 20.7835
OXIDO DE MN(II) = .5196
OXIDO DE FE(III) = .5196
CAL = 51.9588
OXIDO DE MG = 15.5877
OXIDO DE CR(III) = 0
CARBONO = 0
AZUFRE = .239
ACTIVIDADES DE:
ALUMINA = .05148
SILICE = .01941

OXIGENO EN EQUILIBRIO CON EL ALUMINIO INICIAL 8.86532734E-05

TEMPERATURA DE TRABAJO (C) =1550

AREA TRANSVERSAL DE LA OLLA (CM^2) = 15393.84
DIAMETRO DE LA OLLA (CM) = 140
MASA DE ESCORIA (KG) = 250
PROFUNDIDAD DEL METAL (CM) = 140

TIEMPO ENTRE ANALISIS (S) =1780

FLUJO DE HOMOGENEIZACION (L/MIN) =20
FLUJO DE DESULFURACION (L/MIN) =40

PROFESION DE TRABAJO (ATM) = 1

COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE MASA CONVENCIONALES:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) = .06
DE SULFURO PARA EL AN. (1) = .06
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) = .021
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) = .021
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) = .021
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) = .021
DE CARBONO PARA EL AN. (1) = 10
DE SILICIO PARA EL AN. (1) = .027
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 1.5
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) = 1

PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN EL METAL EN EL AN. (1) = 1.2115564E-03
PARAMETRO DE DIF. TURBULENTO EN LA ESCORIA EN EL AN. (1) = 1.2115564E-04

COEF. DE TRANS. DE MASA USADOS:

DE AZUFRE PARA EL AN. (1) = 1.36875E-04
DE SULFURO PARA EL AN. (1) = 5.0625E-05
DE OXIGENO PARA EL AN. (1) = 9.58125E-05
DE OXIDO DE HIERRO PARA EL AN. (1) = 1.010961E-03
DE MANGANESO PARA EL AN. (1) = 2.7872727E-05
DE OXIDO DE MANGANESO PARA EL AN. (1) = 1.010961E-03
DE CARBONO PARA EL AN. (1) = .060833333
DE SILICIO PARA EL AN. (1) = 7.03928572E-05
DE ALUMINIO PARA EL AN. (1) = 4.05555555E-03
DE OXIGENO-INC. PARA EL AN. (1) = 4.5625E-03

PARAMETRO DE TRANSFERENCIA DE OXIGENO A BURBUJA = 29.1871274

DE AZUFRE SEGUN SAND = .0209693376
DE SULFURO SEGUN SAND = .0270712985
DE OXIGENO SEGUN SAND = .0209693376

COEF. DE T. DE M. DE AZUFRE (JAPON) = .299325208
COEF. DE T. DE M. DE OXIGENO (SCHWERTFEGER) = 3.68204622
COEF. DE T. DE M. INTERFACIAL (FRUEHAN) = .0321997884

OMEGA DE MN = .653460035
NUMERO TOTAL DE MOLES EN 100 GP. DE ESCORIA = 1.783

CALCULOS OBTENIDOS DEL MODELO:

AL TIEMPO T = 2.3128497 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 = 2.18111668E-03
(%D), MODELO 2 = 2.16598001E-03
(%S), MODELO 1 = .0132699749
(%S), MODELO 2 = .0132668502
(%MN) = .52532168
(%MN) DE ED. = .528639914
(%MNO) / (MN) DE ED. = 3.62723168E-03
(%C) = .0936099095
(%C) DE ED. A (T=2.3128497) = 1.31371009
(%SI) = 7.62928476E-03
(%SI) EN ED. A (T=2.3128497) = .0743845409
(%AL) = .0366033952
(%AL) EN ED. A (T=2.3128497) = 3.0729471E-04
(%S) ESCORIA = .241237476
(%FED) = .517640511
(%FED) EN ED. A (T=2.3128497) = .275831324
(%MNO) = .51780737
(%MNO) EN ED. A (T=2.3128497) = .240970567
(%D) EN ED. CON ESCORIA = 1.5121635E-03
(%D) EN ED. CON ALUMINIO = 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE ED. = .491654413
(%S) DE ED. = .45073027E-03

AL TIEMPO T = 5.34927373 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 = 2.15686914E-03
(%D), MODELO 2 = 2.12220086E-03
(%S), MODELO 1 = .0132694338
(%S), MODELO 2 = .0132625857
(%MN) = .525350338
(%MN) DE ED. = .528644963
(%MNO) / (MN) DE ED. = 2.59609795E-03
(%C) = .0936231332
(%C) DE ED. A (T=5.34927373) = 1.32508372
(%SI) = 7.66902328E-03
(%SI) EN ED. A (T=5.34927373) = .0756781054
(%AL) = .0354593054
(%AL) EN ED. A (T=5.34927373) = 3.12491161E-04
(%S) ESCORIA = .244249294
(%FED) = .515035182
(%FED) EN ED. A (T=5.34927373) = .272764899
(%MNO) = .51543773

(%MNO) EN EQ. A (T=5.74927377) = .238902237
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =12.3720662 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =2.10260661E-03
(%O), MODELO 2 =2.02456117E-03
(%S), MODELO 1 =.0132669565
(%S), MODELO 2 =.0132524083
(%MN) =.52541649
(%MN) DE EQ. = .528697131
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 3.55612003E-03
(%C) =.0936541508
(%C) DE EQ. A (T=12.3720662)=1.33998032
(%SI) =7.76354407E-03
(%SI) EN EQ. A (T=12.3720662)=.0773892176
(%AL) =.0329507043
(%AL) EN EQ. A (T=12.3720662)=3.24665689E-04
(%S) ESCORIA =.251172845
(%FEO) =.508880223
(%FEO) EN EQ. A (T=12.3720662) =.265902677
(%MNO) =.50996776
(%MNO) EN EQ. A (T=12.3720662) =.236246354
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =28.6147295 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.98676641E-03
(%O), MODELO 2 =1.81704861E-03
(%S), MODELO 1 =.013254013
(%S), MODELO 2 =.0132270193
(%MN) =.525569535
(%MN) DE EQ. = .528769133
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 3.46665513E-03
(%C) =.0937287137
(%C) DE EQ. A (T=28.6147295)=1.37456155
(%SI) =7.9995662E-03
(%SI) EN EQ. A (T=28.6147295)=.0814351683
(%AL) =.0278198587

(%AL) EN EQ. A (T=28.6147295)=3.53470537E-04
(%S) ESCORIA =.257239628
(%FEO) =.494099266
(%FEO) EN EQ. A (T=28.6147295) =.251253137
(%MNO) =.497312967
(%MNO) EN EQ. A (T=28.6147295) =.200302866
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654417
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-07

AL TIEMPO T =66.1815684 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.76421951E-03
(%O), MODELO 2 =1.42235904E-03
(%S), MODELO 1 =.0131893455
(%S), MODELO 2 =.0131592996
(%MN) =.525921115
(%MN) DE EQ. = .528922909
(%MNO)/(MN) DE EQ. = 3.27566456E-03
(%C) =.0939162999
(%C) DE EQ. A (T=66.1815684)=1.4547066
(%SI) =8.6427441E-03
(%SI) EN EQ. A (T=66.1815684)=.0912083148
(%AL) =.0188665502
(%AL) EN EQ. A (T=66.1815684)=4.22420029E-04
(%S) ESCORIA =.303894852
(%FEO) =.458458916
(%FEO) EN EQ. A (T=66.1815684) =.223109111
(%MNO) =.468241846
(%MNO) EN EQ. A (T=66.1815684) =.217614649
(%O) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654417
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =153.068021 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.42975174E-03
(%O), MODELO 2 =8.43125965E-04
(%S), MODELO 1 =.0128970182
(%S), MODELO 2 =.0129641934
(%MN) =.526696764
(%MN) DE EQ. = .529218586

(XMND) / (MN) DE EQ. = 2.90874222E-03
(XC) = .0944300541
(XC) DE EQ. A (T=153.068021)=1.63821009
(%SI) = .0106918443
(%SI) EN EQ. A (T=153.068021)=.115670552
(%AL) =7.92235672E-03
(%AL) EN EQ. A (T=153.068021)=5.79005223E-04
(%S) ESCORIA = .380994268
(%FEO) = .379400561
(%FEO) EN EQ. A (T=153.068021) = .180811196
(XMND) = .404105678
(XMND) EN EQ. A (T=153.068021) = .193238625
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =354.023326 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%D), MODELO 1 = 1.15811848E-03
(%D), MODELO 2 =4.12180366E-04
(%S), MODELO 1 = .0118863677
(%S), MODELO 2 = .0123957994
(%MN) = .528137846
(%MN) DE EQ. = .529663585
(XMND) / (MN) DE EQ. = 2.35729127E-03
(XC) = .0959952645
(XC) DE EQ. A (T=354.023326)=2.02144339
(%SI) = .0185420438
(%SI) EN EQ. A (T=354.023326)=.176119231
(%AL) =1.6703183E-03
(%AL) EN EQ. A (T=354.023326)=7.94225722E-04
(%S) ESCORIA = .51058654
(%FEO) = .254940501
(%FEO) EN EQ. A (T=354.023326) = .146459543
(XMND) = .284946806
(XMND) EN EQ. A (T=354.023326) = .156603676
(%D) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(%D) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =818.802743 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XO), MODELO 1 =1.28965172E-03
(XD), MODELO 2 =7.10283753E-04
(XS), MODELO 1 =.0103306924
(XS), MODELO 2 =.0110260453
(XMN) =.529658968
(XMN) DE EQ. = .530025536
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 1.90443819E-03
(XC) =.100496709
(XC) DE EQ. A (T=818.802743)=2.49556696
(XSI) =.0451111618
(XSI) EN EQ. A (T=818.802743)=.268424448
(XAL) =6.83179469E-04
(XAL) EN EQ. A (T=818.802743)=6.76659365E-04
(XS) ESCORIA =.640354483
(XFEO) =.183447398
(XFEO) EN EQ. A (T=818.802743) =.162967214
(XMNO) =.159178004
(XMNO) EN EQ. A (T=818.802743) =.126851121
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03
(XSULFURO) DE EQ. = .491654413
(XS) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =1893.76768 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(XO), MODELO 1 =1.50865888E-03
(XD), MODELO 2 =1.2804411E-03
(XS), MODELO 1 =9.41785706E-03
(XS), MODELO 2 =9.19129285E-03
(XMN) =.529841312
(XMN) DE EQ. = .529851539
(XMNO)/(MN) DE EQ. = 2.12465379E-03
(XC) =.107845445
(XC) DE EQ. A (T=1893.76768)=2.24277992
(XSI) =.0707173504
(XSI) EN EQ. A (T=1893.76768)=.21679883
(XAL) =5.34179129E-04
(XAL) EN EQ. A (T=1893.76768)=5.34179051E-04
(XS) ESCORIA =.575592911
(XFEO) =.191233624
(XFEO) EN EQ. A (T=1893.76768) =.190790057
(XMNO) =.144092198
(XMNO) EN EQ. A (T=1893.76768) =.141148698
(XD) EN EQ. CON ESCORIA= 1.51216635E-03
(XD) EN EQ. CON ALUMINIO= 1.50865873E-03

(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

AL TIEMPO T =4380 SE OBTUVO EL ANALISIS SIGUIENTE:

(%O), MODELO 1 =1.60370553E-03
(%O), MODELO 2 =1.50865873E-03
(%S), MODELO 1 =7.13771767E-03
(%S), MODELO 2 =7.67188496E-03
(%MN) =.529558531
(%MN) DE EQ. = .529558535
(%MNO)/(%N) DE EQ. = 2.48738876E-03
(%C) =.121412132
(%C) DE EQ. A (T=4380)=1.91571616
(%SI) =.0925573981
(%SI) EN EQ. A (T=4380)=.15817795
(%AL) =4.87401088E-04
(%AL) EN EQ. A (T=4380)=4.87401088E-04
(%S) ESCORIA =.491654413
(%FEO) =.202810047
(%FEO) EN EQ. A (T=4380) =.202809974
(%MNO) =.167474552
(%MNO) EN EQ. A (T=4380) =.165246539
(%O) EN EQ. CON ESCORIA = 1.51216635E-03
(%O) EN EQ. CON ALUMINIO = 1.50865873E-03
(%SULFURO) DE EQ. = .491654413
(%S) DE EQ. = 6.45073027E-03

APENDICE 21

DETERMINACION DEL PESO DE LA ESCORIA.

$$\text{Si: } \quad \quad \quad - \Delta \text{ esc} = \Delta \text{ metal}$$

entonces se cumple:

$$[\%Mn]_t = [\%Mn]_o - \frac{\text{Mn en } W_e}{\text{Peso } W_e} \left\{ (\%MnO)_t - (\%MnO)_o \right\}$$

$$[\%Mn]_t = [\%Mn]_o - 1.87 \times 10^{-3} W_e \left\{ (\%MnO)_t - (\%MnO)_o \right\}$$

esta ecuación tiene la forma siguientes:

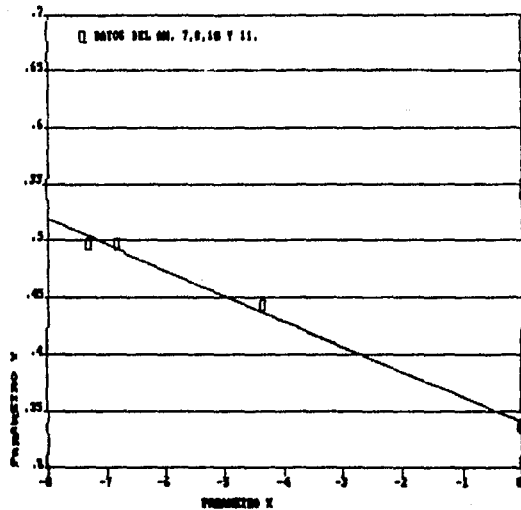
$$y = b - mx$$

y	x
0.338	0
0.443	-4.36
0.496	-6.84
0.497	-7.34

$$m = \frac{0.496 - 0.338}{-6.84 - 0} = -0.023$$

$$W_e = \frac{0.023}{1.87 \times 10^{-3}} = 1,235 \text{ kg.}$$

DETERMINACION DEL PESO DE LA ESCORTA

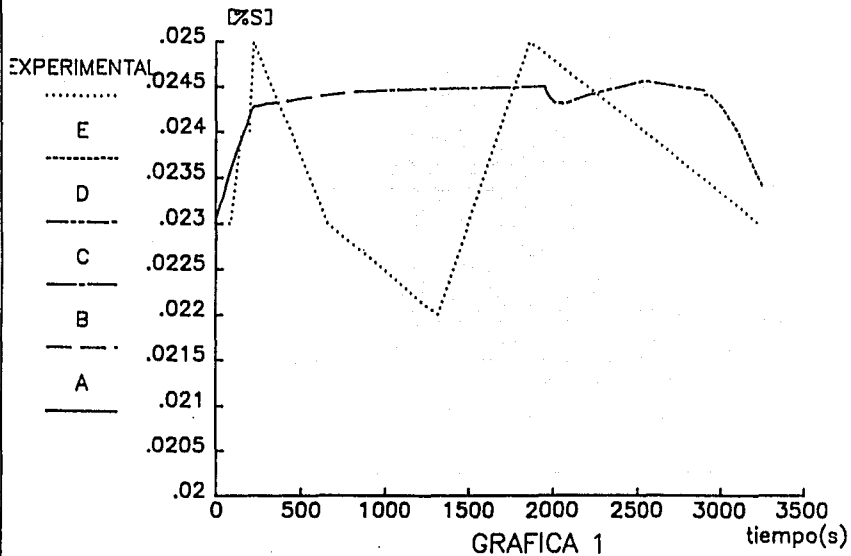


THE REGRESSION POLYNOMIAL OF LINE 1 -

(3.405E-01) + (-2.222E-02) & X
 THE VARIANCE - 2.342E-05

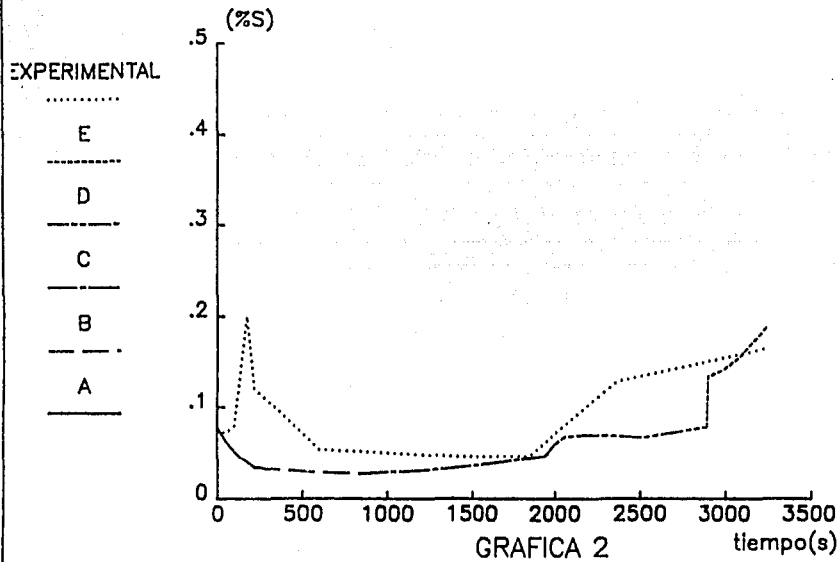
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo 1 Azufre



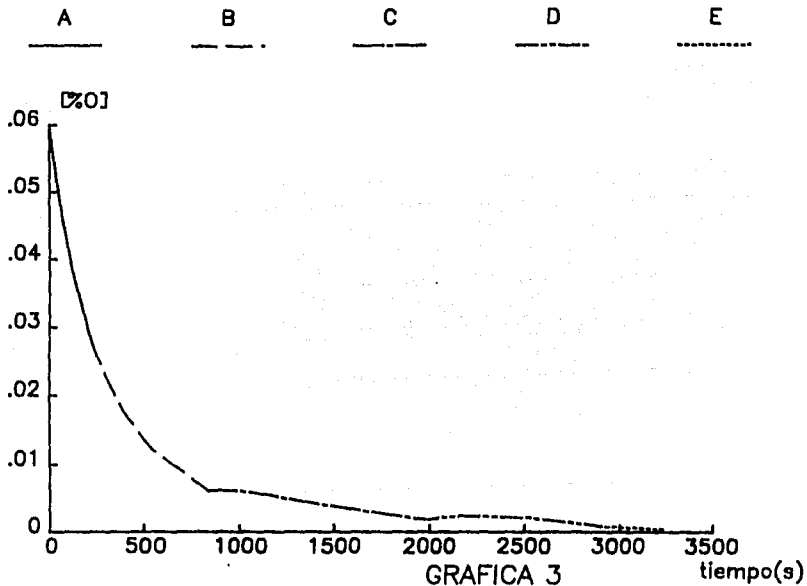
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Sulfuro



MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

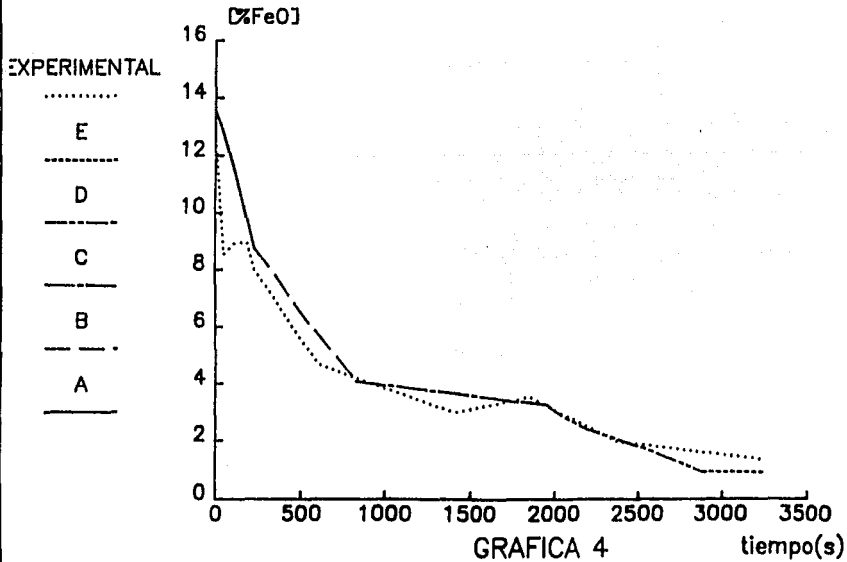
Modelo 1 Oxígeno



GRAFICA 3

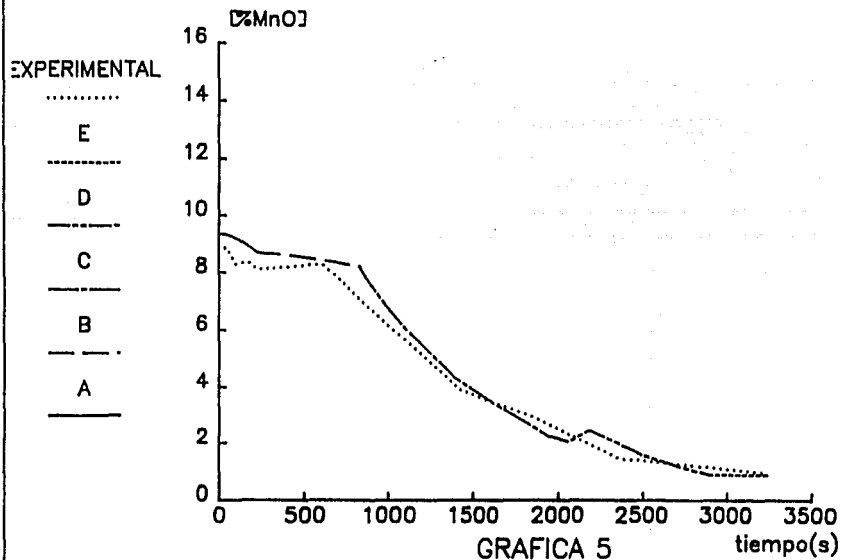
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo FeO



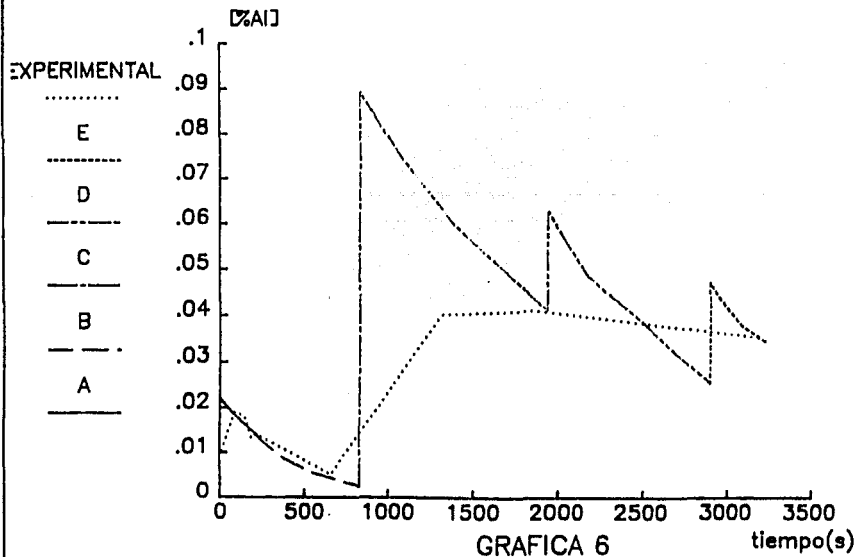
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo MnO



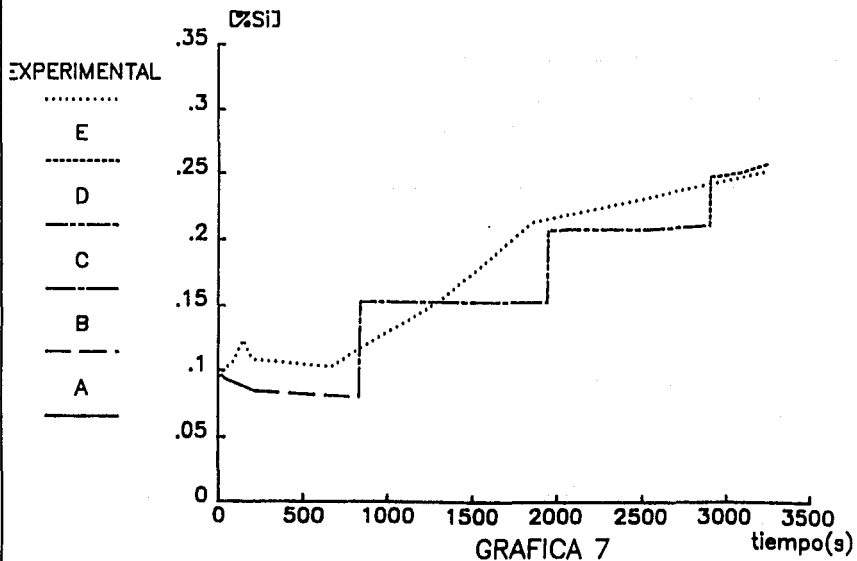
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Aluminio



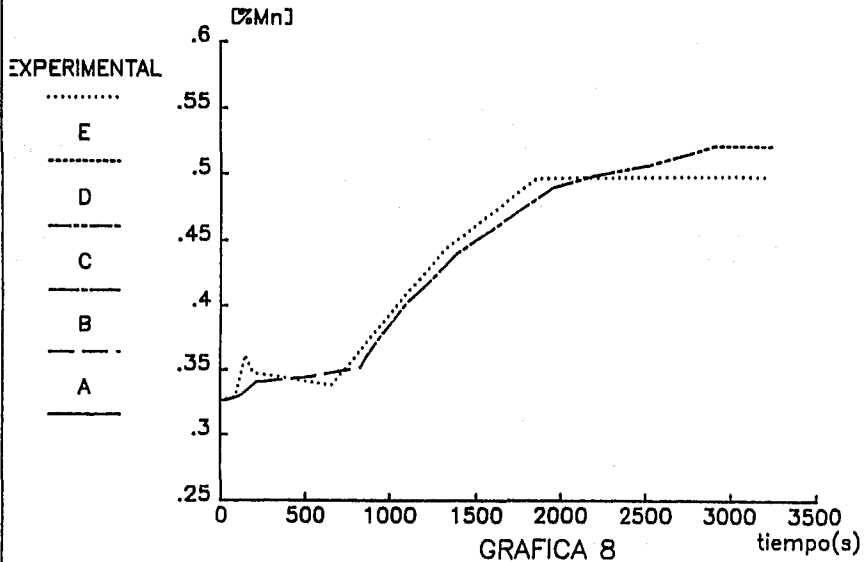
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Silicio



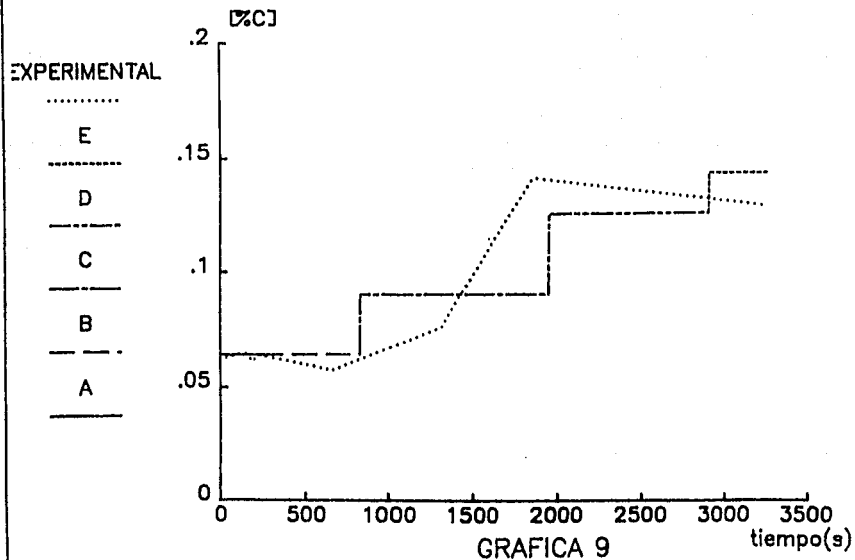
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Manganese



MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Carbono



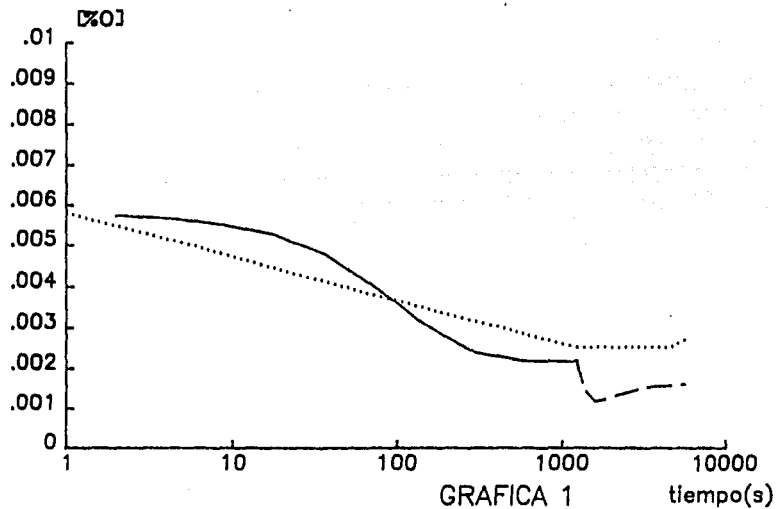
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo 1 Oxígeno

A

B

EXPERIMENTAL



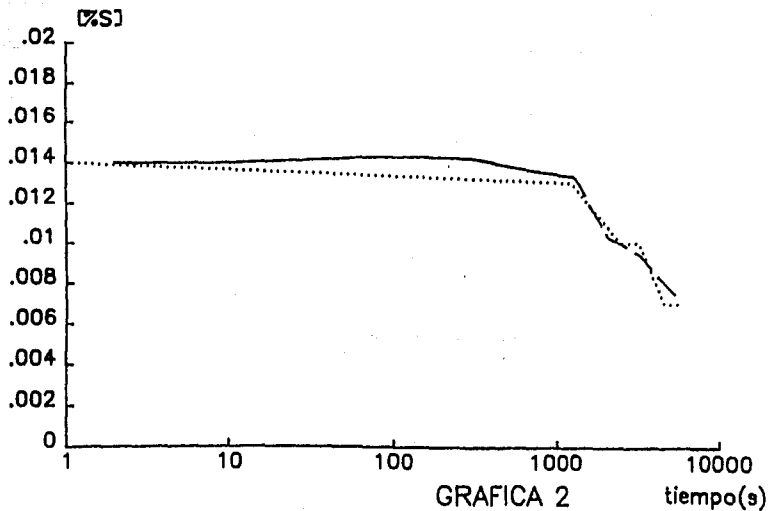
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo 1 Azufre

A

B

EXPERIMENTAL



GRAFICA 2

tiempo(s)

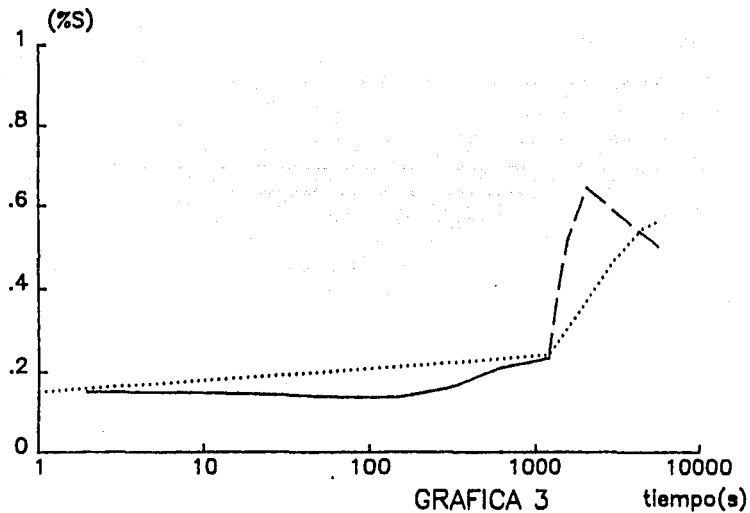
MODELO DE TRANSFERENCIA DE MASA

Modelo Sulfuro

A

B

EXPERIMENTAL



GRAFICA 3

tiempo(s)