



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**  
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA  
QUÍMICA – METALURGIA

MODELACIÓN FÍSICA Y MATEMÁTICA DEL MEZCLADO Y DE INTERCAMBIOS  
METAL/ESCORIA EN OLLAS DE ACERO AGITADAS CON GAS

TESIS  
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:  
DOCTOR EN INGENIERÍA

PRESENTA:  
M. EN I. ADRIÁN MANUEL AMARO VILLEDA

TUTOR (ES) PRINCIPAL(ES)  
DR. MARCO AURELIO RAMÍREZ ARGAEZ, FACULTAD DE QUÍMICA, UNAM  
DR. ALBERTO CONEJO NAVA, PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO  
EN INGENIERÍA

COMITÉ TUTOR  
DR. JOSÉ ALEJANDRO, GARCÍA, HINOJOSA, FACULTAD DE QUÍMICA, UNAM  
DR. CARLOS GONZÁLEZ RIVERA, FACULTAD DE QUÍMICA, UNAM

CIUDAD UNIVERSITARIA, D. F. MAYO 2015



Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**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 esta 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.

**JURADO ASIGNADO:**

**Presidente: Dr. Bernardo Fabián Campillo Illanes**

**Secretario: Dr. Osvaldo Flores Cedillo**

**Vocal: Dr. Arturo Barba Pingarron**

**1<sup>er</sup>. Suplente: Dr. José Alejandro García Hinojosa**

**2<sup>do</sup>. Suplente: Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez**

**Lugar donde se realizó la tesis: Edificio D, Facultad de Química, UNAM**

**TUTORES DE TESIS:**

**Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez**

---

**Firma**

**Dr. Alberto Conejo Nava**

---

**Firma**

## **Agradecimientos**

A la UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

Al Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez, por todo el apoyo brindado en el desarrollo de esta tesis.

Al Dr. Carlos González Rivera, por el apoyo para que este trabajo de tesis concluyera.

A los Técnicos Académicos E. Cándido Atlatenco Tlapanco y Agustín Gerardo Ruiz Tamayo, por su apoyo.

Al programa PAPIIT IN 118105, “Modelación física y matemática de la separación de inclusiones metálicas del acero por medio de burbujeo”, por el apoyo para la realización de este trabajo.

Al programa PAPIIT IN 114815, “Análisis del mezclado/escoria agitadas con gas mediante modelación asistida por PIV (Particle Image Velocimetry)”, por el apoyo para la realización de este trabajo.

Con todo mi amor para:  
Ale, José Manuel y Sofí

## ÍNDICE

	Página
PREFACIO.....	2
RESUMEN.....	6
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN.....	8
1.1 Revisión Bibliográfica del estado del arte.....	19
1.1.1 Modelación Física.....	21
1.1.2 Modelación Matemática.....	27
1.1.3 Combinación de los Modelos Físicos y Matemáticos.....	29
1.2 Hipótesis.....	30
1.3 Objetivos.....	30
CAPÍTULO 2. METODOLOGÍA DEL TRABAJO.....	31
2.1 Modelo Físico.....	33
2.2 Modelo Matemático.....	37
CAPÍTULO 3. RESULTADOS Y ANÁLISIS.....	49
3.1 Modelado Físico.....	49
3.1.1 Efecto de las variables de procesos en el tiempo de mezclado.....	49
3.1.1.1 Efecto del espesor de la escoria en el tiempo de mezclado.....	49
3.1.1.2 Efecto de la posición radial de la boquilla.....	51
3.1.1.3 Efecto del flujo de gas.....	52
3.1.1.4 Efecto del número de boquillas.....	52
3.1.1.5 Ecuación general.....	55
3.1.2 Energía de agitación consumida por la capa de escoria.....	56
3.1.3 Efecto de la escoria sobre el ojo del horno olla y el tiempo de mezclado.....	62
3.2 Modelado Matemático.....	66
3.2.1 Campos de velocidad del acero en el horno olla.....	66
3.2.2 Distribución del gas argón en el acero.....	82
3.2.3 Distribución de la viscosidad cinemática turbulenta en el acero...	86
3.2.4 Distribución de la temperatura en el acero.....	95
3.2.5 Comportamiento de la capa de escoria.....	105
3.2.6 Diseño estadístico factorial de $2^4$ .....	117
3.2.7 Comparación del modelo físico y matemático.....	121
3.2.8 Comparación del modelo matemático con un modelo mecánico para el tamaño del ojo.....	125
CONCLUSIONES.....	128
BIBLIOGRAFÍA.....	133
Lista de Figuras.....	138
Lista de Tablas.....	144
Anexo 1.....	145
Anexo 2.....	154
Anexo 3.....	170

## **PREFACIO**

Esta tesis de doctorado forma parte de la línea de investigación sobre la refinación secundaria del acero en el horno olla que se ha trabajado en el grupo de modelado físico y matemático de la Facultad de Química de la UNAM. Actualmente, existen un gran número de grupos de investigación en el mundo haciendo grandes esfuerzos por entender los fenómenos que acontecen en este proceso, mediante el uso de herramientas de análisis de procesos metalúrgicos, tales como modelado físico y matemático. El entendimiento de los fenómenos que ocurren en el horno olla, mediante estas herramientas, permitirá mejorar el proceso de la refinación secundaria del acero en el horno olla.

Es muy complicado querer modelar integralmente el proceso, es decir, incluir simultáneamente todos los fenómenos de transferencia de calor y masa, de flujo de fluidos y electromagnéticos en un sistema multifásico. Entonces, es preferible realizar modelos parciales de un sistema, en específico del horno olla, y posteriormente acoplarlos e integrarlos en uno solo. En esta investigación se trabajó tanto con modelación física como matemática para comprender el fenómeno del mezclado de soluto usando el concepto de tiempo de mezclado para reactores por lotes (batch), considerando las tres fases coexistentes en el horno olla, las cuales son: acero-escoria-gas. La gran mayoría de los modelos físicos y matemáticos reportados hasta ahora solo consideran dos fases en el horno olla que son el acero líquido y el gas que es inyectado por el fondo del reactor, ya que se simplifica mucho la representación de los modelos. Sin embargo, al no tener la presencia de la fase escoria, la cual es fundamental y necesaria durante la refinación secundaria en el horno olla, estos modelos dejan de ser realistas y su uso para análisis del proceso se limita a estimaciones no cuantitativas de los fenómenos o cuantitativas pero con mucha incertidumbre. El mezclado es muy importante durante la refinación del acero en el horno olla, ya que la uniformidad térmica y química así como los intercambios gas-metal y metal-escoria se favorecen y se aceleran con un buen mezclado. El tiempo de mezclado está en función de las diferentes variables de operación y de diseño, como son: número de tapones de inyección de gas, flujo de gas, posición del tapón o tapones, espesor de la capa de escoria.

En el Capítulo 1 de esta tesis, se presenta una extensa y comprensiva revisión de la literatura en donde se destacan diversos estudios que se han realizado sobre la refinación secundaria del acero en el horno olla, tanto con modelos físicos como con modelos matemáticos, dando una semblanza del estado del arte sobre el mezclado y los demás fenómenos presentes, justificando la realización de este trabajo y estableciendo los objetivos, pero sobretodo, dejando muy claras las contribuciones de este trabajo, destacando y subrayando la originalidad de la presente tesis.

En el Capítulo 2, se establece la metodología de trabajo a partir de un modelo físico trifásico (agua-aceite-gas) y su instrumentación para monitorear la concentración de un soluto en el tiempo (medición de pH para determinar el tiempo de mezclado), detallando el

desarrollo experimental. Se estableció un diseño de experimentos para estudiar el efecto de las diferentes variables de proceso sobre el mezclado. Adicionalmente, se desarrolló un modelo matemático trifásico programado y estructurado sobre el software CFD (Computational Fluid Dynamics) comercial llamado PHOENICS versión 3.4. Este modelo describe el flujo de fluidos en el horno olla, y una vez que este modelo se validó, con él se hizo un análisis de procesos en donde las variables que se estudiaron fueron: número de tapones, flujo de gas, posición de los tapones y el espesor de la capa de escoria. El desarrollo de este modelo trifásico no fue una tarea trivial, ya que las capacidades disponibles y actuales del software no contemplan este tipo de sistemas trifásicos. Entonces, para resolver el flujo de fluidos trifásico se acoplaron y combinaron dos algoritmos: a) IPSA (Inter Phase Slip Algorithm) donde al gas y a un líquido se les estudia desde un marco de referencia Euleriano, el cual está ya programado en el código comercial y b) se programó en subrutinas Fortran un algoritmo VOF (volumen of fluid) con el cual se separa el líquido modelado con IPSA en dos líquidos inmiscibles. Dicho acoplamiento debe garantizar satisfacer el balance de masa y de flujo de cantidad de movimiento, para lo cual se tienen que resolver, tanto para las fases líquidas (acero y escoria) como para la fase gaseosa (argón), las ecuaciones de conservación de masa (ecuación de continuidad) y las ecuaciones de Navier-Stokes en 3D (para el líquido, adicionalmente se empleó un modelo de turbulencia).

En el Capítulo 3 se presentan los resultados y el análisis de los mismos. Como resultado de los experimentos de mezclado en el modelo físico, se propuso una ecuación general que resume los efectos combinados de las diferentes variables sobre el mezclado y que expresa al tiempo de mezclado como una función de variables adimensionales universales que puede ser utilizada en otros modelos físicos y/o en hornos ollas industriales. Se estableció un enfoque práctico para determinar la velocidad promedio de recirculación en el líquido agitado, mediante el cual se determinó la fracción de la energía de agitación que es disipada en la capa de escoria que está en la parte superior. También, se presenta el efecto que tiene el espesor de la capa de escoria sobre el área expuesta del acero (agua) a la atmósfera, es decir, el llamado “ojo” y sobre el tiempo de mezclado. Se presentan las simulaciones del modelo matemático en estado transitorio, llegando a un estado hidrodinámico cuasi estable. Entonces, hay un extenso análisis de procesos en ese capítulo, en donde se aprecia el efecto de las variables estudiadas sobre los campos de velocidad del acero, la distribución del gas argón en el acero, la distribución de la viscosidad cinemática turbulenta, la distribución de temperaturas en el acero, y el comportamiento de la capa de escoria. Mediante un diseño estadístico factorial de  $2^4$  se determinaron los efectos estimados de cada variable y las interacciones dobles sobre cada respuesta usando los resultados del modelado matemático. Se validó el modelo matemático con resultados del modelo físico y se realizó la comparación del modelo matemático con un modelo mecanístico para el tamaño del ojo.



En el Capítulo de conclusiones se presentan las aportaciones del trabajo tanto con el modelo físico, como con el modelo matemático, validando el modelo matemático con resultados del modelo físico.

A partir de este trabajo doctoral se generó conocimiento original dando como resultado la publicación de tres trabajos, uno de ellos sometido a una revista internacional indexada al JCR con arbitraje estricto, así como 2 trabajos publicados en memorias de congresos internacionales con arbitrajes e indexadas en SCOPUS. También se presentan la presentación de los resultados en congresos internacionales a través de ponencias, memorias y posters.

Los artículos son:

1. **Effect of Slag Properties on Mixing Phenomena in Gas-stirred Ladles by Physical Modeling.** Publicado por la revista ISIJ internacional en el volumen 54, número 1, pp 1-8, 2014.
2. **Effect of Slag on Mixing Time in Gas-Stirred Ladles Assisted with a Physical Model.** Publicado por Materials Research Society, en Mater. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 1485, 2013, 101-106. DOI: 10.1557/opl.2013.256.
3. **Experimental Study on Mixing in Gas-Stirred Ladles with and without the Slag Phase through a Water Physical Model.** Publicado por Materials Research Society, en Mater. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 1373, 2012, 155-160. DOI: 10.1557/opl.2012.312.

Los congresos donde se han presentado los resultados del presente trabajo son:

1. **Experimental Study on Mixing in Gas-Stirred Ladles with and without the Slag Phase through a Water Physical Model.** Presentado en el XX International Materials Research Congress de Cancún, Quintana Roo, 2011.
2. **Study of Mixing in Gas Stirred Ladles by Physical Modeling with Different Arrangement of Plugs.** Presentado en el XX International Materials Research Congress de Cancún, Quintana Roo, 2011.
3. **Study of Mixing in Gas Stirred Ladles by Physical Modeling with Different Arrangement of Plugs.** Presentado en 18th Steelmaking Conference, IAS, 2011, Rosario, Santa Fe, Argentina.
4. **Effect of Slag on Mixing Time in Gas-Stirred Ladles Assisted with a Physical Model.** Presentado en el XXI International Materials Research Congress de Cancún, Quintana Roo, 2012.
5. **Inclusion Removal in Gas-Stirred Ladles Assisted with a Physical Model.** Presentado en el XXI International Materials Research Congress de Cancún, Quintana Roo, 2012.

Durante el desarrollo de esta tesis doctoral, existió la asistencia de varios alumnos de licenciatura, los cuales también desarrollaron su trabajo de tesis de forma paralela sobre aspectos específicos y que forman parte de este trabajo.

## RESUMEN

La refinación secundaria del acero juega un papel muy importante en la industria siderúrgica, la cual se realiza a través del horno olla, en la que se inyecta gas argón por el fondo para acelerar las cinéticas de todas las operaciones de la refinación secundaria, como son: desoxidación, desulfuración, ajuste de composición química, limpieza del acero, y homogeneización térmica y química. En este trabajo se utilizaron dos herramientas para análisis de procesos metalúrgicos: a) la primera herramienta fue construir un modelo físico trifásico (agua-aceite-aire), en el cual se utilizó la técnica de medición de pH para medir el tiempo de mezclado, para ello se realizó un análisis del proceso para determinar el efecto que tienen las variables sobre el tiempo de mezclado y apertura de la escoria en la superficie libre. Las variables estudiadas fueron: número de tapones (N), flujo de gas (Q), posición de los tapones ( $r/R$ ) y espesor de la escoria ( $h_s$ ); b) la segunda herramienta consistió en desarrollar un modelo matemático trifásico (acero-escoria-argón) con el software CFD comercial llamado PHOENICS, para describir el flujo de fluido en un horno olla industrial (250 toneladas) agitado mediante la inyección de gas argón por el fondo para la refinación secundaria del acero. Las variables estudiadas con este modelo matemático fueron: el número de tapones (N), el flujo de gas (Q), la posición de los tapones ( $r/R$ ) y el espesor de la capa de escoria ( $h_s$ ). El modelo matemático que se desarrolló combinó dos algoritmos: a) el primero es el llamado Inter Phase Slip Algorithm (IPSA), en el cual se modelan dos fases, una líquida y una gaseosa (argón) interpenetrada en la fase líquida (acero más escoria) bajo un mismo marco de referencia de Euler y b) el segundo es el Volumen of Fluid (VOF), con el cual se pueden simular los dos líquidos inmiscibles separados por una superficie libre. Este último algoritmo se tuvo que programar en subrutinas escritas en lenguaje Fortran y acoplar con la técnica IPSA para poder representar al sistema trifásico. Los balances de masa y las ecuaciones de conservación de Navier-Stokes se resuelven tanto para la fase líquida (acero y escoria) como para la fase gaseosa (argón).

Con el modelo físico se propuso una correlación universal para el tiempo de mezclado que incluye las variables ya mencionadas. Se establece un enfoque práctico para determinar la velocidad promedio de recirculación para calcular la energía de agitación consumida por la capa de escoria. Con un efecto combinado entre el número de tapones, el flujo de gas y la posición radial del tapón, se propone una configuración óptima con una sola boquilla situada en la mitad del radio. El modelo matemático fue validado con las mediciones realizadas en el modelo físico. Se tiene una buena concordancia entre las predicciones del modelo matemático y las mediciones del modelo físico sin escoria y con un solo tapón, tanto para el tiempo de mezclado como para los patrones de flujo hidrodinámico. El diseño estadístico factorial completo a dos niveles con cuatro variables ( $2^4$ ) determinó los efectos estimados de cada variable y las interacciones dobles sobre cada respuesta, observando que los efectos combinados muestran la complejidad de la operación del horno olla.

## ABSTRACT

The secondary steelmaking plays a key role in the steel industry. Currently, this refining of the steel is done in the ladle furnace. In this furnace argon gas is injected through the bottom of the ladle to stir the melt in order to accelerate kinetics of all the operations involved in the secondary refining, such as: deoxidation, desulfurization, chemical composition adjustment, cleaning of the steel, and thermal and chemical homogenization. In this doctoral thesis two tools for analysis of metallurgical processes were used: a) the first tool was to build a three-phase physical model of the ladle (water-oil-air), in which the pH measurement technique was used to measure the mixing time. With the help of the physical model, a process analysis was performed to determine the effect of some variables on the mixing time and on the size of the slag opening at the free surface. The variables studied were: the number of plugs (N), the gas flow rate (Q), the position of the plugs ( $r / R$ ) and the slag thickness ( $h_s$ ); b) the second tool was the development of a three-phase mathematical model (steel-slag-argon) programmed in the commercial CFD software called PHOENICS to describe the fluid flow in a (250 tons) industrial gas-stirred steel ladle to simulate the secondary refining of the steel. The variables studied with the mathematical model were: the number of plugs (N), the gas flow rate (Q), the position of the plugs ( $r / R$ ) and the thickness of the slag layer ( $h_s$ ). The mathematical model developed combined two algorithms: a) the first is called Inter Phase Slip Algorithm (IPSA), in which two phases are modeled, a liquid phase and a gas phase (argon) interpenetrated in the liquid phase (actually the liquid phase are two immiscible liquids steel and slag) under the same Euler frame of reference b) the second algorithm is the Volume of Fluid (VOF), with which the single liquid considered in IPSA can be split into two immiscible liquids separated by a free surface. The latter algorithm had to be programmed in subroutines written in Fortran and linked to the IPSA technique in order to properly represent the three-phase system. Mass balances and the momentum conservation equations (Navier-Stokes equations) were solved for both the liquid phases (steel and slag) to the gas phase (argon).

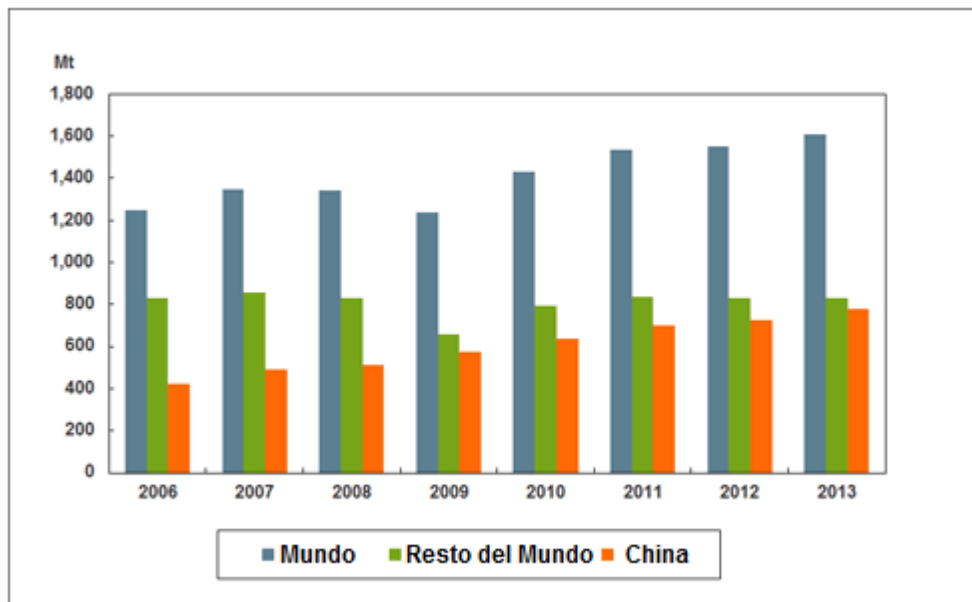
With the physical model a universal correlation of the mixing time which includes the aforementioned variables is proposed. Also, a practical approach is proposed in this work to determine the average speed of circulation of the liquid which allow the calculation of the stirring energy consumed by the slag layer. With the combined effect between the number of plugs, the gas flow rate and the radial position of the plug, an optimal configuration with a single plug located at half the radius is proposed. The mathematical model was validated with measurements made in the physical model. There is a good agreement between predictions of both the mixing time and the hydrodynamic flow patterns obtained from the mathematical model and the measurements obtained in the physical model without slag with a single plug. The full two-level factorial statistical experimental design with four variables ( $2^4$ ) applied to the mathematical model results, determined the estimated effects of each variable and double interactions on each response, noting that the combined effects show the complexity of the operation of the ladle furnace.

## CAPÍTULO 1

### INTRODUCCIÓN

#### ASPECTOS ECONÓMICOS

En los últimos 50 años la producción de acero se ha multiplicado por un factor del orden de 5. En 1955 la producción mundial de acero primario fue de 270 millones de toneladas. En el año 2013 la producción de acero ascendió a 1,607 millones de toneladas. En la **Figura 1** se puede observar el crecimiento en la producción de acero en el mundo desde el año 2006 hasta el 2013.<sup>1)</sup>



**Figura 1.** Producción anual de acero.<sup>1)</sup>

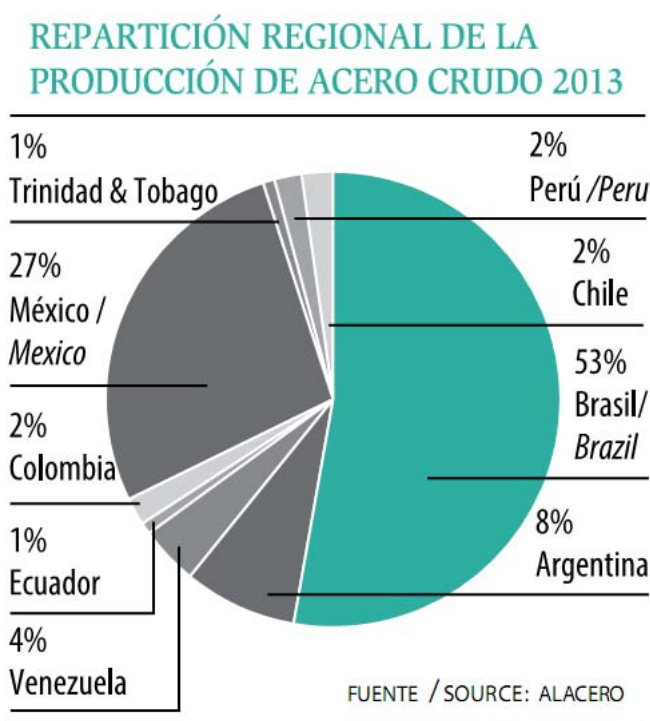
Según datos de la CANACERO en México desde el año 2001 se ha incrementado gradualmente la producción de acero, hasta llegar a un record histórico en 2004 de 16.7 millones de toneladas. Posteriormente, en 2005 se presentó un decremento en la producción de acero de un 3.3%, y en datos reportados por la misma CANACERO en 2008 esta producción llegó a 17.2 millones de toneladas y para 2009 fue de 14.17 millones de toneladas, año en que la producción de acero presentó un descenso importante por efecto de la crisis financiera internacional. De 2010 hasta 2012, se manifestó una recuperación en el ritmo de producción de acero alcanzando 18,1 millones de toneladas y en 2013 creció hasta 18.4 millones de toneladas.<sup>2)</sup> Esto es un indicativo de que la industria siderúrgica en México es muy importante debido a la producción de acero que se genera.

El Consumo Nacional de Acero (CNA) en 2001 fue de 18.8 millones de toneladas, en 2005 llegó a 22.4 millones de toneladas, para 2008 fue de 23.9 millones y en 2012 disminuyó ligeramente hasta 23.28 millones de toneladas. Esto permite afirmar que se requiere mayor

inversión para elevar la producción de acero y de mejor calidad para satisfacer el consumo interno de acero y poder exportarlo.

En México la producción siderúrgica en 2008 fue de más de 270 mil millones de pesos, esto representó el 2.2% del Producto Interno Bruto (PIB); el 6.2% de PIB industrial y el 12.2% del PIB manufacturero, mientras que para el 2012 estas cifras fueron de 2.1%, 6.4% y 12.6% respectivamente. La industria siderúrgica actualmente genera más de 120 mil empleos directos y 600 mil indirectos.<sup>2)</sup>

A nivel mundial México ocupa el lugar número 13 como productor de acero y esto representa el 1.14%, mientras que en América Latina ocupa el segundo lugar con un 27% como se observa en la **Figura 2**.

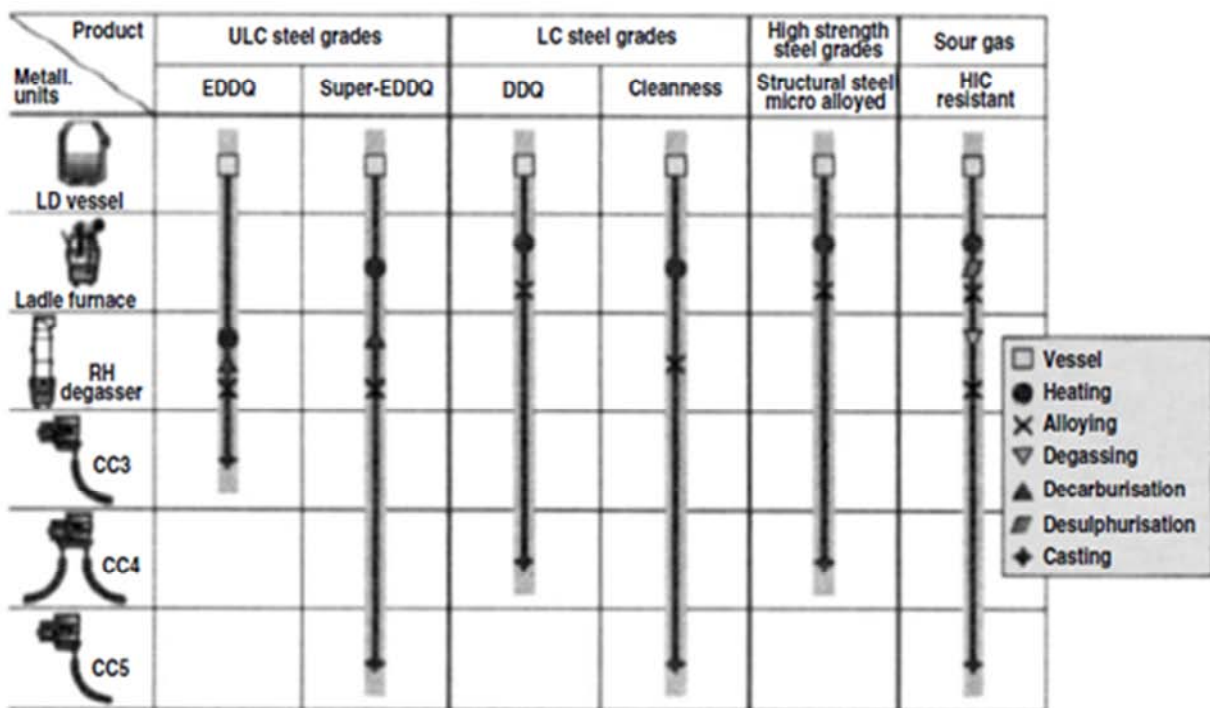


**Figura 2.** Producción de acero en Latinoamérica en el año 2013.<sup>3)</sup>

Existen una gran cantidad de diferentes tipos de aceros, cada uno de ellos es diseñado para satisfacer las normas y que cumpla con el desempeño deseado. Las aplicaciones del acero evolucionan constantemente. Más del 75% de los grados de aceros disponibles actualmente no existían hace 20 años y el 60% de los grados de aceros para aplicaciones automotrices usados en la actualidad han sido desarrollados en los últimos 15 años. Todo esto motivado por los avances logrados en la investigación y desarrollo de la industria para satisfacer las necesidades de la sociedad basada en la tecnología.


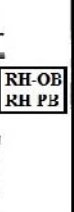



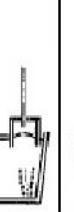



## PROCESOS DE FABRICACIÓN DE ACERO

El acero que es producido en el Basic Oxygen Furnace, (BOF) o en el Horno de Arco Eléctrico (HEA), mediante un proceso oxidante, es trasladado en una olla para ser vertido en un reactor llamado comúnmente Horno Olla (HO), donde se realiza un proceso de refinación en condiciones reductoras. Específicamente el proceso a seguir para la refinación del acero puede variar y dependerá del grado de acero requerido, y de las instalaciones con que se cuente, como se puede observar en las **Figuras 3** y **4**. En la **Figura 3** se muestra la ruta de aceración de acuerdo al grado de acero a fabricar mientras que la **Figura 4** presenta las funciones de los equipos de refinación secundaria en Nippon Steel.<sup>4)</sup>



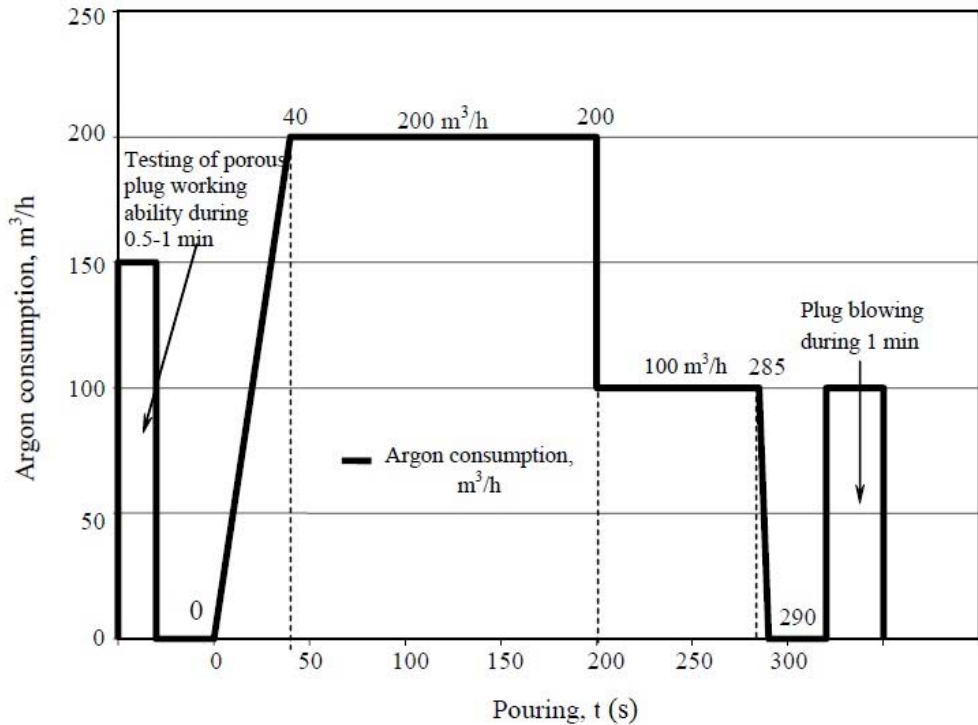
**Figura 3.** Programa de producción y ruta de producción de diferentes aceros.<sup>5)</sup>

Se tiene una estación de trabajo que cuenta con un sistema de calentamiento mediante una cubierta con tres electrodos de grafito conectados a un transformador trifásico. Este sistema puede calentar al acero a una velocidad de 3 a 5°C/min. Este tipo de sistema de recalentamiento se puede utilizar en algún otro paso, y dependerá de la temperatura establecida para liberar el acero a la unidad de colada continua.

	RH			DII	CAS		KIP		LF
	RH-OB	RH-BP	RH-INJ		CAS-OB	CAS-OB-PI	KIP(PI)	V-KIP	
Esquema del equipo									
Función	Desoxidación	○	○	○	○	○		○	○
	Descarburización	○	○	○	○			○	
	Deshidrogenación	○	○	○	○			○	
	Desulfuración		○	○			○	○	○
	Calentamiento	○	○	○		○	○		○
	Ajuste de composición	○	○	○	○	○	○	○	○
	Limpieza del acero	○	○	○	○	○	○	○	○

**Figura 4.** Funciones de los equipos en la refinación secundaria en Nippon Steel.<sup>4)</sup>

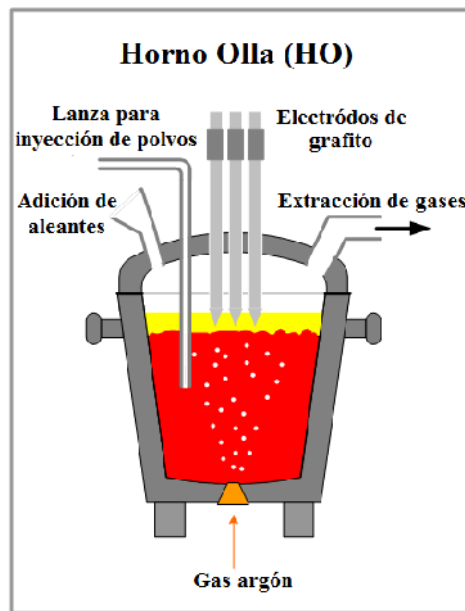
Durante el recalentamiento del acero, es indispensable la inyección de gas argón por el fondo, el cual sirve para eliminar la estratificación térmica y homogeneizar la composición química. En la **Figura 5** se puede observar el ciclo de inyección de gas argón durante una colada de la refinación de un acero 1008.<sup>6)</sup>



**Figura 5.** Esquema del programa de suministro de argón durante la refinación secundaria de un acero 1008.<sup>6)</sup>

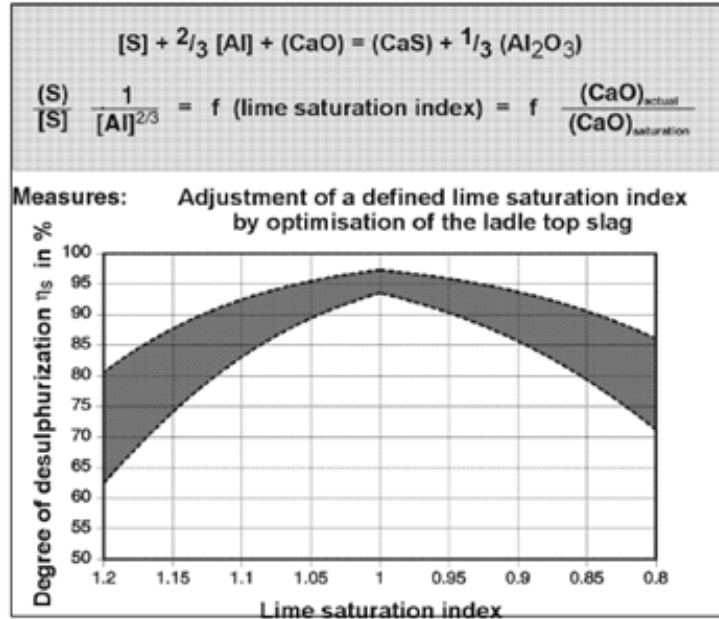


El acero que proviene del BOF o del HEA contiene una escoria altamente oxidada, la cual es necesario retirarla antes del proceso de recalentamiento, y es necesario agregar otra escoria, para ajustar el volumen de esta y obtener la basicidad adecuada y generar las condiciones reductoras. Uno de los primeros pasos es la desoxidación y se realiza con aluminio. El oxígeno disuelto en el acero proviene principalmente del BOF o del HEA, aunque existen otros factores que promueven la oxidación del acero, pero en menor grado. Los electrodos de grafito se introducen en la escoria para evitar el recalentamiento y desgaste del refractario generado por el arco eléctrico, como se muestra en la **Figura 6**. El calentamiento del acero puede durar 10 minutos, dependiendo del tipo de acero siendo procesado. Después del calentamiento del acero se toma una muestra para medir la composición química con el objeto de ajustar la composición química y satisfacer la norma del grado de acero a fabricar, donde este depende del equipo con que cuente la planta acerera y del grado de acero a fabricar. Posteriormente se realiza la desulfuración y desfosforación. Estas operaciones se realizan aumentando el flujo de gas argón por el fondo del horno olla para incrementar la agitación, teniendo una mayor interacción entre el acero líquido y la escoria líquida, como se observa en la **Figura 5**.



**Figura 6.** Esquema del Horno Olla, para la refinación secundaria del acero.<sup>7)</sup>

Para la eliminación de azufre se pueden utilizar diferentes agentes activos como: Ca, Mg, CaSi, CaC<sub>2</sub> y CaO+CaF<sub>2</sub>, que se pueden agregar directamente en la escoria, pero si se quiere una mayor desulfuración pueden ser inyectados mediante una lanza. Esta escoria debe tener ciertas características como el grado de saturación de CaO, y durante la desoxidación del acero, el aluminio debe de quedar en exceso (0.03%Al) para aumentar la eficiencia de desulfuración, como se muestra en la **Figura 7**.

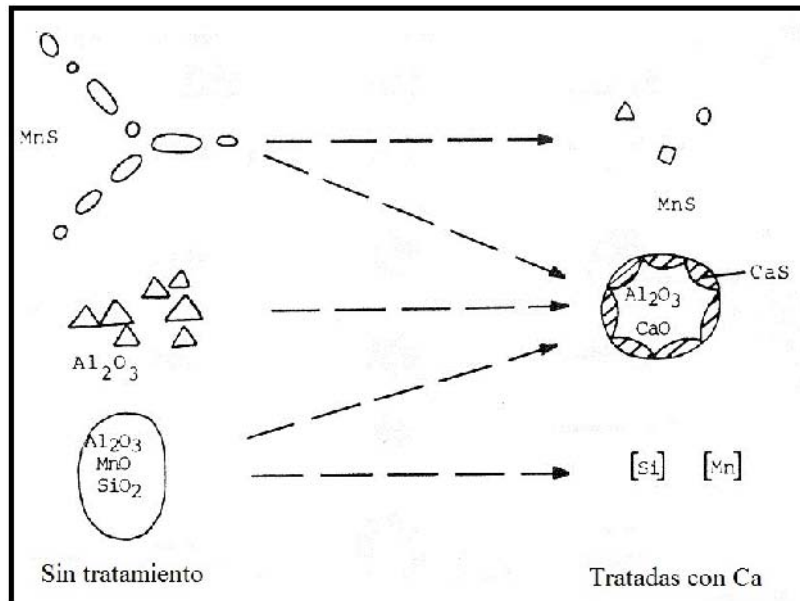


**Figura 7.** Grado de desulfuración alcanzable (Al-0.03% y 15 kg escoria/t acero) en función del índice de saturación de CaO.<sup>8)</sup>

Las inclusiones no metálicas se pueden clasificar como endógenas que se forman durante la fabricación del acero, y como exógenas que se producen después de la fabricación del acero. En el proceso de conformado mecánico, las inclusiones endógenas se clasifican en los siguientes cuatro grupos:

1. Óxidos (simple - FeO, MnO, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiO<sub>2</sub>, etc.; Compuesto - FeO•Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, FeO•Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, FeO•Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MgO•Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 2FeO•SiO<sub>2</sub>, etc.)
2. Sulfuros (simple - FeS, MnS, Al<sub>2</sub>S<sub>3</sub>, CaS, MgS, Zr<sub>2</sub>S<sub>3</sub>, etc.; Compuesto - FeS•FeO, MnS•MnO etc.)
3. Nitruros (simple - ZrN, TiN, AlN, el CeN etc.; Compuesto - Nb (C, N), V (C, N) etc.)
4. Fosfuros (Fe<sub>3</sub>P, Fe<sub>2</sub>P y otros)

Estas inclusiones son eliminadas a través de la agitación por la inyección del gas argón por el fondo, permitiendo la interacción entre el acero líquido y la escoria líquida, la cual absorbe estas inclusiones. Las inclusiones que no pueden ser eliminadas, son modificadas en su morfología, para que sean menos perjudiciales durante la solidificación y posterior laminación del acero, mediante la adición de calcio en forma de CaSi o CaC<sub>2</sub>, como se observa en la **Figura 8**.



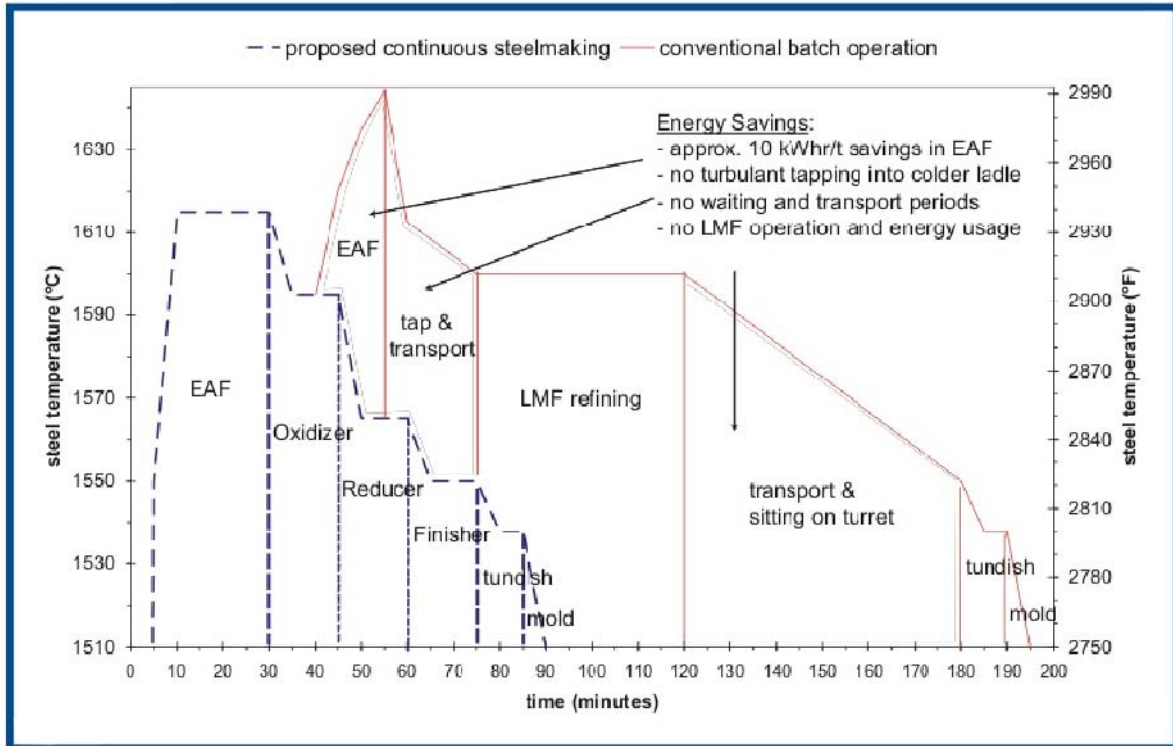
**Figura 8.** Representación esquemática, que muestra la modificación de las inclusiones debido al tratamiento con calcio.<sup>9)</sup>

Durante la refinación secundaria del acero en el Horno Olla existen una serie de pasos para poder obtener un acero, que cumpla con las normas de calidad establecidas, y estos son, la desoxidación, desulfuración y desfosforación. Las reacciones químicas asociadas a estas operaciones se muestran en la **Tabla 1**.

**Tabla 1.** Reacciones que se llevan a cabo en la refinación secundaria del acero.<sup>9)</sup>

Tratamiento	Reacciones
Desoxidación	$2Al+3O=Al_2O_3$ (1)
	$Si+2O=SiO_2$ (2)
	$Mn+O=MnO$ (3)
Desulfuración	$[Ca]+S=(CaS)$ (4)
	$(CaO)+S=(CaS)+O$ (5)
	$[Mg]+S=(MgS)$ (6)
Desfosforación	$2P+5O=P_2O_5$ (7)
	$2P+5O+nCaO=P_2O_5nCaO$ (8)
	$5/4P+Na_2CO_3=Na_2O+2/5P_2O_5+[C]$ (9)

En la **Figura 9** se puede observar el tiempo aproximado para llevar a cabo la refinación secundaria del acero desde el HEA y también el tiempo que tarda en colarse el acero en la máquina de colada continua y molde, donde la línea rosa es el proceso convencional de la refinación secundaria que tarda en el HO aproximadamente 45 minutos.



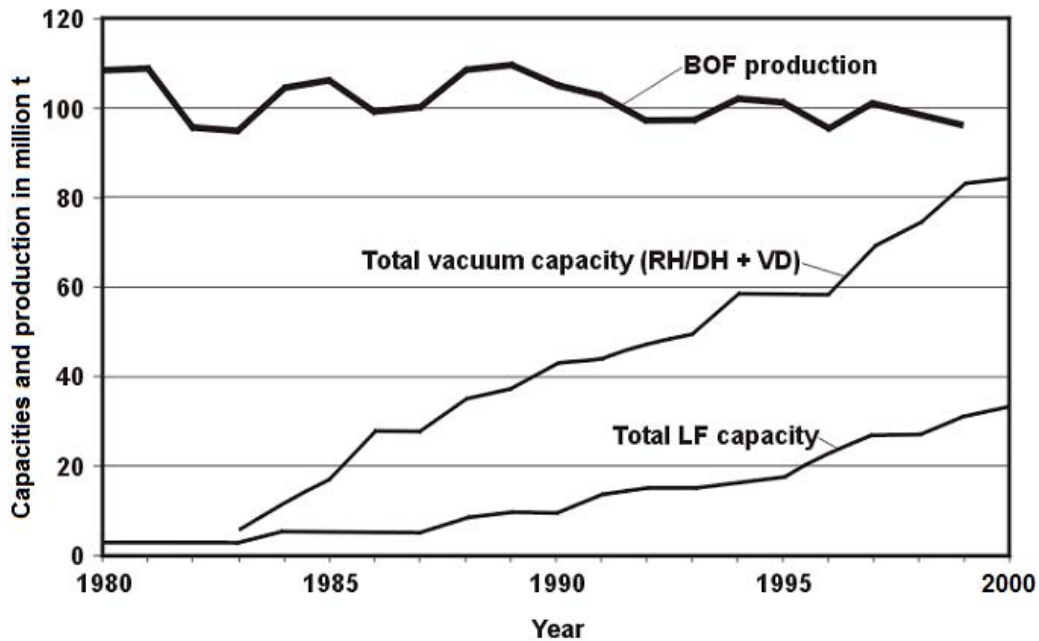
**Figura 9.** Comparación de las temperaturas y tiempo de procesamiento del acero (desde la fundición hasta la colada) entre un proceso continuo propuesto y un proceso típico de producción continua de acero.<sup>10)</sup>

Los aceros que requieren en su especificación eliminar el nitrógeno, hidrógeno y niveles muy bajos de C, son tratados en tanques de desgasificación RH (Ruhrstahl-Hausen) o DH. Los aceros, cuya especificación no requiere la eliminación de estos gases se refinan en el Horno Olla convencional.

## EVOLUCIÓN DEL HORNO OLLA

El fin de la Segunda Guerra Mundial,<sup>11)</sup> marca la expansión económica de los años 30, permitiendo la recuperación de las economías destruidas por la guerra. El éxito del vehículo, la industria y la cultura del consumo, permite el desarrollo del acero, y se crea la siderurgia integrada, donde la materia prima es transformada al pasar sucesivamente del alto horno al BOF y posteriormente a la colada continua, pero existe una preocupación por renovar la oferta de nuevos productos de acero, especialmente en el campo de aceros al carbono. Esto implica también, obtener aceros “limpios” de mayor pureza, eliminación de inclusiones no metálicas, y con composición química homogénea. La industria se da cuenta que con los reactores existentes no se pueden fabricar estos nuevos aceros, entre la acería y la colada continua se crea una nueva etapa de refinación en el proceso llamada refinación secundaria del acero. La refinación secundaria se lleva a cabo en la olla donde se vacía el acero del BOF o HEA. En estos reactores se logra controlar mejor la temperatura,

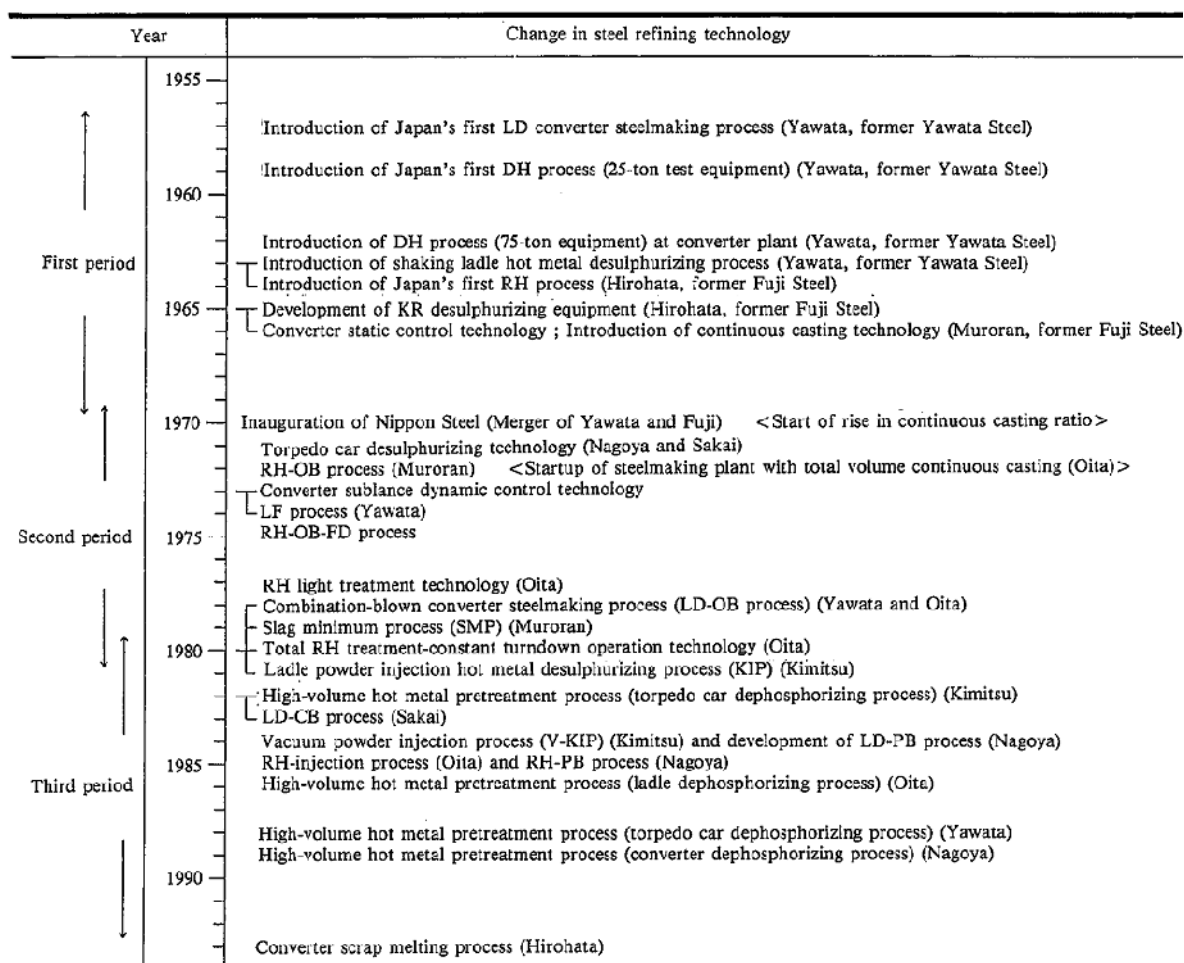
composición química, remover las inclusiones, se puede realizar vacío y agitación. Además, en la olla se opera en condiciones reductoras, por lo que en el HEA no se necesita más usar el proceso de dos escorias. La olla funciona como un amortiguador entre la refinación primaria y la colada continua. Al inicio la inversión es mayor, pero el valor agregado de estos aceros genera mayores ganancias. El desarrollo de la refinación secundaria del acero en el mundo dependió de las necesidades, de la visión de los industriales y de las crisis económicas (energéticas). Estos factores permitieron que algunos países se desarrollaran más rápido que otros. En la **Figura 10**, se puede observar que al inicio de la década de los 80's el uso de la refinación secundaria era muy baja (HO) e iniciaba el uso del proceso RH/DH al vacío en los EU. Se observa que en el año 2000 se pueden tratar por el proceso RH o DH con desgasificación al vacío más de 80 millones de toneladas del acero que proviene del BOF en Estados Unidos, mientras que el acero tratado en el horno olla el incremento es mayor a las 30 millones de toneladas y va en aumento.



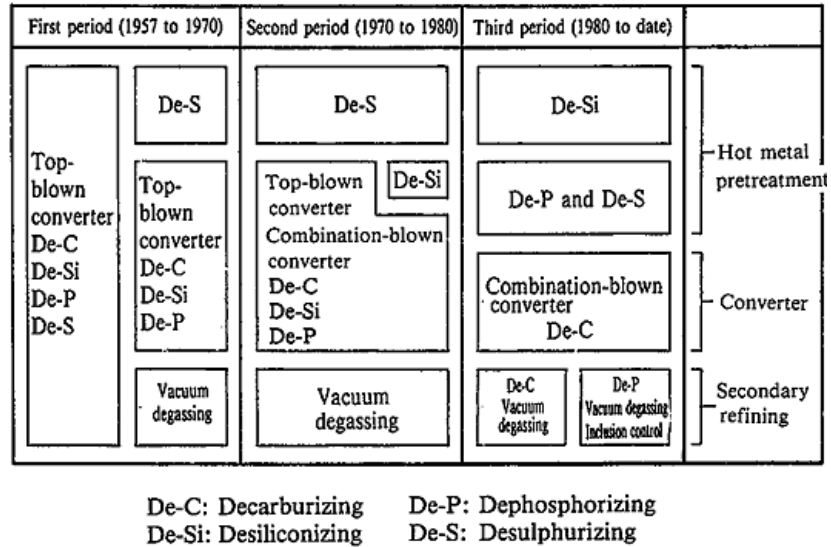
**Figura 10.** Capacidad de producción en EU en el BOF, capacidad en vacío y LF.<sup>8)</sup>

En la **Figura 11**, se observan los cambios de la tecnología en la refinación del acero en Nippon Steel<sup>4)</sup> y está dividido en tres periodos, el primero es de 1957 a 1970 donde el convertidor LD es introducido y desarrollado. Se introduce el proceso de refinación secundaria DH y RH en 1959, que son procesos con desgasificación al vacío, y su aplicación está limitada a algunos grados de acero y su producción es baja. El segundo periodo es de 1970 a 1980 donde el proceso de vacío fue generalizado y el convertidor LD fue innovado. Se incrementa la producción de acero mediante la refinación secundaria en el

Horno Olla, RH y DH, se tiene mejor control sobre la composición química y la temperatura del acero, mejorando la eficiencia del proceso, estabilizando el proceso hasta la colada continua. En este periodo se incrementan las plantas con esta tecnología. En el tercer periodo desde 1980 llego a la madurez la refinación secundaria, creándose varios hornos multifuncionales que combinan la desgasificación en vacío y la inyección de polvos (V-KIP, RH-PB) en una sola operación, disminuyendo la temperatura del metal desde los convertidores y logrando fabricar aceros de ultra bajo azufre, con contenidos menores a 10 ppm. Este progreso en la refinación del acero se puede observar en la **Figura 12**.



**Figura 11.** Transición de la tecnología en la refinación del acero por Nippon Steel.<sup>4)</sup>

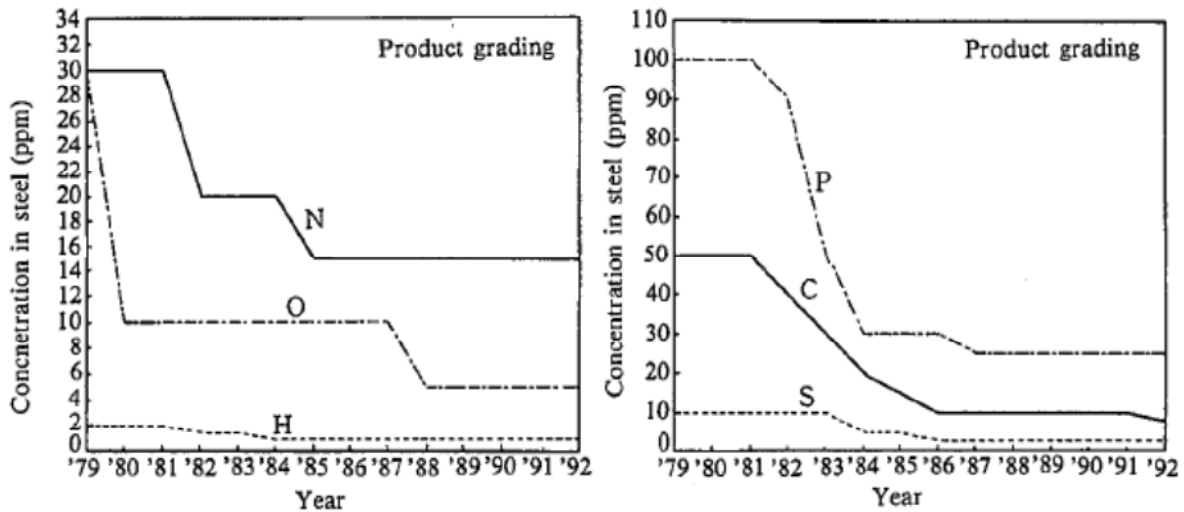


**Figura 12.** Progreso de la refinación del acero en Nippon Steel.<sup>4)</sup>

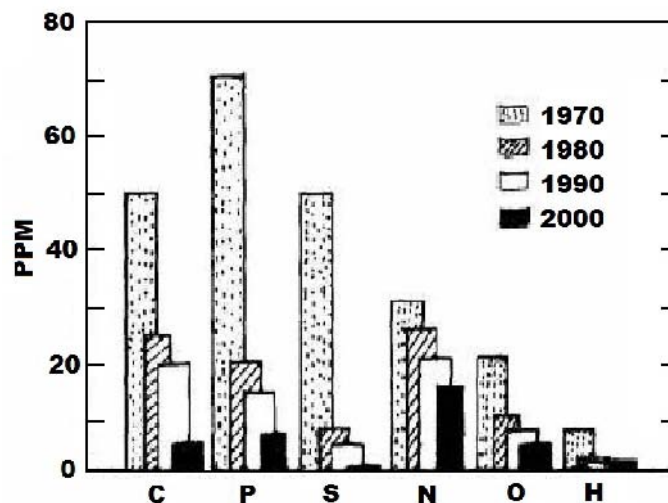
La introducción de recalentamiento en la refinación secundaria del acero, permitió tener menores temperaturas en los convertidores LD, ayudando a la reducción de fósforo hasta 50 ppm. La combinación del convertidor LD y el Horno Olla permitió obtener contenidos de azufre hasta de 10 ppm. Al igual se logró una mejora en la eliminación de inclusiones y modificación con el tratamiento de calcio. En la **Tabla 2** y en las **Figuras 13** (a), (b) y **14** se pueden observar estos cambios en la refinación del acero respecto a niveles de los elementos residuales, tales como C, P, S, O, H y N, cuya disminución ha permitido elevar las propiedades mecánicas del acero.

Content \ Year	Year			
	1960	1980	2000	Future
Carbon	250	150	20	10
Phosphor	300	150	100 (50)	30
Sulphur	300	30	10	10
Nitrogen	150	70	30	20
Total Oxygen	30	30	15	10
Hydrogen	6	6	1	1
Total amount	1036	436	176 (126)	81

**Tabla 2.** Contenidos alcanzados en ppm.<sup>8)</sup>



**Figura 13.** Cambios en la tecnología de fabricación de aceros de alta pureza en Nippon Steel para: (a) C, S, P y (b) N, O, H.<sup>4)</sup>



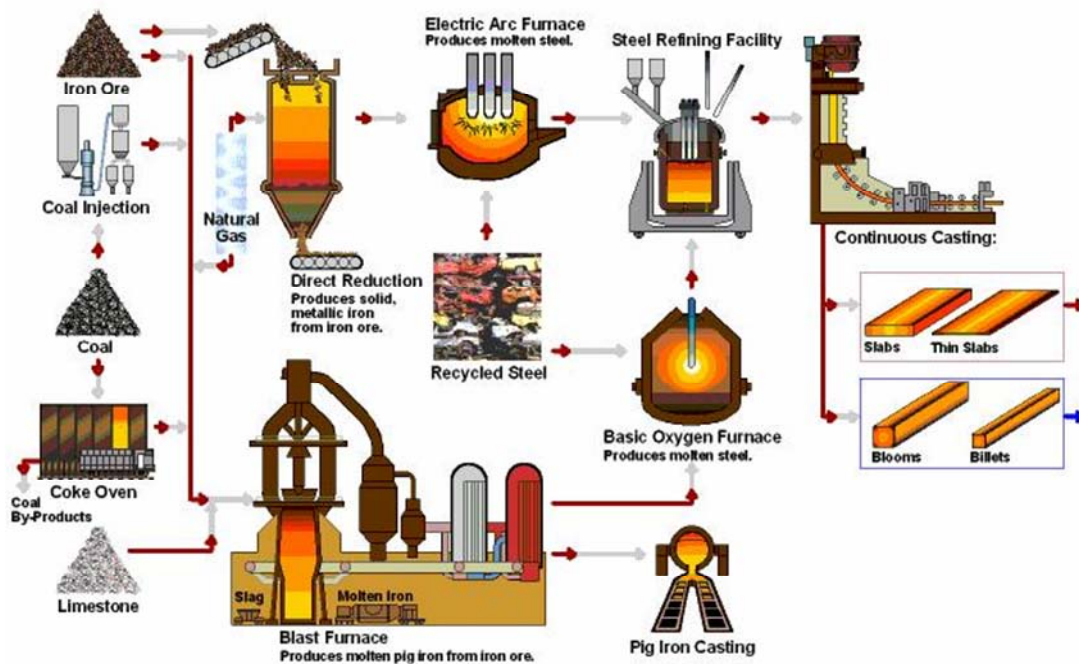
**Figura 14.** Progreso de la refinación secundaria del acero por R&D desde 1970 hasta el 2000.<sup>12)</sup>

### 1.1.- Revisión bibliográfica del estado del arte

Hoy en día, gran parte de los grados de acero que se fabrica, no se fabricaban hace 20 años, y esto se debe a los avances que ha tenido la industria de la refinación secundaria del acero a través del tiempo. Como se sabe el acero que llega a la refinación secundaria puede provenir de la ruta integrada o de la ruta no integrada como se ve en la **Figura 15**. La primera, parte del mineral de hierro, el cual es reducido en los altos hornos o en reactores de reducción directa, para obtener hierro primario (arrabio o hierro esponja), el cual pasa al proceso de aceración en hornos de arco eléctrico (hierro esponja) o convertidores BOF



(arrabio). Este acero todavía contiene impurezas (azufre, fósforo, inclusiones, oxígeno disuelto) y no tiene la composición deseada, ni la temperatura para la colada continua. La ruta no integrada, parte de chatarra de acero, la cual es fundida en hornos de arco eléctrico. Este acero fundido, al igual que en la ruta integrada, no está refinado. El acero líquido obtenido por cualquiera de las dos rutas pasa al proceso de refinación secundaria, para ajustar la composición química, con la adición de aleantes, y obtener la composición del grado de acero requerido, se homogeniza térmica y químicamente el acero líquido y se eliminan los elementos perjudiciales como azufre, fósforo, oxígeno, hidrógeno etc. Con la ayuda de la agitación que provoca la inyección de argón por el fondo de la olla que tiene el propósito de acelerar las cinéticas de todas las operaciones de la refinación secundaria. Durante la refinación secundaria del acero se generan partículas, que son óxidos no metálicos, sulfuros y otros compuestos conocidos comúnmente como inclusiones, las cuales se eliminan con la escoria. La escoria es una capa de óxidos, sulfuros, silicatos y otros compuestos fundidos que al tener menor densidad que el acero, descansan encima de este acero líquido. El reactor que se utiliza en la refinación secundaria se denomina horno olla en el cual se inyecta un gas por el fondo formando una pluma para agitar y refinar al acero.



**Figura 15.** Ruta de fabricación del acero.<sup>13)</sup>

El horno olla es la última etapa del proceso de producción de acero. Lograr la composición química deseada con la máxima limpieza y en el menor tiempo posible resultan al día de hoy los grandes retos de la refinación secundaria. La rapidez en la transferencia de impurezas del metal a la escoria, la rapidez de fusión y disolución de adiciones al horno olla y la rapidez de eliminación de inclusiones no-metálicas depende en gran medida de la eficiencia de mezclado del acero y de la interfase acero-escoria. La eliminación de azufre requiere condiciones termodinámicas bien definidas tales como escoria básica, alta temperatura y bajo grado de oxidación del sistema metal/escoria. Aun y cuando las condiciones termodinámicas existan no sería posible desulfurar en corto tiempo si las

condiciones cinéticas no existen. Las condiciones cinéticas se refieren al mezclado térmico y químico del metal y la escoria.

En la literatura científica y técnica actual se ha encontrado una gran cantidad de esfuerzos donde se han reportado investigaciones sobre este horno olla, que al operar a muy alta temperatura con el acero líquido y escoria líquida opacas hacen casi imposible llevar a cabo experimentaciones sistemáticas que generen el entendimiento de los fenómenos de mezclado térmico y químico. Por tal motivo, estos esfuerzos se han centrado en estudios basados en la modelación física y matemática sobre los fenómenos de transporte presentes en el proceso de la refinación secundaria (horno olla). Alrededor del mundo existen un sinnúmero de grupos de investigación que estudian el sistema del horno olla, en todas sus vertientes, así como lo indica una revisión bibliográfica muy completa realizada por Mazumdar y Guthrie,<sup>14)</sup> y otra realizada por Mazumdar y Evans.<sup>15)</sup> Todos los estudios realizados en el horno olla, basados en fenómenos de transporte, se han clasificado en tres categorías principalmente:

- Modelos físicos
- Modelos Matemáticos
- Combinación de los modelos físicos y matemáticos

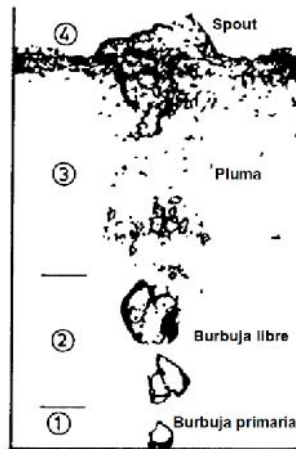
### **1.1.1 Modelación Física**

En el sistema del horno olla un flujo de gas argón es inyectado a través de uno o varios tapones, localizados en la base de la olla, a un baño de acero fundido contenido en un envase cilíndrico. Este flujo de gas es el responsable de crear movimiento en el seno del líquido. El acero líquido experimenta una fuerza de arrastre que generan las burbujas de gas conforme ascienden a través del acero. Así el líquido es acelerado y se mueve con el gas. El movimiento del seno del líquido transporta calor, momentum y materiales dispersos a lo largo de líneas de corriente. Este movimiento juega un papel importante en el mezclado de la olla. De esta manera el flujo de gas induce un flujo turbulento recirculatorio en el acero líquido para alcanzar una homogenización química y térmica, evita la estratificación térmica y acelera la absorción de las partículas no metálicas a la capa de escoria y los intercambios entre el metal y la escoria. Son numerosos los procesos físicos envueltos en el proceso de agitación con gas al horno olla. Estos fenómenos son complejos debido a la geometría tridimensional ( $r$ ,  $\theta$ ,  $z$ ) de la olla, la naturaleza multifásica del sistema (acero-gas-escoria), las interacciones entre el gas y el líquido, el desarrollo de un movimiento recirculatorio turbulento en el seno del acero líquido, que es inducido por la acción de una pluma de gas y por último la transferencia de masa (inclusiones e impurezas) que existe entre el acero líquido y la capa de escoria. Las enormes temperaturas, la opacidad visual del acero líquido y el gran tamaño del horno olla industrial, hacen que sea muy difícil realizar mediciones y observaciones experimentales de manera directa. Como el agua a 20°C y el acero a 1600°C tienen la misma viscosidad cinemática, se puede emplear un modelo físico utilizando agua para poder investigar la dinámica de fluidos en este proceso.<sup>14)</sup> Muchos estudios de modelos físicos del horno olla se han reportado en las últimas tres décadas en varios aspectos del proceso de este sistema. Estos aspectos son discutidos en la siguiente sección y son los siguientes: dinámica de fluidos, el mezclado, la transferencia de masa y energía.

Dinámica de fluidos: Durante la inyección de gas a través de una tobera en un modelo físico acuoso a escala del horno olla se forma una región de dos fases gas-líquido la cual se divide en cuatro distintas regiones físicas: burbuja primaria, burbuja libre, pluma y “spout” o descarga.<sup>14-18)</sup> De estas regiones, la región pluma se caracteriza por ser una mezcla de aire y agua de burbujas esféricas dispersas. La región de la pluma es la más larga y ocupa la mayor parte del baño. En contraste, la región de “spout” o descarga ocupa aproximadamente 3 o 4 % del baño (en un sistema acuoso y en un sistema de acero fundido). La región de burbuja primaria y de burbuja libre ocupa muy poco el volumen del horno olla, como se muestra en la **Figura 16**.

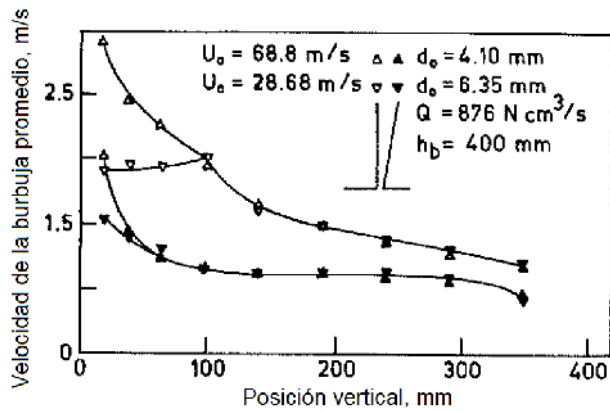
Actualmente es aceptado,<sup>19,20)</sup> que durante la refinación del acero en el horno olla, la energía cinética de entrada del gas así como el modo en que se inyecta el gas, son variables importantes en la región de vecindad inmediata al tapón. Mientras que en la región totalmente desarrollada, el tamaño de la burbuja, su distribución espacial y la velocidad de ascenso de ésta son independientes de las condiciones de operación de entrada.

La fracción de volumen del gas, la frecuencia de las burbujas, así como la velocidad terminal de las burbujas en la región de dos fases, han sido medidas.<sup>15,21-27)</sup> Los perfiles radiales normalizados de la fracción de volumen del gas (gas holdup) y la frecuencia de la burbuja se comportan esencialmente de manera Gaussiana.

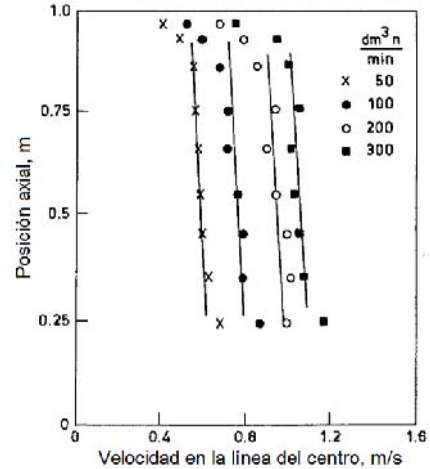


**Figura 16.** Regiones de las fases gas-líquido.<sup>14)</sup>

Se ha investigado experimentalmente la región de “spout” o descarga en la región de dos fases,<sup>28,29)</sup> encontrándose que la tendencia en la distribución de la fracción de volumen del gas en esta región es opuesta a la observada en la región de la pluma, ya que un mínimo de burbujas de gas son encontradas en el eje axial. Sin embargo, el comportamiento de la distribución de la frecuencia de la burbuja es cercano al Gaussiano. Además, se encontró que la velocidad de la burbuja disminuye con el incremento de la distancia axial en la región de “spout” o descarga. Este comportamiento contrasta en la región de pluma, pues en esta región la velocidad axial de la burbuja permanece constante. (ver **Figura 17** (a) y (b)). También se encontró que la velocidad del líquido en la línea central del eje de la pluma, a cualquier flujo de gas, es prácticamente independiente del tamaño de la olla.<sup>14)</sup>



a)

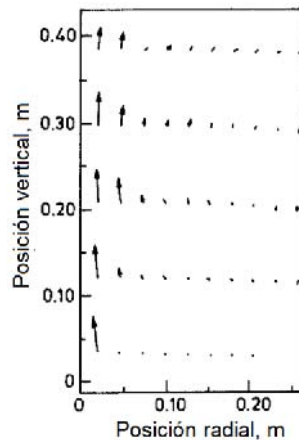


b)

**Figura 17.** a) Velocidad de ascenso de burbuja en función de su posición axial<sup>14)</sup>, b) Velocidad del líquido como función de la posición axial y del flujo de gas.<sup>14)</sup>

Durante la inyección de gas y al llegar este a la superficie libre, el líquido en ascenso pierde una gran porción de su cantidad de momentum vertical a favor de la formación del “spout” alcanzado una cierta altura.<sup>16-18)</sup> En presencia de escoria (aceite en modelado físico) la formación de “spout” genera un área expuesta del baño en la superficie llamado “ojo”. El tamaño del ojo depende de diferentes factores como el flujo de gas, espesor de la capa de escoria y de la viscosidad de la escoria.

En los modelos axisimétricos (el tapón se coloca en el centro geométrico de la olla) el fluido en ascenso fluye radialmente hacia fuera en la vecindad de la superficie libre y después fluye hacia abajo adyacente a las paredes de la olla. Este movimiento crea un flujo de recirculación en la olla con su “ojo” toroidal localizado en la parte de arriba de la olla y desplazado hacia el lado de las paredes.<sup>23)</sup> (ver **Figura 18**).



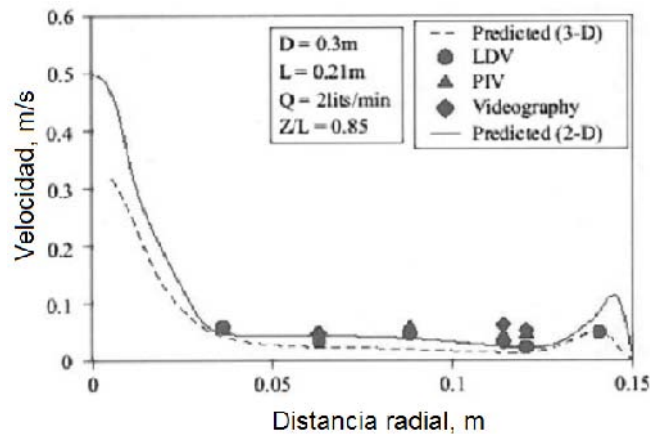
**Figura 18.** Patrón de flujo del líquido en la olla con inyección de gas por el centro.<sup>14)</sup>

Se han medido las velocidades de ascenso de la burbuja y del líquido en la región de la pluma, esta velocidad puede ser representada por la velocidad terminal de ascenso de una sola burbuja (del mismo tamaño). También se ha observado y cuantificado la generación

extra de turbulencia anisotrópica provocada por la presencia de burbujas en la región de dos fases.<sup>22)</sup>

Mazumdar<sup>14)</sup> midió el fenómeno de flujo, las características de turbulencia, el promedio de la energía cinética del fluido en movimiento, en presencia de escoria. El observó experimentalmente que a cualquier flujo de gas, la energía cinética específica total del movimiento en el sistema era considerablemente reducida con la presencia de la fase escoria. Es decir, bajo condiciones del refinamiento en la olla, una gran cantidad de energía se disipa por la presencia de la fase escoria. Esta disipación está en función del espesor de la escoria, su viscosidad y densidad. Se necesita mayor profundidad en las investigaciones para cuantificar adecuadamente este fenómeno.

Peranandhanthan and Mazumdar<sup>29)</sup> obtuvieron una correlación para predecir la apertura de la escoria durante la inyección de gas en un horno olla mediante modelos físicos utilizando diferentes líquidos en lugar de acero y escoria. Las variables exploradas en su estudio fueron el flujo (Q), la relación altura/diámetro del horno olla (h/D), el espesor adimensional de la escoria (H/h). Las aperturas de la escoria en función de las variables estudiadas se correlacionaron con tres números adimensionales: (a) el número de Froude modificado; (b) la relación de densidades; y (c) número de Reynolds. Las técnicas para medir la velocidad de líquido se ve en la **Figura 19**.



**Figura 19.** Medición de las velocidades del líquido en un modelo físico acuoso de un horno olla a escala, con tres diferentes técnicas, video grabadora, LDV (laser doppler velocimeter) y PIV (particle image velocimetry).<sup>30)</sup>

Mezclado: En el proceso de la refinación secundaria del acero, el concepto de tiempo de mezclado ha sido establecido para representar el estado de agitación en la olla y por ende el índice de eficiencia del proceso. Se han hecho muchos esfuerzos para cuantificar experimentalmente el tiempo de mezclado en función de las variables de operación usando apropiadamente modelos acuosos (modelos físicos) a escala.

Nakanishi<sup>31)</sup> fue el primero en obtener resultados de tiempo de mezclado en función de la energía específica de agitación. En experimentos<sup>15,32-52)</sup> posteriores se ha encontrado que la geometría de la olla, la altura del baño, el flujo de aire, la posición radial de los tapones, el modo en que se adiciona la rapidez de energía cinética turbulenta al horno olla y la relación L/D (Longitud/Diámetro) afectan de manera considerable al fenómeno de mezclado.

En investigaciones teóricas y experimentales,<sup>35)</sup> se ha podido demostrar que el mezclado en el sistema del horno olla agitada con gas es el resultado de la combinación de la recirculación en el seno del líquido y del fenómeno de difusión Eddy, en prácticamente igual medida.

Numerosos investigadores han obtenido correlaciones empíricas para estimar tiempos de mezclado como función de variables de operación.<sup>14,15,35,36,40,41,44)</sup> También han encontrado que los tiempos de mezclado están relacionados de manera inversa con la altura del líquido en la olla, se incrementan con el radio de la olla y disminuyen de acuerdo a la potencia  $1/3$  de la rapidez de energía cinética turbulenta de entrada. Para llevar a cabo estos experimentos se han usado modelos de agua aplicando diferentes tipos de técnicas para determinar el tiempo de mezclado como son: pH, conductividad eléctrica, fotocelda, colorimetría.

Chen y Cheng<sup>43)</sup> determinaron que la cantidad de trazador adicionado influye sobre el tiempo de mezclado. El tiempo de mezclado se redujo al aumentar la cantidad de trazador. La mayoría de estos estudios se han realizado en modelos acuosos en donde no se consideró el efecto de la fase escoria en el fenómeno de mezclado. En los escasos estudios realizados hasta ahora con modelos acuosos que si tienen escoria se puede observar que los tiempos de mezclado son diferentes a los tiempos de mezclado donde no se consideró la fase escoria.<sup>53-58)</sup> También se observó que al aumentar el espesor de la capa de escoria (aceite) también aumentó el tiempo de mezclado. Esto es debido a que la fase escoria disipa una parte de la rapidez de energía cinética de entrada, y por ello, los tiempos de mezclado de la olla son mayores cuando se considera la fase escoria que cuando no se considera esta segunda fase líquida.<sup>59)</sup>

Mazumdar y Guthrie<sup>30)</sup> presentaron un modelo físico y matemático para el fenómeno de disipación de energía, y postulan que la tasa de disipación de energía, se debe principalmente a la turbulencia generada en el seno del líquido, a las interacciones gas-líquido en la pluma, a la fricción en las paredes de la olla, a la formación de spout así como a las ondas generadas en la superficie libre y al intercambio de momentum entre la capa de escoria y el acero líquido.

Diversos investigadores han sugerido que las correlaciones deducidas para los tiempos de mezclado obtenidos de los modelos acuosos pueden ser extrapolados a la escala de las operaciones industriales.<sup>36,40,60,61)</sup>

En los modelos físicos acuosos que consideran la escoria se han realizado estudios sobre la formación del ojo en base a la condiciones de operación. Se ha observado que a un mayor flujo de gas el área del ojo se incrementa, y sucede lo contrario cuando se incrementa el espesor de la fase escoria, el área disminuye. Hace falta profundizar más sobre el mezclado en los modelos físicos acuosos con la fase de escoria presente.<sup>62,63)</sup>

En el proceso de mezclado en los modelos físicos acuosos también se ha estudiado el fenómeno de emulsificación. Las condiciones de operación y la relación que existe entre las dos fases permiten determinar cuándo se incrementa la emulsificación.<sup>64,65)</sup>

Transferencia de masa y energía: Debido a la importancia que tiene la inyección de un gas en dos líquidos inmiscibles como en el proceso del horno olla se han realizado diferentes experimentos con modelos físicos para representar las reacciones químicas que ocurren en los reactores en la refinación secundaria del acero. En los modelos físicos se ha llevado a

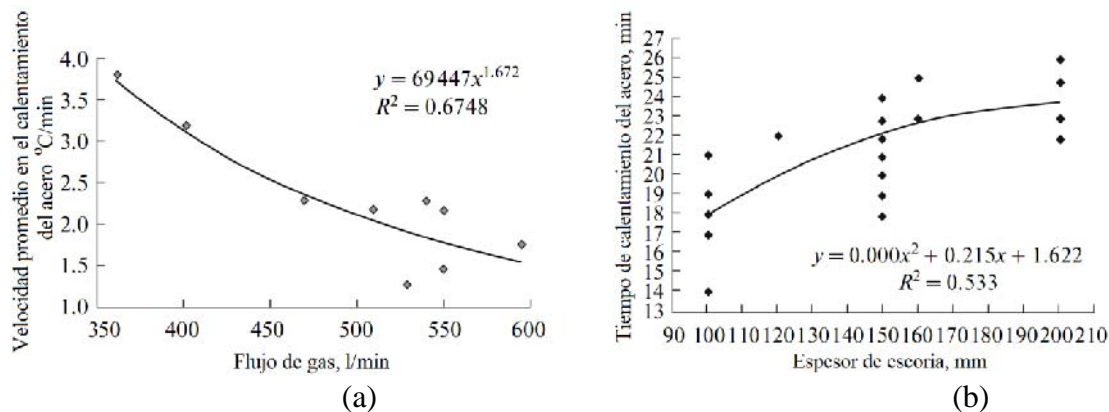
cabo experimentos mediante la desorción de CO<sub>2</sub> en soluciones de NaOH, simulando la difusión controlada de decarburización del acero líquido.<sup>66,67)</sup>

Gu<sup>68)</sup> trabajó con un horno olla de 70 ton, y demostró que es posible inyectar CO<sub>2</sub> por el fondo en la refinación secundaria del acero, la oxidación de manganeso se redujo en 0.0067% y la pérdida de aluminio se incrementó en 0.003%, mientras que la fracción de masa del FeO, fue menos del 0.5% en la escoria, esto demuestra que puede cumplir con los requisitos de la reacción reductora.

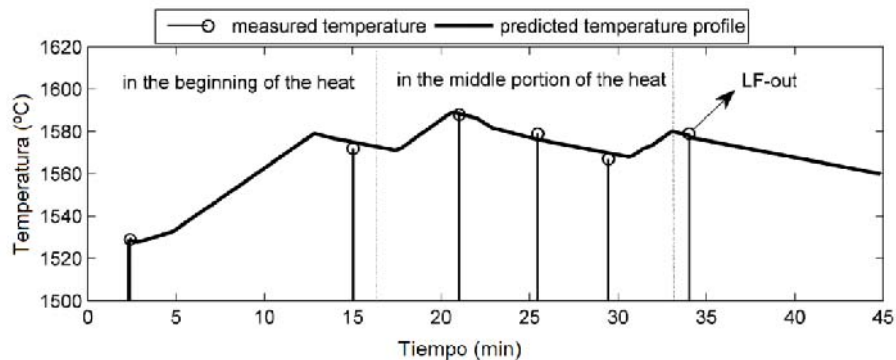
Safonov<sup>69)</sup> realizó estudios en un horno olla de 150 ton, donde estimó el efecto que tiene un incremento en el flujo de gas argón, y un incremento en la capa de escoria, sobre la velocidad promedio de calentamiento del acero, presentando una disminución como se muestra en la **Figura 20** (a) y (b).

Ly y colaboradores<sup>70)</sup> utilizan modelos híbridos para predecir la temperatura en el horno olla, partiendo de las variables de entrada como espesor de escoria, longitud del arco, consumo de energía y como valores de salida proponen el cambio de temperatura de dos mediciones. Con los valores de entrada y de salida determinan coeficientes del modelo para predecir las temperaturas del acero, como se puede observar en la **Figura 21**.

He y colaboradores<sup>71)</sup> también usan modelos híbridos para predecir las temperaturas del acero líquido durante el proceso desde el BOF-Horno olla-Colada continua.



**Figura 20.** a) Calentamiento promedio del acero vs. flujo de gas en un horno olla de 150 ton. b) Efecto del espesor de escoria sobre el tiempo de calentamiento del acero.<sup>69)</sup>



**Figura 21.** Comparación entre las temperaturas medidas y las temperaturas predichas por el modelo híbrido en el proceso del horno olla.<sup>70)</sup>

Se han reportado estudios de modelos acuosos sobre el fenómeno de transferencia de masa entre la fase escoria y fase metal en hornos ollas agitadas con argón como: agua, ciclohexano e ioduro de potasio (KI) que forma el triioduro ( $I_3^-$ ) que es soluble en agua.<sup>72)</sup> En estos estudios, agua y líquidos orgánicos (aceite,<sup>67)</sup> benceno,<sup>73)</sup> ciclohexano,<sup>74)</sup> etc.) fueron usados para simular las fases metal y escoria, respectivamente. También se han usado modelos acuosos para la eliminación de inclusiones con partículas de carbón,<sup>75)</sup> gotas de aceites emulsificadas<sup>76,77)</sup> y partículas de polimetil-metacrilato.<sup>78)</sup> Son pocos los modelos físicos que existen actualmente para la eliminación de inclusiones y que puedan representar adecuadamente la eliminación de las inclusiones en los reactores de la refinación secundaria del acero.

En la literatura se han encontrado pocos modelos físicos acuosos para determinar el fenómeno de estratificación. En estos modelos se usan recipientes con sistemas de refrigeración con agua para simular la pérdida de energía por las paredes de la olla, y simulando la escoria se coloca una tapa aislante.<sup>79,80)</sup>

Takahashi, y Kishimoto<sup>81)</sup> estudiaron el fenómeno de desulfuración en la refinación del acero, bajo diferentes condiciones; (a) sumergiendo una varilla de cal (CaO) en acero líquido sin escoria, siendo el proceso de desulfuración lento debido a la formación de una capa interfacial inhibiendo la transferencia de azufre; (b) CaO sólido y escoria líquida (CaO), donde la transferencia de masa de azufre solo se da a través de la escoria líquida; (c) en presencia de escoria líquida y cal (CaO) que forma aluminato tricálcico en la interfase, con lo que la tasa de desulfuración se incrementa.

### 1.1.2 Modelación Matemática

Durante las últimas dos décadas se han realizado y reportado numerosos modelos numéricos que abordan varios aspectos acerca de las operaciones que se realizan en el sistema horno olla agitada con gas. Se encuentran estudios en hidrodinámica,<sup>14,82-90)</sup> de transferencia de masa<sup>91,92)</sup> y energía,<sup>60,79,80,93,94)</sup> de fenómenos de turbulencia,<sup>82,95-99)</sup> etc. En una revisión realizada por Jönsson y Jonsson<sup>100)</sup> se muestra que actualmente no existe un modelo fundamental que describa todas las partes individuales de la refinación secundaria del acero que se realiza en el horno olla. Tampoco existe un modelo que considere toda la refinación en una etapa de refinación como en el tratamiento de vacío. Existen modelos que combinan por ejemplo la re-oxidación y la eliminación del azufre. A pesar de que este modelo no existe actualmente, la utilidad de los modelos fundamentales es que bosquejan la realidad de manera cuantitativa. Esto permite ilustrar el potencial que tiene los modelos fundamentales para optimizar los procesos. En otra revisión realizada por Mazumdar y Evans<sup>15)</sup> indican que el objetivo principal del desarrollo de modelos macroscópicos para el horno olla agitado con gas es el desarrollo de ecuaciones simplificadas o expresiones que contienen un conjunto de variables que pueden describir los fenómenos de transportes presentes en el horno olla agitado con gas.

El modelado hidrodinámico del sistema de horno olla agitado con gas se ha realizado con las siguientes tres aproximaciones.<sup>14)</sup>

1) El modelo de fase cuasi-monofásica.<sup>93,94,101,102)</sup> En este modelo se considera a la mezcla de gas y líquido como una sola fase. La dimensión, forma y distribución de la pluma de gas se deben conocer de manera empírica a priori. Este tipo de modelo es el más simple.



2) El modelo de 2 fases Lagrangiano-Euleriano.<sup>26,44,53,79-82,91,103-107)</sup> En este modelo se toma a la fase gaseosa con una ecuación de trayectoria, es decir se aproxima que las burbujas se comportan como partículas individuales en un marco de referencia de Lagrange y se calculan sus trayectorias con la segunda ley de Newton del movimiento. Por otro lado se resuelven las ecuaciones de conservación para la fase líquida. Este modelado requiere de parámetros determinados empíricamente tales como el tamaño de burbuja, y los coeficientes de arrastre entre otros.

3) El modelo de 2 fases Euleriano-Euleriano.<sup>83,94,108-112)</sup> En este modelo se considera a la fase líquida como una fase continua y a la fase gas como dispersa pero ambas bajo el mismo marco de referencia Euleriano, por lo que se resuelven las ecuaciones de conservación para ambas fases (líquido y gas). Este modelo es el más complejo y requiere de un mayor esfuerzo computacional para realizar los cálculos numéricos, aunque aún requiere de parámetros empíricos como el coeficiente de arrastre, el tamaño de burbujas, etc.

Las fases líquidas (acero y escoria) y gas tienen propiedades físicas diferentes. Cada fase tiene sus propias componentes de velocidad. Las componentes de velocidad de las tres fases están ligadas por la transferencia de momentum que ocurre en la interfase de éstas. Esta transferencia se debe por la fuerza de arrastre o fricción que promueven las burbujas conforme ascienden. Las fases líquidas y gas tienen su propia presión, entalpía, temperatura y composición química. De igual manera que las velocidades, las temperaturas y concentraciones de los componentes de cada fase están ligadas por la transferencia de energía y masa que ocurren en la interfase de éstas, respectivamente. Para ligar la transferencia de momentum, energía y masa entre las fases líquido y gas, se introduce un término fuente de interfase en las ecuaciones de conservación. Para cuantificar la proporción del espacio volumétrico ocupado por cada fase, se emplea la fracción de volumen de cada fase. Las fracciones de volumen del gas y de los líquidos deben sumar la unidad. La dispersión del gas y del líquido debido a la turbulencia se cuantifica al incorporar un término de difusión de fase en las ecuaciones de conservación. Para contabilizar este término de difusión de fase se introduce un coeficiente de difusión de fase. Este coeficiente de difusión de fase se calcula a partir de la viscosidad turbulenta y el número de Prandtl de dispersión turbulenta.

Los modelos numéricos que se han reportado hasta ahora han discutido y analizado diferentes aspectos relacionados a la metalurgia de la olla. Algunos estudios numéricos se han reportado en donde se analizó el mezclado,<sup>113,114)</sup> la transferencia de calor,<sup>79,80,93)</sup> eliminación de inclusiones,<sup>115-128)</sup> desoxidación,<sup>129-131)</sup> desulfuración<sup>130,132-134)</sup> e inclusive en algunos otros hasta una capa de escoria fue tomada en cuenta para realizar la simulación de flujo de fluidos y transferencia de calor, lo que constituye un modelo trifásico (gas-acero-escoria),<sup>53,104,135-137)</sup> aunque los resultados reportado distan mucho de mostrar un avance en este campo. En la actualidad existen pocos modelos matemáticos trifásicos<sup>104,138,139)</sup> (acero-escoria-gas) que pueden representar adecuadamente a los sistemas de refinación secundaria del acero, por lo que hace falta una mayor investigación en el desarrollo de estos tipos de modelos que puedan dar resultados más realistas.

### 1.1.3 Combinación de los Modelos Físicos y Matemáticos

Como ya se ha mencionado, la inyección de gases inertes en el proceso secundario de refinación del acero acelera la remoción de partículas no metálicas, la cinética de desoxidación y desulfuración del acero. También se utiliza para eliminar los gases disueltos en el acero. La agitación con gas, elimina la estratificación térmica en el baño y homogeniza la temperatura en el baño de acero.<sup>80,140)</sup> Esta estratificación térmica se forma por la convección natural que se produce en el acero líquido debido a la pérdida de calor del acero hacia las paredes del refractario de la olla.

La combinación de los modelos físicos y matemáticos abarca desde el mezclado que pueden ser modelos físicos isotérmicos o no isotérmicos (básicamente con agua o metales de bajo punto de fusión), en la que se estudian los tiempos de mezclado y la estratificación térmica. En estos modelos físicos se ha trabajado más con dos fases<sup>141,142)</sup> (líquido-gas), que con tres fases (acero-escoria-gas).

Se han realizado numerosas investigaciones de mezclado<sup>44,53,101,102,107)</sup> combinando los modelos matemáticos y físicos. En cuanto a la estratificación térmica existen algunos trabajos que utilizan modelos matemáticos y los han validado con modelos físicos o mediante prototipos. Este es el caso de Pan y colaboradores,<sup>79,80)</sup> quienes determinaron la estratificación mediante un modelo matemático, utilizando un modelo físico acuoso no isotérmico, a una escala de  $\frac{1}{4}$  y un prototipo de un horno olla de 107 toneladas de acero. Mediante modelos de fluidinámica y modelos físicos acuosos isotérmicos, Fan<sup>143)</sup> y colaboradores han podido determinar la forma adecuada para la adición de Ca-Si durante la refinación secundaria del acero.

También existen estudios sobre la transferencia de masa<sup>66,72,144-146)</sup> entre el gas y el líquido dentro del horno olla. Venturini<sup>147)</sup> y colaboradores realizaron un modelo matemático mediante elemento finito en dos fases Euleriano-Euleriano. Este modelo fue validado mediante resultados de otras investigaciones con modelos físicos<sup>66,148)</sup> (sistemas acuosos en la desorción de CO<sub>2</sub> en soluciones acuosas de NaOH) y en sistemas a escala reales.

En la remoción de inclusiones con inyección de argón en la olla, debemos señalar que no hay muchos estudios reportados hasta la fecha. Sin embargo, citamos al trabajo hecho por Szekely y colaboradores,<sup>149)</sup> en donde se discute por vez primera la remoción de partículas sólidas de metales líquidos. Zheng y colaboradores<sup>151)</sup> realizó un minucioso estudio de las principales variables del proceso que afectan la rapidez y eficiencia de remoción de inclusiones. Entre dichas variables se encuentran la cantidad de partículas, su distribución de tamaños, la tensión superficial entre el líquido y las partículas, el patrón de flujo, el tamaño de las burbujas, la estructura turbulenta, etc. En su estudio, Zheng encontró que la tensión superficial y el tamaño de partículas son los dos parámetros que más controlan la flotación de inclusiones. Además, basado en consideraciones dinámicas, sugirió que el tamaño de las burbujas debe ser lo más fino posible para remover inclusiones. En general, podemos describir la física de remoción de inclusiones en tres etapas: i) colisión entre una partícula y una burbuja, ii) estabilización del agregado burbuja / partícula, y finalmente iii) flotación y remoción del agregado. La etapa de colisión depende del tamaño, número y distribución física de las partículas dentro del reactor, así como la forma de la pluma de gas, el tamaño y el flujo volumínico de burbujas. La etapa de estabilización del agregado burbuja/partícula depende entre otras cosas de la mojabilidad de las partículas en el líquido, es decir, si las partículas son hidrofóbicas se irán con el gas y flotarán establemente. Por

último, la flotación del agregado depende de las fuerzas que actúan sobre él. Estas fuerzas incluyen las inerciales, gravitacionales, boyantes, de tensión superficial, capilares y de arrastre.<sup>150)</sup> Zhang y colaboradores<sup>78)</sup> realizó el primer estudio de modelación física de remoción de inclusiones por flotación con burbujeo de gas bajo condiciones turbulentas donde se encontró que la remoción de inclusiones no sigue una cinética de primer orden. Sin embargo este estudio no representa realísticamente la física de la flotación de inclusiones, ya que el sistema usa una propela para realizar la agitación que no existe en el reactor industrial. A pesar de que la remoción de inclusiones se lleva a cabo de manera masiva en la refinación del acero en la Olla, no se ha hecho el trabajo teórico ni experimental necesario.

Después de haber recorrido en unas cuantas cuartillas el estado del arte en cuanto a la modelación física y matemática de la metalurgia de Olla, es evidente que existe mucho por investigar en esta área. Especialmente una representación trifásica y realista del sistema que involucre aspectos de cinética de remoción de inclusiones y mezclado con presencia de escoria se necesita. Consecuentemente, consideramos que existe una enorme posibilidad de impacto industrial (potencial) y social con esta investigación, ya que esta simulación puede ayudar a entender, controlar y optimizar la metalurgia de la Olla tomando en cuenta que en México la industria siderúrgica aún representa algo así como el 2% del PIB total.<sup>2)</sup>

## **1.2.- Hipótesis**

Mediante los modelos físicos y matemáticos se pretende representar las tres fases existentes en un horno olla (acero-escoria-argón) y obtener resultados que se acerquen más a la realidad del proceso, y determinar cómo influyen las variables (flujo de gas, posición de tapón, número de tapones, espesor de escoria) en el mezclado del acero, perfil de temperatura, apertura de la escoria, estructura turbulenta y distribución del gas.

## **1.3.- Objetivos**

1. Elaborar un modelo matemático trifásico (acero-escoria-argón) basado en transferencia de calor y flujo de fluidos bifásico de la olla de acero agitada con argón. Este modelo servirá para predecir el comportamiento del sistema y estimar con precisión patrones de flujo del líquido, distribución de gas, estructura turbulenta, tiempos de mezclado, para ollas de acero agitadas con gas de manera céntrica como excéntrica, con una o con varias boquillas y espesores de escoria.
2. Construir un modelo físico, para simular las condiciones reales a escala y realizar un análisis del proceso para estudiar de manera cuantitativa el efecto que tienen las principales variables del proceso sobre la eficiencia y rapidez en el mezclado sin escoria y con diferentes espesores de escoria.

Las variables que se consideran en este modelo físico son:

- I) Flujo de gas
- II) Posición de la boquilla
- III) Cantidad de boquillas
- IV) Espesor de la capa de escoria

## CAPÍTULO 2.

### METODOLOGÍA DEL TRABAJO

Los experimentos realizados en este trabajo fueron para realizar un análisis del proceso y determinar el efecto que tienen las variables de proceso, durante la refinación secundaria del acero en el horno olla. Las variables estudiadas fueron: número de tapones (N), flujo de gas (Q), posición de los tapones (r/R) y espesor de la escoria ( $h_s$ ). Las variables mencionadas anteriormente tienen un impacto significativo sobre el tiempo de mezclado y apertura de la escoria en la superficie libre, paralelamente se desarrolló un modelo matemático trifásico con el software comercial PHOENICS, y con las predicciones de este modelo estudiar la anatomía del flujo trifásico acero-escoria-gas. Los resultados experimentales combinados con los numéricos permiten poder compararlos y verificar la concordancia entre ambos y en última instancia validar los resultados arrojados por el modelo matemático.

Para llevar a cabo la parte experimental se construyó un modelo físico de acrílico (polimetilmetacrilato, también conocido por sus siglas PMMA) el cual se instrumentó con un pH-metro, flujómetro, regulador, compresor, boquillas, mangueras, cronómetro, videocámara y cámara fotográfica. El modelo físico construido satisface a cabalidad los criterios de similitud geométrica, dinámica y cinemática involucrados en la dinámica de fluidos de este sistema trifásico. La similitud geométrica se basó en que todas las dimensiones de un reactor industrial (TENARIS TAMSA) se escalaron por un factor de escala de 1/6 para obtener las dimensiones del modelo físico. La similitud dinámica se basa en que las relaciones o razones de fuerzas que actúan en el sistema industrial sean iguales a las que actúan en el modelo físico y que promueven el flujo de fluidos. Las razones de fuerzas se expresan en términos de números adimensionales. En el caso de una olla agitada con gas, las fuerzas importantes a considerar son las fuerzas inerciales, viscosas y boyantes, las cuales pueden ser representadas por los números de Reynolds y de Froude modificado, cuyas definiciones son:

$$\text{Reynolds: } N_{Re} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Fuerzas viscosas}} \quad (\text{Ec. 1})$$

$$\text{Froude modificado: } N_{Frm} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Fuerzas de flotación}} \quad (\text{Ec. 2})$$

$$N_{Re} = \frac{Lv\rho}{\mu} \quad (\text{Ec.3})$$

Donde  $L$  es la altura del baño líquido,  $v$  es la velocidad,  $\rho$  es la densidad y  $\mu$  es la viscosidad.

$$N_{Frm} = \frac{U^2}{gH} \quad (\text{Ec. 4})$$

Donde  $U$  es la velocidad,  $g$  es la constante gravitacional y  $H$  es la altura del baño líquido. Entonces, la similitud dinámica queda satisfecha igualando los  $Re$  y  $Fr_m$  entre el reactor y el modelo físico, que en este trabajo quedó como:

$$Re_m = Re_p \quad (\text{Ec. 5})$$

$$\left(\frac{Lv\rho}{\mu}\right)_m = \left(\frac{Lv\rho}{\mu}\right)_p$$

Donde  $Re_m$  es el número de Reynolds del modelo,  $Re_p$  es el Reynolds del prototipo.

$$Fr_m = Fr_p \quad (\text{Ec. 6})$$

$$\left(\frac{U^2}{gH}\right)_m = \left(\frac{U^2}{gH}\right)_p$$

Donde  $Fr_m$  es el número de Froude modificado del modelo,  $Fr_p$  es el número de Froude modificado del prototipo.

Finalmente la similitud cinemática se establece al hacer que los patrones de flujo y las magnitudes de las velocidades sean similares entre el reactor industrial y el modelo físico. Como se ha resuelto previamente la similitud dinámica, simplemente igualando la viscosidad cinemática implica satisfacer la similitud cinemática de manera automática. En este sentido, el agua a 20° C y el acero a 1600° C presentan viscosidades cinemáticas de  $1 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ .

Finalmente, con el objeto de tener una similitud dinámica entre una escoria típica de horno olla y una sustancia que simule la escoria en el modelo físico, se hizo una búsqueda exhaustiva de sustancias y después de un análisis de la relación de viscosidades y de densidades entre acero y escoria y entre agua y la sustancia que simule a la escoria, se decidió que la escoria fuese representada por un aceite de motor (rojo) cuyas propiedades son mostradas en la **Tabla 3**.

Como ya se mencionó la capa de escoria fue simulada con aceite de motor (rojo). El experimento que se estableció como el estándar fue con un espesor de aceite ( $H_s$ ) de 4 mm, equivalente al 1% de la altura del baño. La densidad del aceite es ligeramente inferior a la densidad del agua y su viscosidad es 200 veces mayor que la del agua, como se puede observar este sistema de aceite/agua es similar al sistema de escoria/acero.

Se propusieron una serie de experimentos para evaluar la influencia que tiene tanto el espesor, como la viscosidad del aceite, en el tiempo de mezclado y en la apertura del ojo en la escoria. La **Tabla 3** muestra las propiedades físicas de los aceites empleados en el trabajo experimental.

**Tabla 3.** Propiedades físicas de los líquidos

	Densidad, kg/m <sup>3</sup>	Viscosidad, m <sup>2</sup> /s x10 <sup>-6</sup>
Acero, 1600°C	7 000	0.97
Agua a 20°C	998.2	1.0
Escoria	3 000	60-120
Aceite de motor(rojo)	890	215
Aceite de motor(azul)	881	192
Aceite de soya	919	60

## 2.1 MODELO FÍSICO

A partir de un horno olla con capacidad de 140 toneladas se utilizó como prototipo para diseñar un modelo físico con un factor de escala geométrico de 1:6. Las dimensiones del prototipo y del modelo físico se indican en la **Tabla 4**.

**Tabla 4.** Dimensiones del prototipo y del modelo físico, mm

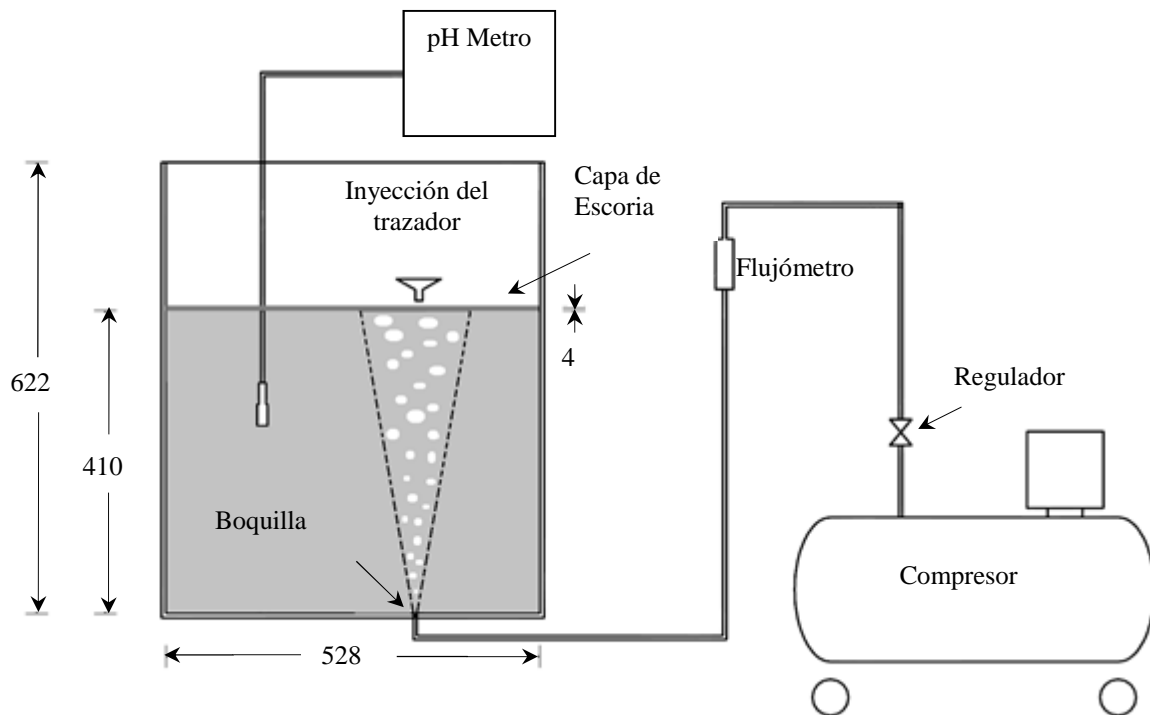
	Altura	Altura del líquido	Diámetro
Prototipo	3736	2460	3226
Modelo físico	622	410	528

El modelo físico se construyó con polimetilmetacrilato transparente (PMMA). El gas utilizado para ser inyectado en el modelo físico fue aire (sustituyendo al gas argón comúnmente utilizado en el horno olla) mediante boquillas con un diámetro interno de 8 mm. Con el fin de evaluar el efecto de la posición radial de la boquilla y el número de boquillas, se utilizó el arreglo mostrado en la **Figura 22**. La **Figura 23** muestra el arreglo de boquillas en el conjunto de experimentos. El arreglo experimental incluye la evaluación de 1, 2 y 3 boquillas en diferentes posiciones radiales y tres flujos de gas, con y sin capa de escoria con un espesor de 4 mm. La **Tabla 5** describe la matriz de experimentos realizados con las variables utilizadas en el trabajo experimental del modelo físico.

La magnitud del flujo de gas en el modelo físico se calcula utilizando el criterio de similitud basada en el número de Froude modificado ( $N_{Fm}$ ). Este criterio se expresa mediante la siguiente relación y que se deduce a partir de la relación presentada que satisface la similitud dinámica:

$$Q_m = 2.5 Q_{fs} \quad (\text{Ec.7})$$

Dónde:  $Q_m$  representa la magnitud del flujo de gas en el modelo de agua,  $\lambda$  es el factor de escala geométrico, definida como la relación de alturas de líquido ( $H_m/H_{fs}$ ) y  $Q_{fs}$  es la cantidad de flujo de gas en el sistema del horno olla o prototipo.

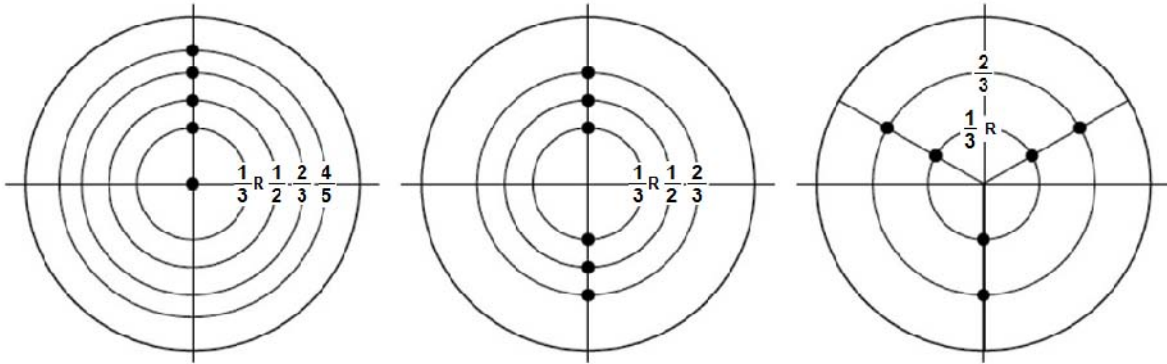


**Figura 22.** Arreglo experimental mostrando componentes del modelo físico.

La magnitud del flujo de gas correspondiente en el modelo físico se definió en el rango de 7 a 37 NI/min. Se definieron tres niveles de flujo de gas, siendo el nivel bajo de 7 NI/min, el nivel medio es de 17 NI/min y el nivel alto es de 37 NI/min.

**Tabla 5.** Matriz de experimentos utilizada en el diseño experimental

N	r/R	$\theta$	Q (NI/min)	$h_s$ , (mm)	Número de Experimentos
1	0, 0.33, 0.50, 0.67, 0.80	-	7, 17, 37	0,4	15
2	0.33, 0.50, 0.67	180°	7, 17,37	0,4	9
3	0.33, 0.67	120°	7, 17, 37	0,4	6



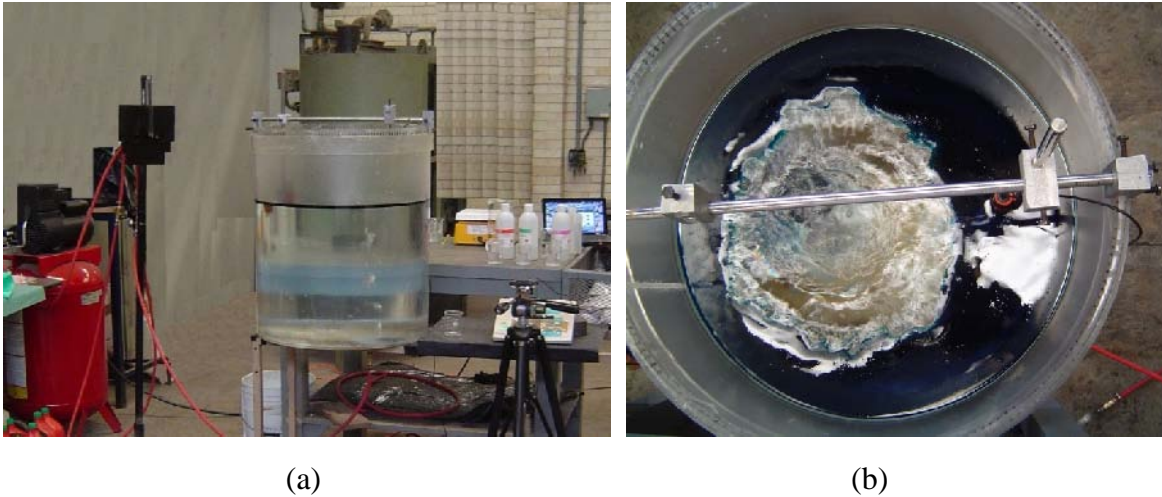
**Figura 23.** Arreglo para los casos de 1, 2, y 3 boquillas.

El tiempo de mezclado se determinó utilizando la técnica de medición de pH. Se utilizó un pH-metro modelo PC510 marca Eutech, cronómetro y videocámara mostrado en la **Figura 24 a**. Cada experimento fue video grabado para posteriormente pasar los datos obtenidos en una hoja de excel, a lo que sigue procesar y graficar los datos para determinar el tiempo de mezclado en base a los criterios estándar establecidos en teoría de mezclado para procesos por lotes (batch). El procedimiento para medir experimentalmente el tiempo de mezclado fue: el modelo físico se llenó con agua a una altura de 410 mm, usando en todos los experimentos agua destilada e iniciando siempre con pH de aproximadamente 6.0. En cada experimento se hizo la adición de un volumen constante de trazador de 10 ml de una solución de NaOH 1 M, alcanzando un pH final de 10 aproximadamente. Al término de cada experimento, se ajustó nuevamente el pH inicial de 6.0, adicionando otra solución de HCl 1 M. El pH se restableció solo cinco ocasiones, después el agua se sustituyó por agua destilada, para no saturarla con las soluciones de NaOH y HCl, y así evitar lecturas erróneas para la determinación de los tiempos de mezclado. La zona de adición del trazador fue en la región de “spout” o descarga, esto fue con el propósito de evitar que durante los experimentos que se realizaron con la capa de aceite de motor en la parte superior, que simula a la escoria en el horno olla, retuviera al trazador causando una interferencia en el tiempo de mezclado, el aceite también se cambió después de cada 5 experimentos, ya que durante el transcurso de los experimentos por la inyección de aire por el fondo, pequeñas burbujas de aire se van atrapando en el aceite cambiando posiblemente la viscosidad inicial, esto se observa ya que cambia el color del aceite de un color rojo tornándose a un color rosa pálido.

La posición del electrodo de medición de pH se colocó en la zona periférica de recirculación más amplia del modelo físico como se ve en la **Figura 22 y 24 a)** y b). A una profundidad de 0.06 m y  $r/R = 0.175$  m. Antes de la adición del trazador, se inyectó aire durante tres minutos en el sistema del modelo físico para generar los patrones de recirculación hasta llegar al estado estable. El criterio que se tomó para medir el tiempo de mezclado fue el de 95% de homogeneización. Además del tiempo de mezclado, se



determinaron curvas de composición en función del tiempo en distintos puntos del sistema para apreciar la evolución de la concentración y determinar los mecanismos que gobiernan el mezclado. Cada experimento se realizó por triplicado para dar estimados de la reproducibilidad de los experimentos y para obtener errores experimentales de manera cuantitativa.



**Figura 24.** Arreglo experimental a) Vista lateral del modelo físico instrumentado b) vista superior del modelo físico, con electrodo para la medición de pH.

La matriz de experimentos que se plantearon para ver el efecto del espesor de escoria y la viscosidad del aceite sobre el tiempo de mezclado y el área expuesta, se muestra en la **Tabla 6**, usando un solo tapón en la posición de  $r/R= 1/3$  y un flujo constante de 7 l/min.

**Tabla 6.** Condiciones en las que se realizaron los experimentos, usando aceites con diferentes viscosidades y variando el espesor.

Numero de experimento	Viscosidad ( $m^2/s \times 10^6$ )	Espesor (mm)
1	215	4
2	215	7
3	215	10
4	192	4
5	192	7
6	192	10
7	60	4
8	60	7
9	60	10

## 2.2 MODELO MATEMÁTICO

Como se mencionó al inicio de este capítulo, paralelamente al modelo físico se desarrolló un modelo matemático trifásico con software CFD (computational fluid dynamics) comercial llamado PHOENICS, que describe el flujo de fluido en un horno olla agitado mediante la inyección de gas argón por el fondo, para la refinación secundaria del acero. Se modeló un horno olla industrial de 250 toneladas. Las variables que se utilizaron en el modelo matemático fueron el número de tapones (N), flujo (Q), posición de los tapones (r/R) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). La **Tabla 7** describe la matriz de experimentos realizados con las variables utilizadas en el modelo matemático. Las fases presentes en el sistema son dos líquidos (acero y escoria) y la tercera en forma gaseosa (argón). Para resolver el flujo de fluidos en el sistema trifásico del horno olla, se tomó en consideración la naturaleza física del sistema, y se estableció que el gas es una fase dispersa en el líquido, y los dos líquidos (acero y escoria) son fases continuas pero que están separadas por una interfase marcada. El modelo que se desarrollo fue la combinación de dos algoritmos: a) IPSA (Inter Phase Slip Algorithm) donde al gas se le da un enfoque euleriano, ya que se considera como una fase interpenetrada en los dos líquidos y b) VOF (volumen of fluid) se hace la división del líquido en dos líquidos separados, pero dependiendo de las propiedades físicas de cada líquido se les asigna una fracción de masa de cada líquido en un lugar determinado. Por lo tanto esto implica que se tiene que resolver tanto para la fase líquida (acero y escoria) como para la fase gaseosa (argón) el balance de masa y las ecuaciones de conservación de Navier-Stokes. Algunas de las suposiciones incluidas en el modelo son: i) las propiedades físicas son constantes para cada fase, ii) el sistema no es isotérmico, es decir existen gradientes, iii) la superficie libre es plana (escoria-gas de la atmosfera), iv) la turbulencia se considera sólo en las fases líquidas (no existen flujos turbulentos dentro de una burbuja, se considera que es laminar), v) las burbujas se consideran de tamaño constante para un determinado flujo de gas, es decir no existe la coalescencia entre burbujas y el efecto de la presión sobre el tamaño de la burbuja se desprecia. A continuación se describen los algoritmos arriba mencionados.

**Tabla 7.** Matriz de experimentos utilizada en el modelo matemático

N	r/R	$\theta$	Q (m <sup>3</sup> /s)	$h_s$ , (%)	Número de experimentos
1	0.33, 0.67	-	5.3X10 <sup>-3</sup> , 1.06X10 <sup>-2</sup>	1.0, 4.0	8
2	0.33, 0.67	180°	5.3X10 <sup>-3</sup> , 1.06X10 <sup>-2</sup>	1.0, 4.0	8

## Modelo euleriano (algoritmo IPSA)

El planteamiento euleriano considera una interpenetración de dos fases en un flujo de fluidos, donde la fase discreta es el gas y se dispersa en una sola fase líquida continua. En cada punto del sistema la suma de las fracciones de volumen es igual a uno (Ec. 8)

$$\alpha_l + \alpha_g = 1 \quad (\text{Ec. 8})$$

Donde  $\alpha_l$  y  $\alpha_g$  son las fracciones en volumen del líquido (el acero y la escoria) y la fase gas respectivamente.

Bajo un marco de referencia euleriano, la conservación de masa o las ecuaciones de continuidad deben satisfacerse tanto para la fase gaseosa y líquida (Ecs. 9 y 10 respectivamente)

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \bar{v}_g) - \nabla \cdot (\rho_g \Gamma_{Rg} \alpha_g) = 0 \quad (\text{Ec. 9})$$

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho_l)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_l \rho_l \bar{v}_l) - \nabla \cdot (\rho_l \Gamma_{Rl} \alpha_l) = 0 \quad (\text{Ec. 10})$$

Donde en el balance de masa, la última divergencia es un término difusivo que explica la dispersión turbulenta de las fases. Aquí  $\bar{v}_l$  y  $\bar{v}_g$ , son los vectores de velocidad de las fases líquida y gaseosa, mientras que  $t$ ,  $\Gamma_{Rg}$  y  $\Gamma_{Rl}$  son el tiempo, y los coeficientes turbulentos de dispersión de fase del gas y del líquido respectivamente. Las densidades del líquido y del gas son  $\rho_l$  y  $\rho_g$ .

Además, deben de resolverse las ecuaciones de conservación de momento en 3D para cada fase:

Para la fase líquida (Ecs. 11-13):

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l^2)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l w_l)}{\partial \theta} - \frac{\alpha_l \rho_l v_l^2}{r} + \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l w_l)}{\partial z} = \left[ \frac{2}{r} \frac{\partial(\alpha_l r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial v_l}{\partial r})}{\partial r} + \right. \\ & \left. \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \mu_{\text{eff}} \left\{ r \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{v_l}{r} \right) + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_l}{\partial \theta} \right) \right\})}{\partial \theta} - \alpha_l \mu_{\text{eff}} \left( \frac{2}{r} \left( \frac{\partial v_l}{\partial \theta} \right) + \frac{2v_l}{r^2} \right) + \frac{\partial(\alpha_l \mu_{\text{eff}} \left( \frac{\partial v_l}{\partial z} + \frac{\partial w_l}{\partial r} \right))}{\partial z} \right] - \alpha_l \frac{\partial P}{\partial r} - F_r \end{aligned} \quad (\text{Ec. 11})$$

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho_l w_l)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l w_l)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l w_l)}{\partial \theta} + \frac{\partial(\alpha_l \rho_l w_l^2)}{\partial z} = \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial \left( \alpha_l r \mu_g \left( \frac{\partial w_l}{\partial r} + \frac{\partial v_l}{\partial z} \right) \right)}{\partial r} + \right.$$

$$\left. \frac{1}{r} \frac{\partial \left( \alpha_l \mu_g \left\{ r \frac{\partial v_l}{\partial r} + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial w_l}{\partial \theta} \right) \right\} \right)}{\partial \theta} + \frac{\partial \left( 2 \alpha_l \mu_g \left( \frac{\partial w_l}{\partial z} \right) \right)}{\partial z} \right] - \alpha_l \frac{\partial P}{\partial r} - F_z - \alpha_l \rho_l g$$

(Ec. 12)

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l v_l)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l^2)}{\partial \theta} - \frac{\alpha_l \rho_l v_l v_l}{r} + \frac{\partial(\alpha_l \rho_l v_l w_l)}{\partial z} = \left[ \frac{1}{r^2} \frac{\partial \left( \alpha_l r^2 \mu_{eff} \left\{ r \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{v_l}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_l}{\partial \theta} \right\} \right)}{\partial r} + \right.$$

$$\left. \frac{1}{r} \frac{\partial \left( 2 \alpha_l \mu_{eff} \left\{ \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_l}{\partial \theta} \right) + \left( \frac{v_l}{r} \right) \right\} \right)}{\partial \theta} + \frac{\partial \left( \alpha_l \mu_{eff} \left( \frac{\partial v_l}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial w_l}{\partial \theta} \right) \right)}{\partial z} \right] - \alpha_l \frac{\partial P}{\partial r} - F_\theta$$

(Ec. 13)

Para la fase gaseosa (Ecs. 14-16):

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g r v_g v_g)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g^2)}{\partial \theta} - \frac{\alpha_g \rho_g v_g v_g}{r} + \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g w_g)}{\partial z} =$$

$$\left[ \frac{1}{r^2} \frac{\partial \left( \alpha_g r^2 \mu_{eff} \left\{ r \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{v_g}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_g}{\partial \theta} \right\} \right)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \left( 2 \alpha_g \mu_{eff} \left\{ \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_g}{\partial \theta} \right) + \left( \frac{v_g}{r} \right) \right\} \right)}{\partial \theta} + \frac{\partial \left( \alpha_g \mu_{eff} \left( \frac{\partial v_g}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial w_g}{\partial \theta} \right) \right)}{\partial z} \right]$$

$$- \alpha_g \frac{\partial P}{\partial r} - F_\theta$$

(Ec. 14)

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g r v_g^2)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g)}{\partial \theta} - \frac{\alpha_g \rho_g v_g^2}{r} + \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g w_g)}{\partial z} = \left[ \frac{2}{r} \frac{\partial(\alpha_g r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial v_g}{\partial r})}{\partial r} + \right. \\
& \left. \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \mu_{\text{eff}} \left\{ r \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{v_g}{r} \right) + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v_g}{\partial \theta} \right) \right\})}{\partial \theta} - \alpha_g \mu_{\text{eff}} \left( \frac{2}{r} \left( \frac{\partial v_g}{\partial \theta} \right) + \frac{2v_g}{r^2} \right) + \frac{\partial(\alpha_g \mu_{\text{eff}} \left( \frac{\partial v_g}{\partial z} + \frac{\partial w_g}{\partial r} \right))}{\partial z} \right] \\
& - \alpha_j \frac{\partial P}{\partial r} - F_r
\end{aligned}$$

(Ec. 15)

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\alpha_g \rho_g w_g)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g r v_g w_g)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g v_g w_g)}{\partial \theta} + \frac{\partial(\alpha_g \rho_g w_g^2)}{\partial z} = \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g r \mu_g \left( \frac{\partial w_g}{\partial r} + \frac{\partial v_g}{\partial z} \right))}{\partial r} + \right. \\
& \left. \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_g \mu_g \left\{ r \frac{\partial v_g}{\partial z} + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial w_g}{\partial \theta} \right) \right\})}{\partial \theta} + \frac{\partial(2\alpha_g \mu_g \left( \frac{\partial w_g}{\partial z} \right))}{\partial z} \right] - \alpha_g \frac{\partial P}{\partial r} - F_z - \alpha_j \rho_j g
\end{aligned}$$

(Ec. 16)

Donde  $u_j, v_j, w_j, u_l, v_l, w_l$  son los componentes de velocidad azimutal, radial y axial del gas y de la fase líquida. También  $\mu_j, P, g, F_r, F_z$  y  $F_\theta$ , son las viscosidad del gas, presión, constante de gravedad para la fuerza boyante en la fase gaseosa, y la transferencia de momento del gas al líquido y viceversa en las direcciones radial, axial y azimutal. Los tres últimos términos representan el intercambio de momento entre el gas y el líquido y ambos tienen los mismos valores pero con signos opuestos para cada fase. Este intercambio de momento,  $F_{ij}$ , se puede representar mediante la siguiente ecuación donde “j” y “i” son los índices que representan al gas o al líquido:

$$F_{ij} = C_f(v_i - v_j) \quad (\text{Ec.17})$$

Donde  $C_f$ , es el coeficiente de fricción, que a su vez depende del coeficiente de arrastre  $C_D$ . El coeficiente de arrastre usado sigue la conocida correlación de arrastre de la burbuja distorsionada de agua sucia.

El fenómeno de turbulencia en el sistema trifásico del horno olla se asume que solamente se presenta en los líquidos y las dos ecuaciones estándar k-épsilon para el modelo turbulento son:

$$\frac{\partial(\rho_l k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_l \mathbf{v}_l k) - \nabla \cdot \left( \frac{\mu_l^{turb}}{\sigma_k} \nabla k \right) = \rho_l (P_k + G_B - \varepsilon) \quad (\text{Ec. 18})$$

$$\frac{\partial(\rho_l \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_l \mathbf{v}_l \varepsilon) - \nabla \cdot \left( \frac{\mu_l^{turb}}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) = \frac{\rho_l \varepsilon}{k} (C_1 P_k + C_\mu G_B - C_2 \varepsilon) \quad (\text{Ec. 19})$$

$G_B$  es la generación turbulenta, y hay una turbulencia adicional promovida por la presencia de burbujas dado por  $P_k$ . En el modelo turbulento existen cinco números dados por  $C_1, C_2, C_3, \sigma_\varepsilon, \sigma_k$  y son valores estándar constantes, que son 1.44, 1.92, 1.0, 1.0 y 1.314 respectivamente. La viscosidad turbulenta en las ecuaciones 18 y 19 salen del modelo k-épsilon:

$$\mu_l^{turb} = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (\text{Ec. 20})$$

lo que contribuye a la viscosidad efectiva

$$\mu_{eff} = \mu_l + \mu_l^{turb} \quad (\text{Ec. 21})$$

### Modelo VOF

En el modelo euleriano que se propuso arriba, la fase líquida presente en el horno olla, en realidad son dos líquidos, donde uno corresponde al acero y el otro a la escoria. El enfoque VOF resuelve una ecuación de continuidad para dos variables de marcadores,  $C_1$  y  $C_3$ .

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho_l C_1)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l C_1)}{\partial \theta} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l C_1)}{\partial r} + \frac{\partial(\alpha_l \rho_l w_l C_1)}{\partial z} = 0 \quad (\text{Ec. 22})$$

$$\frac{\partial(\alpha_l \rho_l C_3)}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l C_3)}{\partial \theta} + \frac{1}{r} \frac{\partial(\alpha_l \rho_l r v_l C_3)}{\partial r} + \frac{\partial(\alpha_l \rho_l w_l C_3)}{\partial z} = 0 \quad (\text{Ec. 23})$$

La variable escalar,  $C_1$ , determina la fase líquida del acero presente en cada celda, mientras que la variable escalar,  $C_3$ , determina la fracción del líquido de la escoria presente en cada celda. Si el valor de  $C_1$  es cero, la escoria está presente, pero si  $C_1$  es uno, el acero está presente en esa celda. Si el valor de  $C_1$  es entre 0 y 1 las propiedades físicas se calculan de acuerdo con la fracción de masa de cada fase, por ejemplo, para el caso de la densidad el cálculo es de la siguiente forma:

$$\rho_l = \rho_a C_1 + \rho_e C_3 \quad (\text{Ec. 24})$$

Donde el subíndice “ $a$ ” pertenece a la fase de acero y el subíndice “ $e$ ” a la fase escoria. Cada propiedad física definida en cada parte del sistema debe ser expresado de una manera similar, y por lo tanto las ecuaciones de conservación de masa y de momento pueden ser resueltas con las ecuaciones 5 a la 10. Este modelo implica un cálculo transitorio y permite el seguimiento de la superficie libre entre los dos líquidos.

Condiciones iniciales y de frontera.

Condiciones iniciales

Inicialmente, todos los componentes de la velocidad para ambas fases son:

$$u_g = u_l = v_g = v_l = w_g = w_l = 0 \quad (\text{Ec. 25})$$

Los parámetros de turbulencia también son cero para un fluido estático. Todo el dominio está ocupado por las dos fases líquidas (acero líquido y una capa de escoria líquida sobre el acero) y no hay gas presente originalmente en el cálculo. La inyección de gas inicia cuando comienza el cómputo.

$$\alpha_g = 0 \quad \text{en todo el dominio a } t=0$$

$$\alpha_l = 1.0 \quad \text{en todo el dominio a } t=0$$

$$C_1 = 0 \quad \text{y} \quad C_3 = 1.0 \quad \text{en la región de escoria a } t=0$$

$$C_1 = 1 \quad \text{y} \quad C_3 = 0 \quad \text{en la región de acero a } t=0$$

Condiciones de frontera

Las condiciones de frontera en las paredes lateral e inferior indican que son impermeables y con la condición de no deslizamiento. Entonces todas las componentes de las fases líquido y gas son cero, mientras que el núcleo turbulento del sistema está conectado a la zona laminar cerca de las paredes por las funciones de pared estándar. Se estableció que en la superficie libre los gradientes axiales son cero (o cero flujos) en todas las variables a excepción de la masa de gas, que se deja salir del sistema cuando las burbujas alcanzan la superficie libre de la escoria. En los planos de simetría situado a  $0^\circ$  y  $180^\circ$  en la dirección azimutal, así como en el radio cero, todos los flujos son cero. Por último, en la entrada de gas, se fija la velocidad de un flujo másico de gas en las zonas de las boquillas situadas en la pared del fondo del horno olla. En la **Tabla 8** se presentan las condiciones de frontera en base a la geometría de la **Figura 25**.

**Tabla 8.** Condiciones de frontera

Variable /Frontera	Pared del fondo	Pared lateral	Superficie libre	Dos planos de Simetría( =0° y =180°)	Simetría en el eje a r=0	Tapón (entrada de gas)
$\alpha_g$	$\frac{\partial \alpha_g}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \alpha_g}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial \alpha_g}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \alpha_g}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial \alpha_g}{\partial r} = 0$	$\alpha_g = 1.0$
$\alpha_l$	$\frac{\partial \alpha_l}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \alpha_l}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial \alpha_l}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \alpha_l}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial \alpha_l}{\partial r} = 0$	$\alpha_l = 0.0$
$v_g$	$v_g = 0.0$	$v_g = 0.0$	$\frac{\partial v_g}{\partial z} = 0$	$v_g = 0.0$	$\frac{\partial v_g}{\partial r} = 0$	$v_g = 0.0$
$v_g$	$v_g = 0.0$	$v_g = 0.0$	$\frac{\partial v_g}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial v_g}{\partial \theta} = 0$	$v_g = 0.0$	$v_g = 0.0$
$w_g$	$w_g = 0.0$	$w_g = 0.0$	$\frac{\partial w_g}{\partial z} = 0$ Pero $w_g = 0.0$	$\frac{\partial w_g}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial w_g}{\partial r} = 0$	$w_g = cte.$ De acuerdo al flujo de gas
$v_l$	$v_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$v_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$\frac{\partial v_l}{\partial z} = 0$	$v_l = 0.0$	$\frac{\partial v_l}{\partial r} = 0$	$v_l = 0.0$
$v_l$	$v_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$v_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$\frac{\partial v_l}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial v_l}{\partial \theta} = 0$	$v_l = 0.0$	$v_l = 0.0$
$w_l$	$w_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$w_l = 0.0$ Funciones de pared estándar	$w_l = 0.0$	$\frac{\partial w_l}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial w_l}{\partial r} = 0$	$w_l = 0.0$
$k$	$k = 0.0$	$k = 0.0$	$\frac{\partial k}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial k}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial k}{\partial r} = 0$	$k = 0.0$
$\varepsilon$	$\varepsilon = 0.0$	$\varepsilon = 0.0$	$\frac{\partial \varepsilon}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \varepsilon}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial k}{\partial r} = 0$	$\varepsilon = 0.0$
$C_1$	$\frac{\partial C_1}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial C_1}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial C_1}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial C_1}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial k}{\partial r} = 0$	$C_1 = 0$
$C_3$	$\frac{\partial C_3}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial C_3}{\partial r} = 0$	$\frac{\partial C_3}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial C_3}{\partial \theta} = 0$	$\frac{\partial k}{\partial r} = 0$	$C_3 = 0$



La **Tabla 9** muestra otra información de las propiedades físicas y geométricas utilizadas para llevar a cabo los cálculos en el horno olla.

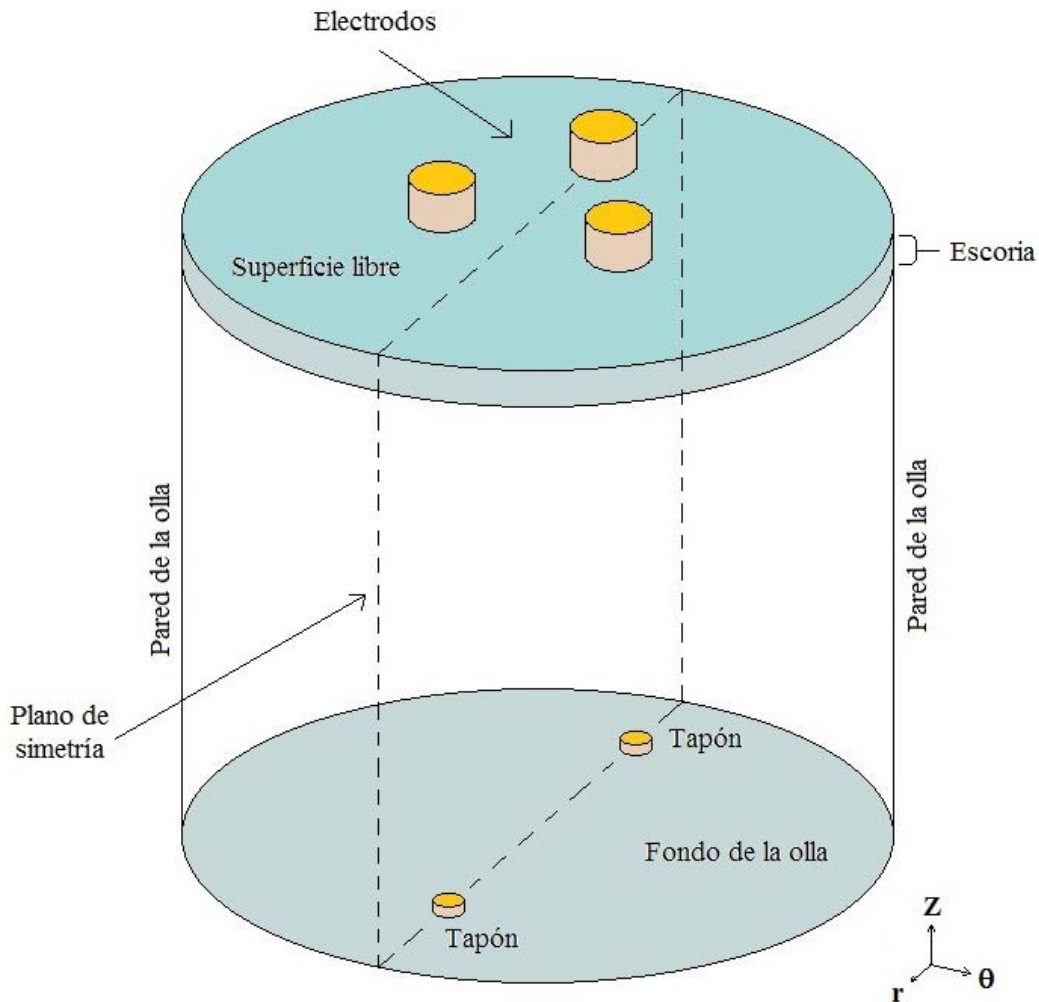
**Tabla 9.** Variables físicas y geométricas del horno olla para realizar los cálculos

Horno Olla de 250 Toneladas		
Diámetro	D	3.58 m
Altura	H	3.57
Tapón		
Diámetro	d	0.013 m
Posición	1/3 y 2/3 de R	
Número	2	
Propiedades del argón		
Densidad	$\rho_g$	0.993 kg/m <sup>3</sup>
Viscosidad	$\mu_g$	2.2501X10 <sup>-5</sup> kg/ms
Capacidad calorífica	C <sub>p</sub> <sub>g</sub>	520 J/lgK
Conductividad térmica	k <sub>g</sub>	0.01723 W/mK
Diámetro de burbuja	D <sub>p</sub>	0.005 m
Flujos de gas	Q (1)	5.33X10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup> /s
	Q (2)	10.66X <sup>-3</sup> m <sup>3</sup> /s
Temperatura de entrada del argón	T <sub>g</sub>	293 K
Propiedades del acero		
Densidad	$\rho_a$	7200 kg/m <sup>3</sup>
Viscosidad	$\mu_a$	6.2X10 <sup>-3</sup> kg/ms
Capacidad calorífica	C <sub>p</sub> <sub>a</sub>	789.9 J/kgK
Conductividad térmica	k <sub>a</sub>	32.7 W/mK
Emisividad		0.8
Temperatura del acero	T <sub>a</sub>	1870 K
Propiedades de la escoria		
Densidad	$\rho_e$	2690 kg/m <sup>3</sup>
Viscosidad	$\mu_e$	0.266 kg/ms
Capacidad calorífica	C <sub>p</sub> <sub>e</sub>	964.8 J/kg K
Conductividad térmica	k <sub>e</sub>	1.5 W/mK
Temperatura de la escoria	T <sub>e</sub>	1870 K
Espesores de la capa de escoria	h <sub>s</sub> (1)	3.57 cm (1% de H)
	h <sub>s</sub> (2)	14.28 cm (4% de H)
Calentamiento con tres electrodos de grafito		
Flujo de calor	q	25X10 <sup>6</sup> W

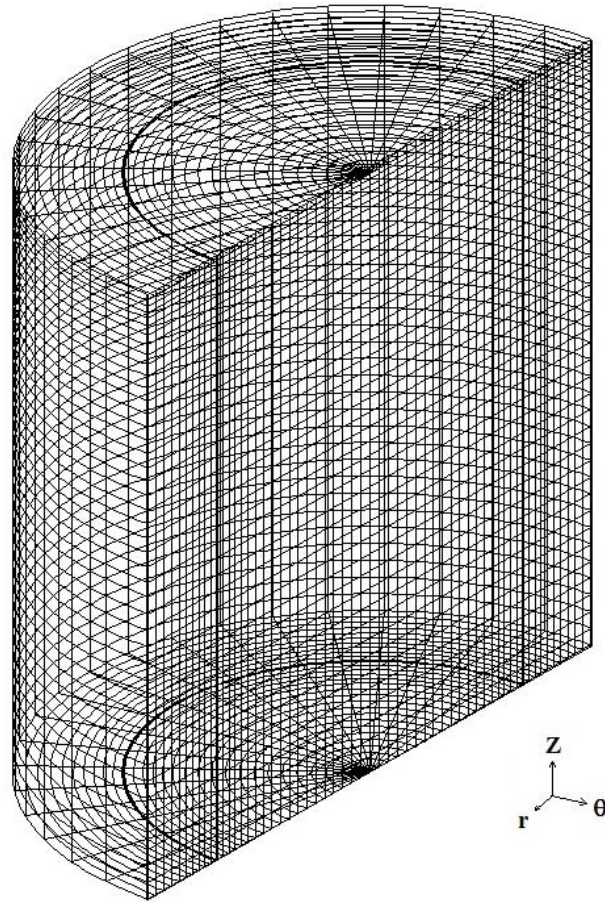
#### Solución numérica

El modelo que se presenta fue codificado en el software CFD llamado PHOENICS 2009. Este código computacional utiliza una técnica que integra de manera numérica las ecuaciones de continuidad y de conservación sobre un volumen de control finito en el

dominio computacional, se deben cumplir las condiciones a la frontera de la **Tabla 8**. En esta técnica el dominio de cálculo se discretiza en un número finito de volúmenes sin traslape, de tal forma que hay un solo volumen rodeando cada nodo. Las ecuaciones diferenciales parciales que representan los principios de conservación, se integran en cada volumen de control. De esta manera dichas ecuaciones diferenciales parciales se transforman en sistemas de ecuaciones algebraicas que posteriormente se resuelven de forma simultánea y numérica. La importancia de esta técnica es que la solución resultante implica la conservación integral de la cantidad escalar en cuestión en los volúmenes de control y por lo tanto en el dominio entero. La solución numérica implicó la discretización de un horno olla con capacidad de 250 toneladas. La configuración de este sistema fue en coordenadas cilíndricas polares teniendo la malla la siguiente configuración, 22, 34 y 44 elementos en parte angular ( $\theta$ ), radial ( $r$ ) y en dirección axial ( $z$ ) respectivamente, dando 32912 nodos. En la **Figura 25** se puede ver la configuración del horno olla, y en la **Figura 26** se puede ver la configuración de la malla.



**Figura 25.** Vista del horno olla, mostrando las fronteras.



**Figura 26.** Malla típica del horno olla (22X34X44)

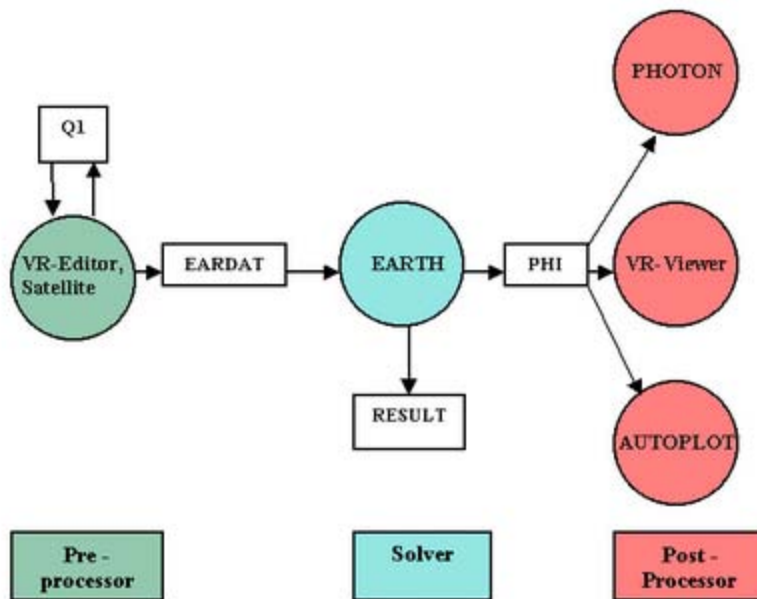
La solución numérica de cualquier problema de flujo de fluidos computacional (CFD por sus siglas en inglés) consiste en resolver las ecuaciones de conservación que son ecuaciones diferenciales parciales sujetas a sus condiciones de frontera e iniciales mediante la técnica numérica conocida como “volumen de control”. En esta técnica se discretiza el sistema en el espacio y en el tiempo para dividir el volumen total en un número finito de elementos de volumen sin traslape (nodos) que se conoce como malla o grid como se ve en la **Figura 26**, y en elementos de tiempo sin traslape, en los cuales se integran las ecuaciones de conservación para generar una ecuación algebraica por cada ecuación de conservación y por cada nodo, lo que resulta en varios sistemas de ecuaciones lineales algebraicas que se resuelven iterativamente.

En la práctica, las soluciones numéricas siempre tienen tres etapas sin importar el software que se empleó, siendo la primera conocida como el preprocesamiento en la cual el usuario de software define la física del problema a resolver como la geometría del sistema, las propiedades de las fases, las condiciones iniciales y de frontera, las ecuaciones gobernantes

y los términos significativos de estas. También se asignan parámetros numéricos que ayudan a convergir los cálculos (factores de relajación), los tamaños de la discretización espacial y temporal, así como número de iteraciones tiempo de cálculo y características de impresión de resultados y monitoreo. Todas estas definiciones, el usuario las realiza en el software CFD PHOENICS a través de dos archivos que el mismo usuario programa. Uno de los archivos se llama “q1” y el otro se llama “ground.for”, donde el primero está escrito en un lenguaje PIL (Phoenix Input Language) mientras que el segundo está en lenguaje FORTRAN. Ambos archivos se compilan para detectar errores y solo hasta que la compilación resulta exitosa se puede intentar obtener una solución. La compilación del archivo q1 se hace con el programa en PHOENICS llamado “satellite”.

La segunda etapa se conoce como procesamiento en donde se resuelven los sistemas de ecuaciones por técnicas iterativas mediante el programa conocido en PHOENICS como “earth”. Una vez obtenida la solución en un caso de estado transitorio como el actual, a lo que se le llama convergencia, se actualiza el tiempo y entonces se procede a calcular otra solución pero al siguiente tiempo y así se marcha en el tiempo convergiendo soluciones hasta que se llega al tiempo final de cálculo que en este trabajo fue de 4 minutos. Finalmente, y habiendo obtenido la convergencia de las soluciones en cada tiempo, se revisan los resultados que se pueden visualizar gráficamente mediante un archivo gráfico (archivo “phi” con el programa “photon”) o en tablas (archivo “result”).

En la **Figura 27** se muestra un esquema que representa las tres etapas involucradas en una solución CFD con los nombres de archivos y programas que emplea PHOENICS versión 2009.



**Figura 27.** Representación de las tres etapas para la solución mediante CFD.

El software comercial CFD utilizado en este trabajo no se pudo ejecutar de forma simultánea de forma euleriana con el algoritmo VOF. En PHOENICS ambos métodos se incluyen como el IPSA (Inter-Penetrated-Slip-Algorithm) y el algoritmo VOF fue programado separadamente como parte del trabajo en subrutinas escritas para generar un modelo VOF programadas en FORTRAN, las cuales fueron insertadas y llamadas en el archivo Ground.for, con el fin de resolver las ecuaciones con trazadores (Ecs. 16 y 17). En el anexo 1 y 2 se muestra ejemplos de lenguaje PIL (Phoenix input language) a través de un archivo de texto llamado q1 y un archivo Ground.for.

## CAPÍTULO 3.

### RESULTADOS Y ANÁLISIS

En este capítulo se presentan los resultados del modelo físico y del modelo matemático, mostrando el efecto de las diferentes variables sobre el tiempo de mezclado. Al final se presenta la validación del modelo matemático con el modelo físico. El modelo matemático se realizó mediante técnicas CFD, y se compararon los resultados CFD contra las mediciones del modelo físico para determinar el grado de concordancia entre ellos y en su caso validar al modelo matemático que se usó para analizar el proceso.

#### 3.1 Modelado Físico

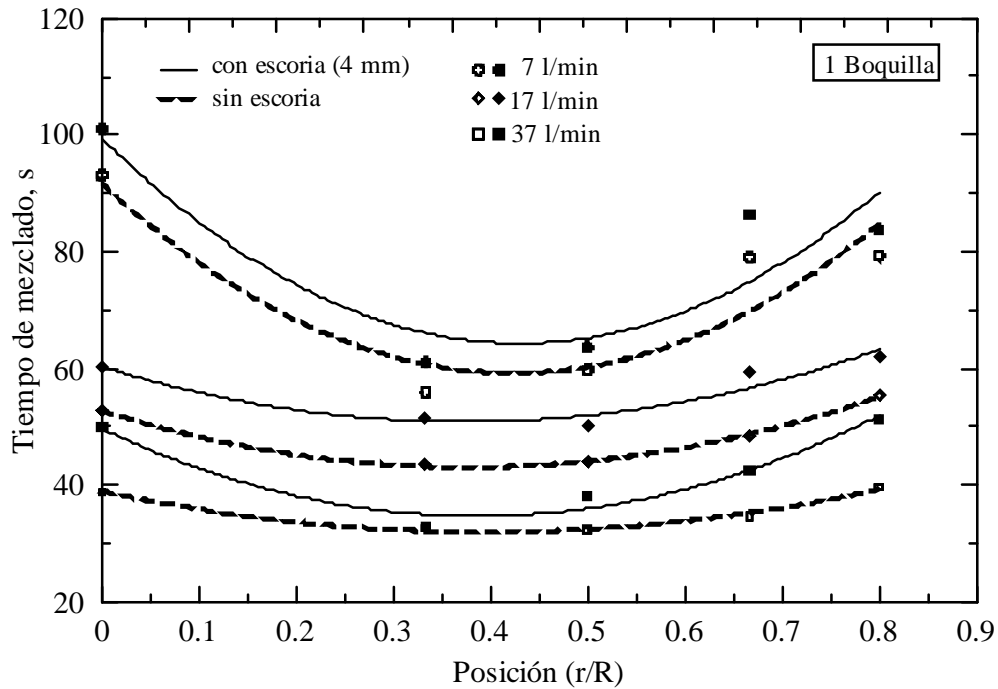
En esta sección se reporta la influencia que tienen las variables investigadas (posición radial de la boquilla, número de boquillas, la tasa de flujo de gas y el espesor de la escoria) sobre el tiempo de mezclado. También se investigó el efecto que tienen las propiedades físicas de la escoria sobre la apertura del ojo de la escoria. Se propone un procedimiento para calcular la energía de agitación que es consumida por la capa de escoria en la zona superior, y se midieron los tiempos de mezclado utilizando la técnica de medición de la concentración de pH, con la adición de un trazador en función del tiempo.

##### 3.1.1 Efecto de las variables de proceso en el tiempo de mezclado.

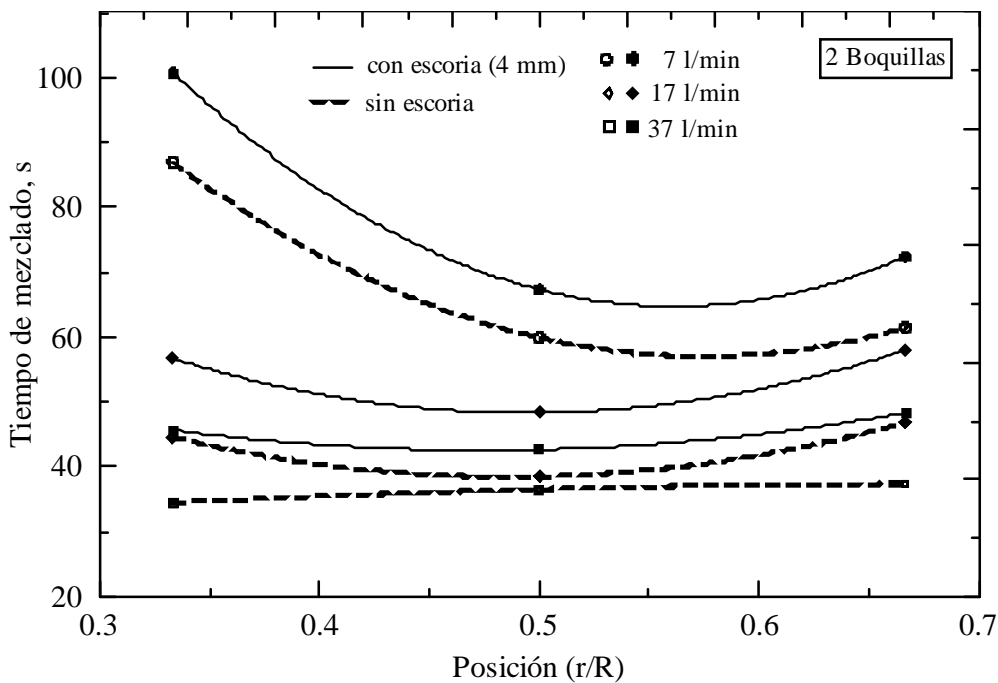
Las **Figuras 28, 29 y 30** muestran el efecto de la posición radial de la boquilla en el tiempo de mezclado. Cada gráfico muestra tres líneas continuas que corresponden a cada flujo de gas en presencia de escoria (espesor de 4 mm) y otras tres líneas punteadas para cada flujo de gas y sin presencia de escoria. La **Figura 28** corresponde a los experimentos con una sola boquilla, la **Figura 29** corresponde para dos boquillas y la **Figura 30** corresponde para tres boquillas. Los valores del tiempo de mezclado obtenidos están en el rango de 30 a 100 segundos.

##### 3.1.1.1 Efecto del espesor de la escoria en el tiempo de mezclado.

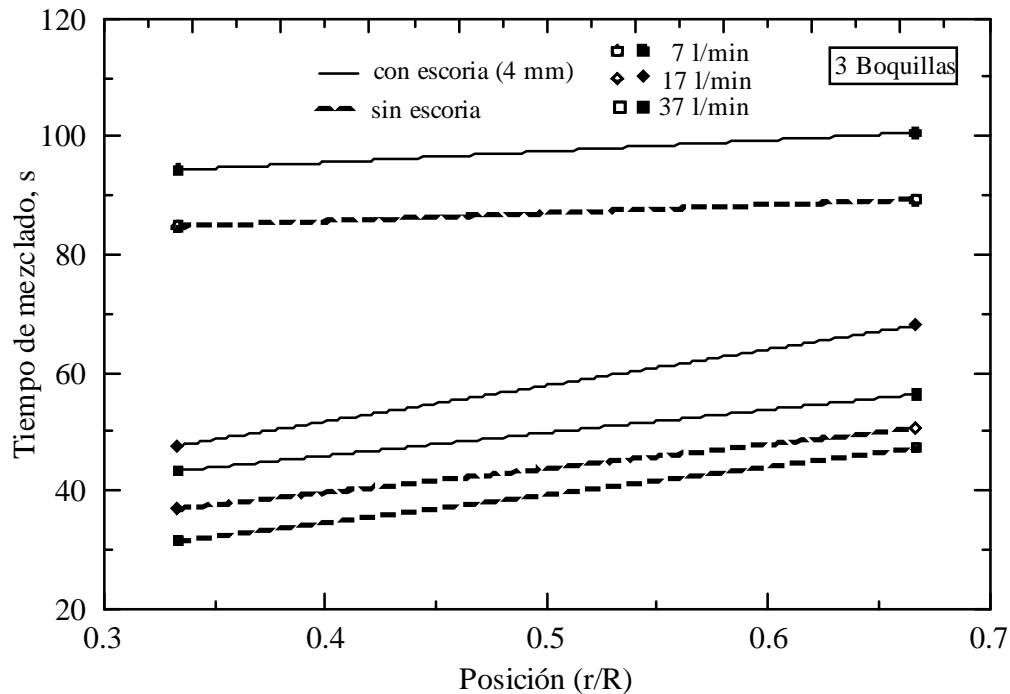
En las **Figuras 28, 29 y 30** indican claramente que la presencia de una capa de escoria en la zona superior siempre aumenta el tiempo de mezclado, independientemente del flujo de gas, posición radial y el número de boquillas, teniendo en cuenta que el mínimo de energía de agitación es del orden de 5 Watts/Ton. Este efecto está asociado con una fracción de la energía total consumida en el movimiento de la capa superior. La energía disipada por la capa de escoria superior se estima en una sección posterior. Haida<sup>55)</sup> y Ying<sup>56)</sup> también reportan datos experimentales para la inyección de gas en la posición axisimétrica y una sola boquilla indicando un aumento en el tiempo de mezclado en la presencia de una capa de escoria.



**Figura 28.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para una boquilla, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.



**Figura 29.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para dos boquillas, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.



**Figura 30.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para tres boquillas, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.

### 3.1.1.2 Efecto de la posición radial de la boquilla.

Las **Figuras 28 y 29** describen la influencia de la posición radial de la boquilla en el tiempo de mezclado. Se puede observar que hay un valor mínimo global en los casos de 1 y 2 boquillas. Este mínimo se identifica en general, a la mitad del radio independientemente del espesor de la escoria y del caudal del gas. En la literatura, existe una gran cantidad de investigaciones en la que se ha reportado, resultados con diferentes posiciones de boquillas en función del radio obteniendo el tiempo de mezclado más corto<sup>45)</sup>. En general se ha llegado a un acuerdo de la posición radial de la boquilla, indicando que a un medio del radio es el valor óptimo, pero sigue existiendo grandes discrepancias en relación al ángulo de separación entre las boquillas. Joo y Guthrie<sup>45)</sup> así como Jönsson<sup>100)</sup> sugieren un ángulo de separación de 180° con 2 boquillas, por otro lado, Jauhainen<sup>48)</sup> y colaboradores y Chen<sup>52)</sup> y colaboradores sugieren 60° y 45°, respectivamente. Cabe mencionar que solo el trabajo de Chen y colaboradores reportan los tiempos de mezclado en la presencia de una capa de escoria en la parte superior. Es conocido que la inyección de gas céntrica con un solo tapón (o dos) genera un flujo bidimensional de fluido (radial y axial) con dos circulaciones toroidales en la parte superior de la olla pero zonas muertas en la parte inferior de la olla. Por otro lado, la inyección excéntrica (también con un tapón o dos) genera una circulación que se extiende por toda la olla con componentes de la velocidad en las 3 direcciones sin zonas muertas y conforme la inyección se aleja del centro, esta circulación crece y se mejora la agitación, pero si la inyección es muy cerca de la pared



lateral, la fricción entre la pluma y la pared disminuye la agitación y vuelve a subir el tiempo de mezclado. Por el contrario, con 3 tapones el mezclado disminuye al alejar los tapones del centro y con este número de tapones el tiempo de mezclado no depende significativamente de la posición del tapón como lo evidencia las pendientes poco pronunciadas de la **Figura 30**.

### **3.1.1.3 Efecto del flujo de gas.**

El efecto del flujo de gas (en términos de energía de agitación) en el tiempo de mezclado se muestra en las **Figuras 31 y 32** para el caso de 1 boquilla situada en diferentes posiciones radiales, sin capa de escoria y con capa de escoria respectivamente. En ambos casos se muestra que el tiempo de mezclado disminuye conforme aumenta la energía de agitación. Este resultado es perfectamente bien conocido ya que al aumentar el flujo de gas aumenta el arrastre de gas al líquido aumentando la agitación y la turbulencia por la presencia de más gas, sin embargo, es importante tener en cuenta que con el fin de minimizar el tiempo de mezclado, el flujo de gas no se puede aumentar hasta el infinito porque el aumento del flujo de gas incrementa el área del ojo en el horno olla (y por lo tanto la reoxidación del acero se convierte crítico para la limpieza del acero), así como una erosión más severa de las paredes refractarias.

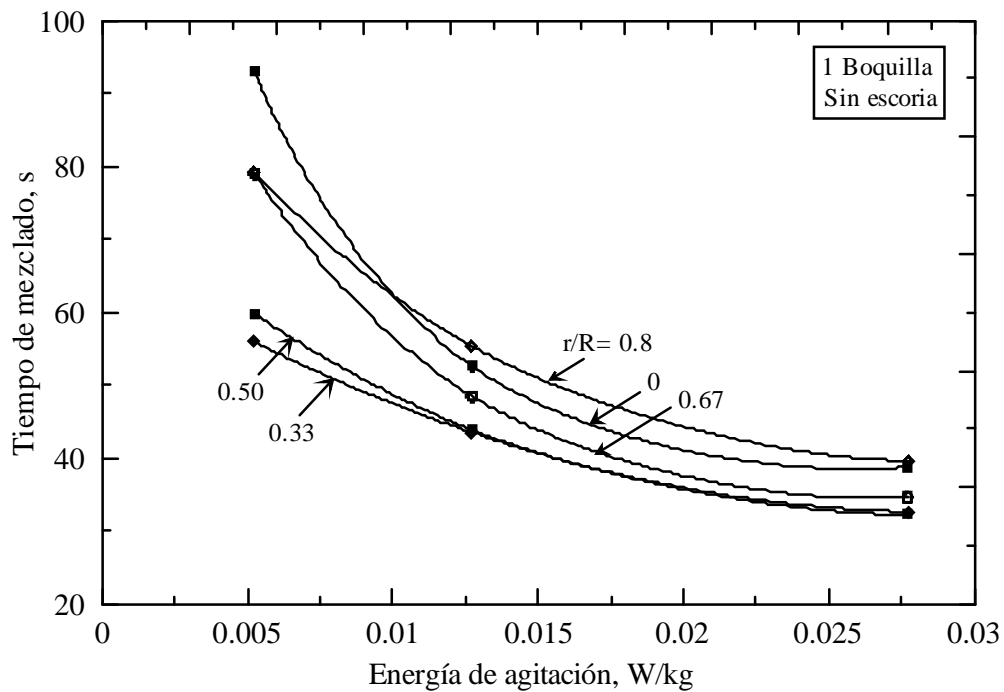
### **3.1.1.4 Efecto del número de boquillas.**

La **Figura 33** muestra el efecto del número de boquillas sobre el tiempo de mezclado en tres diferentes posiciones radiales de las boquillas (0.33R, 0.5R y 0.66R). Los flujos de gas utilizados en la parte experimental fueron 7, 17 y 37 l/min. En esta figura las líneas punteadas y las líneas continuas representan los casos con y sin escoria respectivamente. A velocidades de flujo de gas grandes o moderadas el tiempo de mezclado aumenta ligeramente con un aumento en el número de boquillas. Sin embargo, este incremento es pequeño y en algunos casos disminuye ligeramente el tiempo de mezclado con un incremento en el número de boquillas. A bajos flujos de gas hay un comportamiento opuesto cuando el número de boquillas aumenta. En la posición radial de la boquilla de 0.33R hay un tiempo máximo de mezclado con dos boquillas, sin embargo, para la posición radial de la boquilla de 0.66R hay un mínimo en el tiempo de mezclado también para dos boquillas.

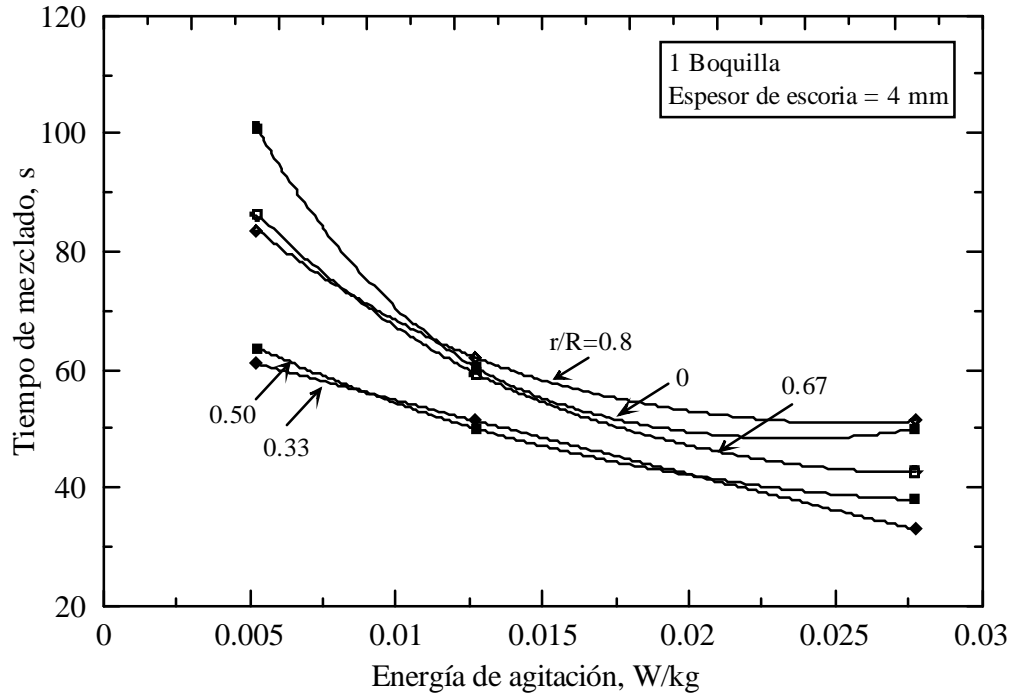
Sería de esperar que al aumentar el número de boquillas el número de bucles de circulación también aumentarían. Estos bucles de circulación son aparentemente independientes el uno del otro, por lo tanto la transferencia de masa por convección es baja de un bucle de circulación a otro. Solo la difusión turbulenta permite la mayor transferencia de masa de un bucle a otro, entonces al aumentar el número de boquillas, el mezclado podría verse afectado negativamente. Este comportamiento podría explicar los experimentos llevados a cabo a medianos y altos flujos de gas, ya que el tiempo de mezclado aumenta con un

aumento en el número de boquillas. Sin embargo a bajos flujos de gas parece que el efecto combinado de la posición radial de la boquilla, el flujo de gas y el número de boquillas hace más complicado para aislar el efecto del número de boquillas en el tiempo de mezclado.

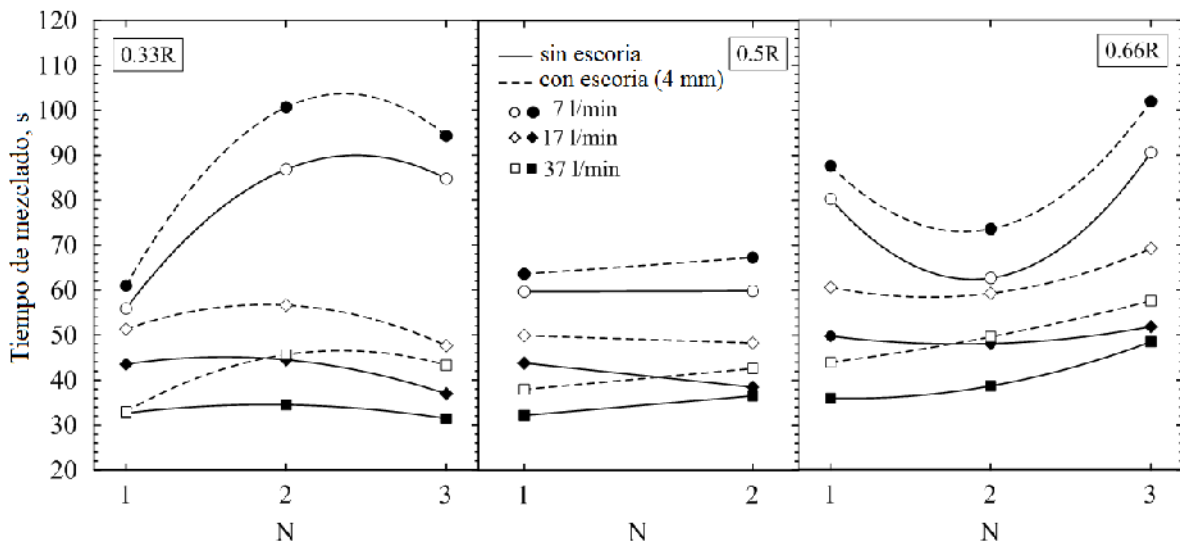
La posición radial de la boquilla hace que cambie el volumen del bucle de circulación. Si dos boquillas se encuentran cerca del centro o cerca de la pared, solo se crea un bucle para cada boquilla. En otras posiciones intermedias, como  $0.5R$ , se crean dos bucles de circulación para cada boquilla. En una posición radial de la boquilla de  $0.5R$ , el volumen del líquido en el bucle de circulación es uniforme, en contraste con otras posiciones radiales de la boquilla, donde el volumen en cada bucle de circulación es diferente.



**Figura 31.** Relación entre la energía de agitación y el tiempo de mezclado para una boquilla en diferentes posiciones radiales sin capa de escoria.



**Figura 32.** Relación entre la energía de agitación y el tiempo de mezclado para una boquilla en diferentes posiciones radiales con capa de escoria.



**Figura 33.** Efecto del número de boquillas (N) sobre el tiempo de mezclado en tres diferentes posiciones radiales de las boquillas y tres flujos de gas, con y sin escoria.

Zhu y colaboradores<sup>44)</sup>, así como Ramírez-Argáez<sup>113)</sup> han descrito previamente el tiempo de mezclado como una función del número de boquillas, y reportan un aumento en el tiempo

de mezclado con el aumento en el número de boquillas. Las siguientes ecuaciones resumen sus resultados:

$$= 8.52 \tau^{-0.33} N^{0.33} \quad (\text{Ec. 26})$$

$$= 3.41 W^{0.3} Q^{-0.25} N^{0.4} (r/R)^{-0.12} (H/D)^{-0.44} \quad (\text{Ec. 27})$$

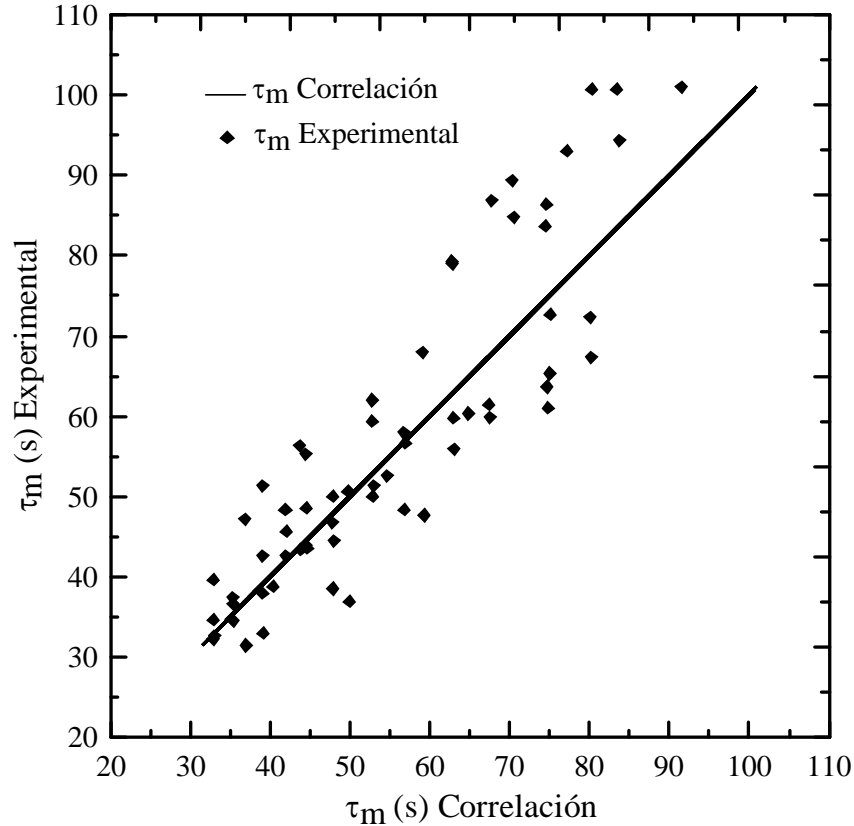
Donde:  $\tau$  representa el tiempo de mezclado en segundos,  $E$  es la energía de agitación en watts/kg,  $N$  es el número de boquillas,  $W$  representa la masa en kg,  $Q$  es el flujo de gas en l/s,  $r/R$  es la posición radial de la boquilla y  $H/D$  es la relación entre la altura y el diámetro del seno del líquido.

### 3.1.1.5 Ecuación general.

La ecuación general que resume los efectos combinados del número de boquillas ( $N$ ), la cantidad de entrada de energía específica ( $E$ ) (definida por Mazumdar<sup>35</sup>) y en función del flujo de gas, ( $Q$ ), la posición radial de la boquilla ( $r/R$ ), y la capa de escoria en forma adimensional ( $h_s/H$ , donde  $h_s$  es el espesor del aceite en mm y  $H$  es la profundidad del líquido en mm), fue desarrollada utilizando el software Statgraphics con un coeficiente de correlación de 0.8. Esta correlación (Ec. 28) expresa el tiempo de mezclado como una función de variables adimensionales universales que pueden ser utilizada para cualquier sistema o bien para modelos físicos, hornos ollas industriales ya que también incluye el efecto de la capa de escoria.

$$= 9.83 N^{0.1025} E^{-0.364} \left(\frac{r}{R}\right)^{-0.0051} \left(\frac{h_s}{H}\right)^{0.004} \quad (\text{Ec. 28})$$

La ecuación 28 indica que el tiempo de mezclado disminuye al disminuir el número de boquillas, con la disminución de la capa de escoria, con el aumento de la cantidad de entrada de energía específica (o el aumento del flujo de gas) y con el aumento en la posición radial de la boquilla. El flujo de gas a través de la variable  $Q$ , es la variable que más influye en el tiempo de mezclado para promover un buen mezclado. Por el contrario, el efecto de la posición radial de la boquilla y la capa de escoria en esta ecuación son menos importantes, debido al bajo valor de los exponentes (-0.0051 y 0.004 respectivamente). La **Figura 34** muestra la relación entre los valores predichos y los experimentales. El exponente asociado con el número de boquillas es pequeño (0.1025), una indicación de que el tiempo de mezclado aumenta ligeramente con un aumento en el número de boquillas.



**Figura 34.** Relación entre los valores predichos y experimentales en el tiempo de mezclado.

### 3.1.2 Energía de agitación consumida por la capa de escoria.

La energía mecánica total de entrada es debido a la inyección de gas por el fondo y es consumida por la interacción con diferentes zonas del sistema como son el líquido, capa superior de escoria y las paredes del horno olla. Idealmente, sería deseable que esta energía fuera consumida por el movimiento de las fases líquidas (acero y escoria), que incluye interacciones en las fases gas-líquido dentro de la pluma ascendente, el movimiento turbulento dentro de los circuitos de recirculación, la interacción entre el seno del líquido y la capa superior (acero y escoria) y el movimiento de la escoria en la superficie. Además de estos mecanismos, la formación del spout, y la interacción líquido-paredes completan los mecanismos de consumo de la energía de agitación. Estos mecanismos se representan en la siguiente ecuación:

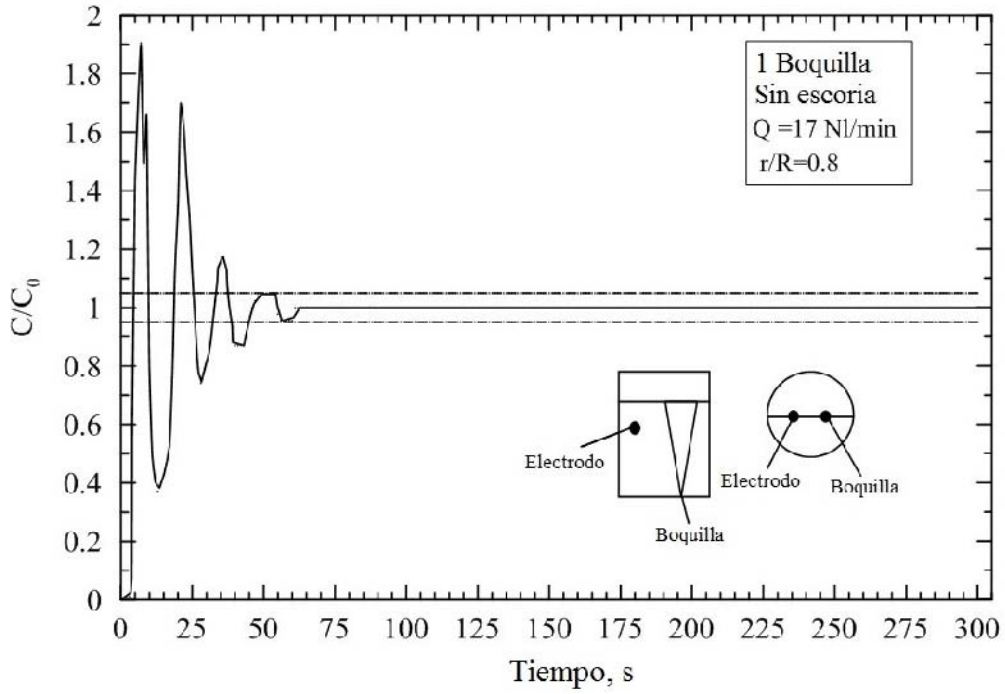
$$E_{\text{Plume}} + E_{\text{TRC}} + E_{\text{Slag}} + E_{\text{Surface}} + E_{\text{Wall}} = 1 \quad (\text{Ec. 29})$$

Donde:  $E_{\text{plume}}$  representa una fracción de la energía total consumida por la interacción entre las burbujas y el líquido,  $E_{\text{TRC}}$  representa la fracción de la energía consumida por el movimiento turbulento de los circuitos de recirculación,  $E_{\text{Slag}}$  es la fracción de energía consumida por la capa superior,  $E_{\text{Surface}}$  incluye la fracción de la energía consumida por el

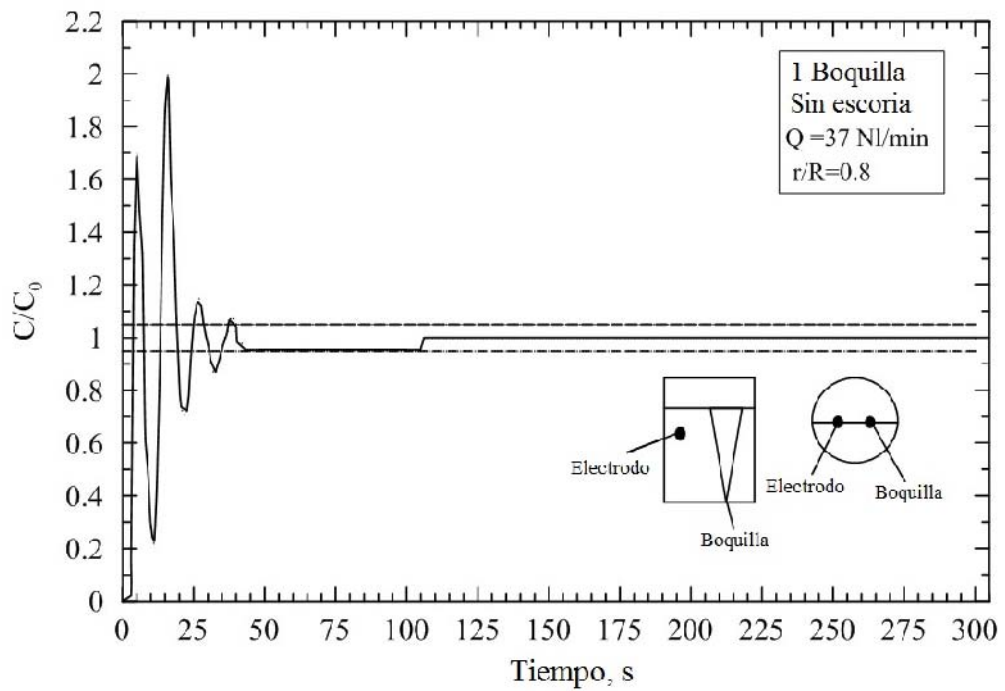
movimiento de la superficie libre, así como la formación del spout y  $E_{wall}$  es la fracción de la energía consumida por la interacción entre el líquido y las paredes.

Mazumdar y Guthrie<sup>30)</sup> reportaron previamente valores para los mecanismos de disipación de energía, para casos de inyección de gas axisimétrico. Su análisis sugiere que la capa de escoria en la parte superior consume aproximadamente de 9-19% de la energía de agitación. El valor máximo corresponde a las condiciones donde se desprecia el movimiento de la superficie libre de la escoria y la formación del spout debido a una capa muy gruesa de escoria, del orden del 7% de la altura de la escoria. Con el fin de calcular la energía disipada por la capa de escoria en este trabajo, se usó un procedimiento similar al propuesto por estos investigadores, para ello fue necesario obtener datos sobre la velocidad promedio de recirculación del líquido.

La velocidad promedio de recirculación del líquido, se obtuvo a partir de una señal de concentración descrita en las **Figuras 35-36**, la cual se obtuvo mediante una selección adecuada de la posición del electrodo para la medición de pH. Si el electrodo se coloca en un punto fuera del circuito principal de recirculación, por ejemplo, en una zona muerta, los cambios de la señal de concentración, corresponderán a un mecanismo dominante por difusión, representado por un incremento continuo en la concentración, sin embargo, si la posición del electrodo corresponde a un mecanismo convectivo dominante, la señal de concentración oscila periódicamente. Se observó que el tiempo transcurrido entre los picos en la señal de concentración fue relativamente constante en cada experimento. Este tiempo fue asociado con el tiempo que tarda el trazador para completar una vuelta completa a lo largo del circuito. Si el circuito se asume que tiene una forma de elipse, es posible estimar la velocidad media utilizando los datos de concentración como una función del tiempo. En todos los casos, se añadió el trazador en uno de los circuitos de recirculación más grandes.



**Figura 35.** Evolución de concentración con el tiempo, para un flujo de gas de 17 NL/min



**Figura 36.** Evolución de concentración con el tiempo, para un flujo de gas de 37 NL/min

La velocidad promedio se calculó de la siguiente forma:

$$\bar{U} = \frac{\text{ellipse perimeter}}{\text{time}} = \frac{(a+b) \left( 1 + \frac{1}{4} + \frac{1}{64} + \frac{1}{256} + \dots \right)}{t_r} \quad (\text{Ec. 30})$$

Donde  $\bar{U}$  representa la velocidad promedio,  $a$  es el semieje mayor,  $b$  es el semieje menor,  $t_r$  es el tiempo promedio para que el trazador de una vuelta completa en el circuito de recirculación y  $\omega$  se define de la siguiente manera:

$$\omega = \frac{a - b}{a + b}$$

En el procedimiento empleado por Mazumdar y Guthrie<sup>30</sup>) los términos  $E_{\text{Plume}}$  y  $E_{\text{TRC}}$  se calcularon utilizando las siguientes expresiones:

$$E_{\text{Plume}} = \frac{1.05 Q^{0.2}}{(3.8Q^{0.33}H^{0.25}R^{-0.58} + 1.05Q^{0.2})} \quad (\text{Ec. 31})$$

$$E_{\text{TRC}} = 0.618\bar{U}^4 R^{2.33} Q^{-1.33} H^{-1.0} \quad (\text{Ec. 32})$$

Donde  $Q$  es el flujo de gas corregido en el sentido de la altura y la temperatura del líquido en  $\text{m}^3/\text{s}$ ,  $H$  es la altura del líquido en  $\text{m}$ ,  $R$  es el radio del recipiente en  $\text{m}$ , y  $\bar{U}$  es la velocidad promedio de recirculación del baño en  $\text{m/s}$ . Debido a las condiciones de temperatura ambiente, no se requiere una corrección en el flujo de gas.

En ausencia de la capa de escoria en la parte superior y despreciando el movimiento de la superficie en los experimentos realizados con un disco de madera para representar la capa superior, los investigadores calcularon el término  $E_{\text{Wall}}$  de la siguiente manera:

$$E_{\text{Wall}} = \frac{0.5R + H}{R + H} (1 - E_{\text{Plume}} - E_{\text{TRC}}) \quad (\text{Ec. 33})$$

Los valores de  $E_{\text{Wall}}$  se estimaron aproximadamente como 0.4. Con el fin de calcular el término  $E_{\text{Surface}}$ , se utilizaron datos experimentales libres de escoria, obteniendo valores entre 0.06 y 0.09. Finalmente los investigadores previamente calcularon el término  $E_{\text{Slag}}$  limitado para dos condiciones, una corresponde a la presencia de una capa de escoria gruesa y la otra a una capa de escoria delgada. En el primer caso,  $E_{\text{Surface}}$  se ajusta a cero y para el segundo caso se utiliza un valor promedio de 0.075. En tales condiciones, reportaron valores para  $E_{\text{Slag}}$  en un intervalo de 0.09 hasta 0.19.

Las **Tablas 10-11** reportan los resultados obtenidos en este trabajo de tesis usando el procedimiento anterior y la **Figura 37** es una representación esquemática de los resultados para una boquilla en la posición de  $4/5R$ . Se puede observar que la energía disipada por la capa de escoria en la parte superior está en el intervalo de 3-12%. Mazumdar y Guthrie<sup>30</sup>) reportaron valores ligeramente más altos de 9-19%, sin embargo, esto se atribuye a un volumen grande de escoria empleada en sus experimentos. A medida que la disipación de energía aumenta por la capa de escoria en la parte superior, se espera una disminución de la



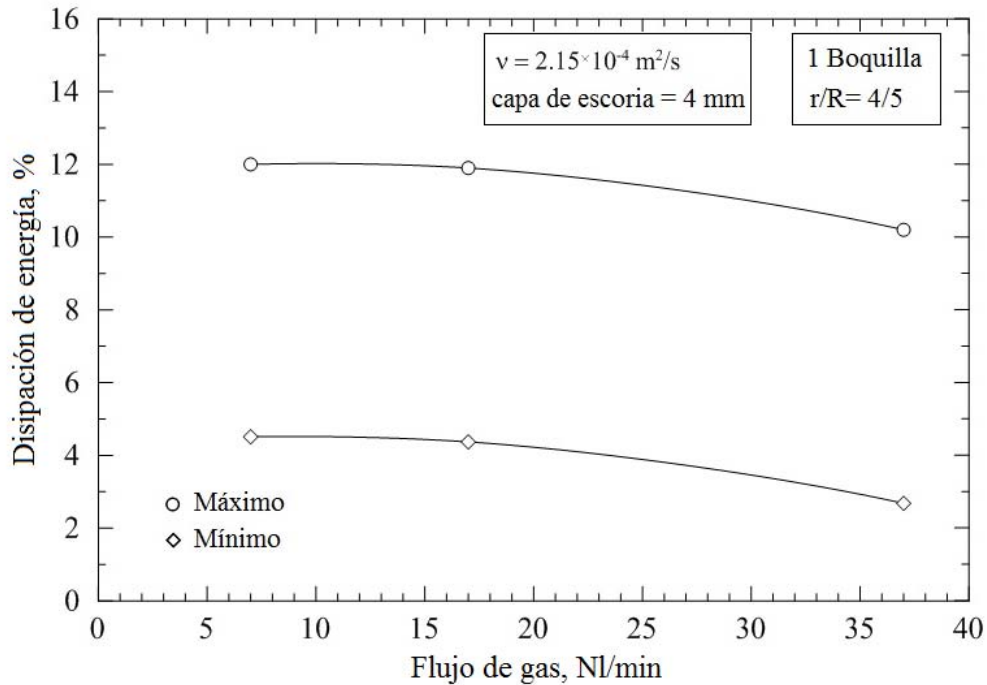
energía disponible para mover el volumen total del líquido, y una disminución en su velocidad promedio. Los datos en las **Tablas 10-11** indican que una capa de escoria superior de 4 mm disminuye la velocidad del líquido de 15-30%, por ejemplo para un flujo de gas de 7 NI/min y una boquilla situada en el centro, la velocidad promedio del líquido disminuye desde 64.5 hasta 45.5 mm/s. También se observa que los valores de disipación de energía a partir de la superficie libre y sin una capa de escoria en la parte superior están en un rango de 8-9%, similar a los de Mazumdar y Guthrie,<sup>30)</sup> que reportan valores en el intervalo de 6-9%.

**Tabla 10.** Valores calculados para la fracción de energía disipada sin escoria

Q m <sup>3</sup> /s × 10 <sup>4</sup>	$\bar{U}$ mm/s	N	r/R	E W/kg	Valores calculados			
					E <sub>TRC</sub>	E <sub>Plume</sub>	E <sub>Surface</sub>	E <sub>Wall</sub>
1.17	64.49	1	0	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.83	88.95	1	0	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	117.26	1	0	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.38
1.17	63.86	1	1/3	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.83	92.83	1	1/3	0.0127	0.26	0.32	0.08	0.34
6.17	124.82	1	1/3	0.0276	0.31	0.29	0.08	0.32
1.17	64.60	1	1/2	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.83	88.61	1	1/2	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	117.79	1	1/2	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.37
1.17	65.14	1	2/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.83	89.57	1	2/3	0.0127	0.23	0.32	0.09	0.37
6.17	119.43	1	2/3	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	63.91	1	4/5	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.83	89.87	1	4/5	0.0127	0.23	0.32	0.09	0.36
6.17	119.83	1	4/5	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	65.02	2	1/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.83	88.98	2	1/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	120.75	2	1/3	0.0276	0.27	0.29	0.09	0.35
1.17	64.00	2	1/2	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.37
0.83	88.89	2	1/2	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	120.01	2	1/2	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	63.56	2	2/3	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.83	88.47	2	2/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.38
6.17	118.91	2	2/3	0.0276	0.25	0.29	0.09	0.37
1.17	65.02	3	1/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.83	88.05	3	1/3	0.0127	0.21	0.32	0.09	0.38
6.17	117.40	3	1/3	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.38
1.17	64.63	3	2/3	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.83	88.49	3	2/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.38
6.17	116.20	3	2/3	0.0276	0.23	0.29	0.09	0.38

**Tabla 11.** Valores calculados para la fracción de energía disipada con escoria

Q m <sup>3</sup> /s × 10 <sup>4</sup>	$\bar{U}$ mm/s	N	r/R	E W/kg	Valores calculados						
					E <sub>TRC</sub>	E <sub>Plume</sub>	E <sub>Surface</sub>		E <sub>Wall</sub>	E <sub>Slag</sub>	
							min	max		min	max
1.17	45.52	1	0	0.0053	0.05	0.34	0	0.08	0.49	0.04	0.12
2.83	70.36	1	0	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	99.22	1	0	0.0278	0.12	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11
1.17	52.81	1	1/3	0.0053	0.09	0.34	0	0.07	0.46	0.04	0.11
2.83	73.82	1	1/3	0.0128	0.10	0.32	0	0.07	0.47	0.04	0.11
6.17	114.42	1	1/3	0.0278	0.21	0.29	0	0.08	0.40	0.02	0.10
1.17	52.70	1	1/2	0.0053	0.09	0.34	0	0.07	0.46	0.04	0.11
2.83	71.52	1	1/2	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	100.12	1	1/2	0.0278	0.13	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11
1.17	48.86	1	2/3	0.0053	0.07	0.34	0	0.08	0.48	0.04	0.12
2.83	74.13	1	2/3	0.0128	0.11	0.32	0	0.07	0.47	0.04	0.11
6.17	107.49	1	2/3	0.0278	0.17	0.29	0	0.08	0.43	0.03	0.11
1.17	57.52	1	4/5	0.0053	0.13	0.34	0	0.07	0.43	0.03	0.10
2.83	79.34	1	4/5	0.0128	0.14	0.32	0	0.08	0.44	0.03	0.11
6.17	106.52	1	4/5	0.0278	0.16	0.29	0	0.08	0.44	0.03	0.11
1.17	44.49	2	1/3	0.0053	0.04	0.34	0	0.08	0.49	0.04	0.12
2.83	67.62	2	1/3	0.0128	0.07	0.32	0	0.08	0.49	0.04	0.12
6.17	93.92	2	1/3	0.0278	0.10	0.29	0	0.08	0.49	0.04	0.12
1.17	50.53	2	1/2	0.0053	0.07	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.83	69.57	2	1/2	0.0128	0.08	0.32	0	0.08	0.49	0.04	0.12
6.17	91.43	2	1/2	0.0278	0.09	0.29	0	0.07	0.50	0.05	0.12
1.17	51.44	2	2/3	0.0053	0.08	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.83	70.44	2	2/3	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	92.16	2	2/3	0.0278	0.09	0.29	0	0.07	0.50	0.05	0.12
1.17	51.23	3	1/3	0.0053	0.08	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.83	70.44	3	1/3	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	93.92	3	1/3	0.0278	0.10	0.29	0	0.08	0.49	0.04	0.12
1.17	55.57	3	2/3	0.0053	0.11	0.34	0	0.08	0.44	0.03	0.11
2.83	76.27	3	2/3	0.0128	0.12	0.32	0	0.07	0.46	0.04	0.11
6.17	100.53	3	2/3	0.0278	0.13	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11












**Figura 37.** Efecto del flujo de gas sobre la energía disipada por la capa de escoria.

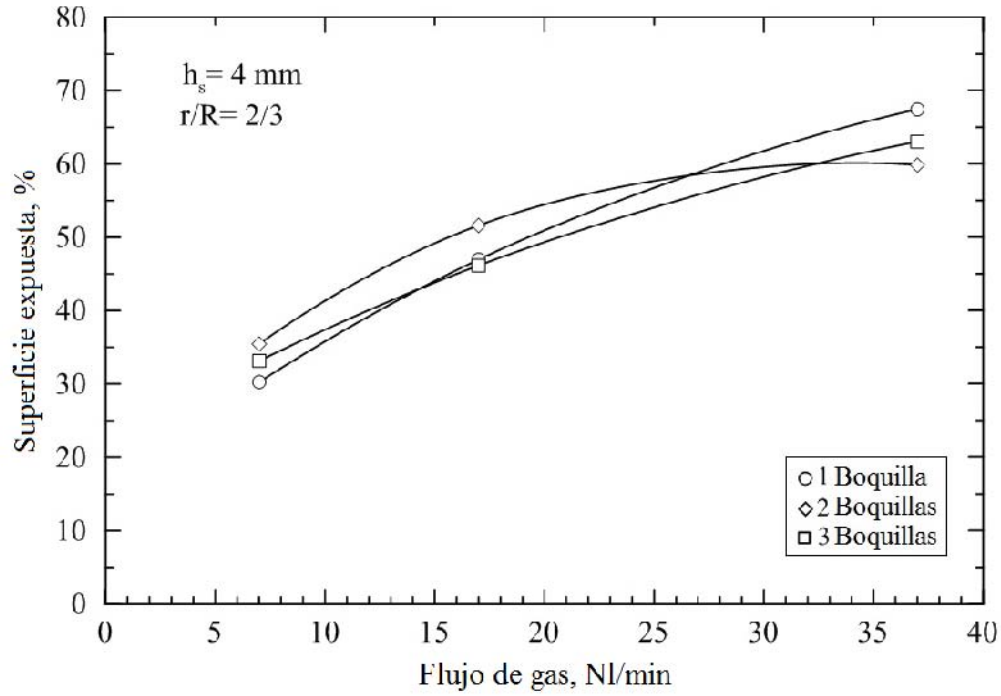
### 3.1.3 Efecto de la escoria sobre el ojo del horno olla y el tiempo de mezclado.

Con el fin de evaluar el efecto del espesor de la escoria y la viscosidad sobre el fenómeno de mezclado, se eligieron tres tipos de aceites con viscosidades diferentes, como se muestra en la **Tabla 3**. Dos aceites corresponden a los aceites de motor y el tercero es aceite de soya. Su viscosidad cinemática varía de 60 hasta  $215 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ , que cubre relaciones realistas de viscosidad entre la escoria y el acero. El espesor de la escoria se varió de 4 a 10 mm, equivalente a 1- 2.5% de la altura total.

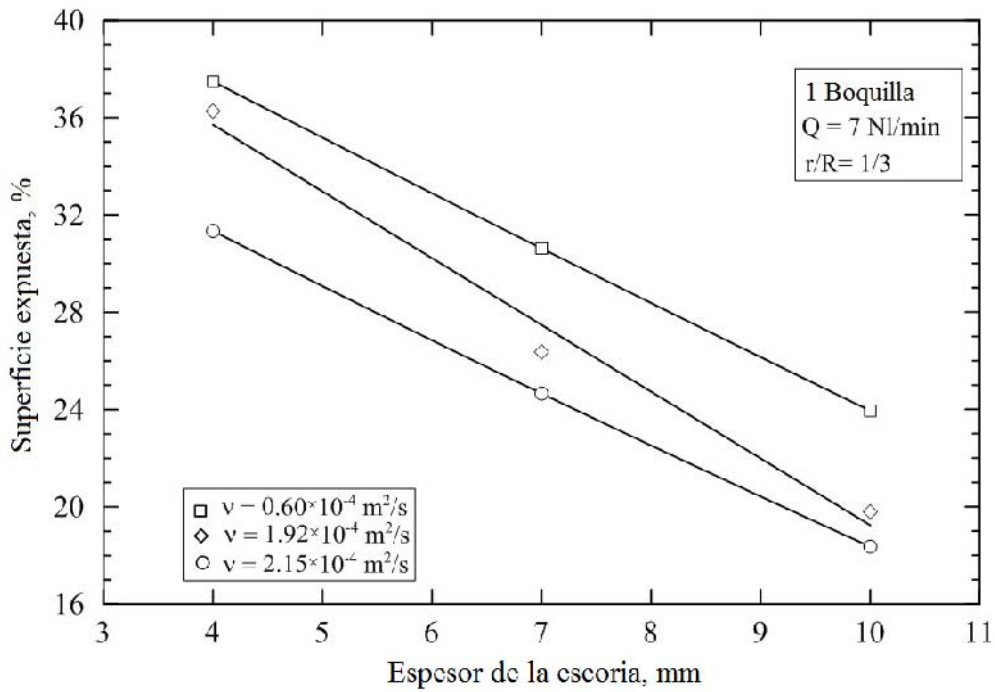
La **Tabla 12** resume los resultados para la superficie expuesta o el ojo del horno olla como una función del flujo de gas para el caso con un espesor de aceite de 4 mm y una boquilla, situada en una posición radial de  $2/3R$ . El área de la superficie expuesta o el ojo del horno olla se midió utilizando un método fotográfico. En cada experimento se tomaron tres fotografías con el fin de obtener un valor promedio. El área expuesta por el ojo del horno olla de cada fotografía fue analizada y finalmente expresada como un porcentaje. Este proceso es preciso debido al alto contraste de color entre el aceite y el agua. Los mismos resultados se ilustran en la **Figura 38**, la cual muestra que a medida que disminuye el espesor de la escoria, la superficie expuesta aumenta linealmente, que al aumentar la viscosidad de la escoria, la superficie expuesta disminuye, y que al aumentar la viscosidad, la superficie expuesta disminuye. Para el propósito de un proceso de refinación más rápido en el horno olla es importante operarlo con escorias relativamente fluidas. Este tipo de escorias es más susceptible a incrementar el área expuesta por el ojo, formado en el horno olla, con el mismo flujo de gas y por lo tanto es más susceptible a la reoxidación del acero.

<b>Tabla 12.</b> Superficie expuesta (%) como una función del flujo de gas, para 1 boquilla situada en 2/3R y un espesor de escoria de 4 mm.				
	Número de boquillas	Flujo (NI/min)		
		7	17	37
Superficie expuesta en % (promedio)	1	30.26	46.97	67.44
	2	35.46	51.62	59.86
	3	33.15	46.15	63.04
Vista superior del ojo en el modelo físico	1			
	2			
	3			

La **Figura 39** muestra el efecto del espesor de escoria sobre la formación del ojo en el horno olla, para una configuración con una boquilla y la boquilla en una posición radial de 1/3 R, flujo de gas de 7 NI/min y escoria con tres viscosidades diferentes usando los ya mencionados aceites de soya y de motor. El espesor de la escoria se incrementó de 4 a 10 mm. Es evidente que un aumento en el espesor, tanto de la escoria y la viscosidad disminuye la superficie expuesta. Una disminución de la superficie expuesta a medida que aumenta el espesor de la escoria, es reportado también por Yonezawa y Schwerdtfeger<sup>57)</sup> y por Maruyama e Iguchi<sup>58)</sup>. En el primer caso el sistema investigado fue aceite de silicón-mercurio, y en el segundo caso fue un sistema de pequeñas bolas de poliestireno-agua.

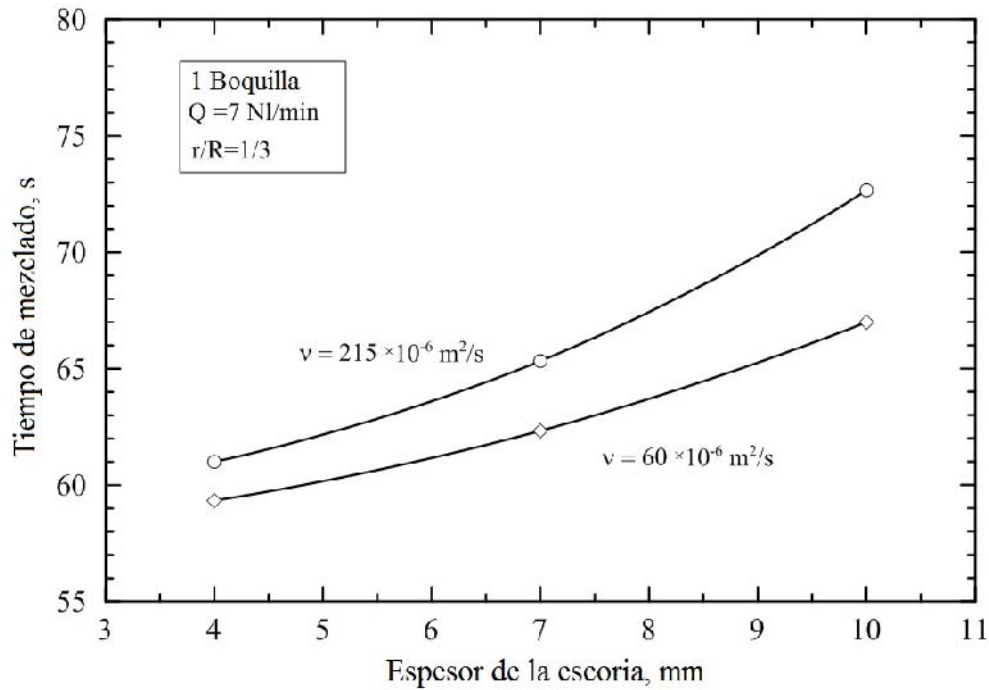


**Figura 38.** Efecto del flujo de gas sobre la superficie expuesta, con una capa de escoria de 4 mm y posición radial de las boquillas en 2/3R.



**Figura 39.** Efecto del espesor de la escoria y viscosidad, sobre la superficie expuesta, para 1 boquilla en posición radial de 1/3R y flujo de gas de 7 l/min.

La **Figura 40** muestra el efecto del espesor de la escoria sobre el tiempo de mezclado. Se muestra que conforme el espesor de escoria y la viscosidad aumentan, el tiempo de mezclado de la fase subyacente también aumenta. Esto es debido a un aumento en la energía consumida por la capa de escoria que se encuentra en la parte superior y que resta la agitación y el mezclado.



**Figura 40.** Efecto del espesor de la escoria y la viscosidad sobre el tiempo de mezclado.

## 3.2 Modelado Matemático

En la segunda parte del capítulo 3 se presentan los resultados y análisis del modelo matemático trifásico acero-escoria-gas. Las variables utilizadas en el modelo matemático fueron: número de tapones (N), flujo de gas (Q), Posición del tapón ( $r/R$ ) y espesor de la escoria ( $h_s/H$ ). Los cálculos se realizaron simulando un horno olla de 250 toneladas y durante el proceso de mezclado los electrodos de recalentamiento permanecieron encendidos.

Los resultados que se presentan de las simulaciones en estado transitorio a los 240 segundos, cuando se alcanza un estado aparentemente estable en lo hidrodinámico, son los campos de velocidad del acero, distribución del gas argón en el acero, distribución de la viscosidad cinemática turbulenta, distribución de la temperatura en el acero, comportamiento de la capa de escoria, diseño estadístico factorial de  $2^4$ , validación del modelo matemático con resultados del modelo físico, y comparación del modelo matemático con un modelo mecanístico para el tamaño del ojo.

### 3.2.1 Campos de velocidad del acero en el horno olla.

Los resultados del modelo matemático muestran los campos de velocidad del acero en el horno olla en el plano de simetría y desde una vista superior, bajo diferentes condiciones como se puede apreciar de la **Figura 41** a la **52**. En estas figuras se puede ver la distribución de velocidades del acero líquido por la inyección de gas argón por el fondo del horno olla. En general se puede apreciar en el punto de inyección del gas, un flujo ascendente, provocado por el ascenso de las burbujas de gas, generando un arrastre del acero líquido, formando una pluma que a medida que sube, esta se expande, y teniendo un cambio de dirección al llegar a la parte superior generando una recirculación bien definido del fluido. En la **Figura 41** se tienen cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo (Q) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), en cada caso se observan dos patrones de recirculación que convergen cuando el flujo del acero líquido va hacia abajo y al centro del horno olla ( $r/R=0$ ), interfiriendo entre ellos y haciéndose independientes. El ángulo que se forma entre los patrones de recirculación en la parte superior central es mayor cuando se tiene un espesor de escoria del 4% ( $h_s$ ), convergiendo en un ángulo casi perpendicular. En general, es decir para todos los casos analizados, el acero está más agitado con Q alto y  $h_s$  bajo, mientras que la escoria se ve con mayores velocidades con Q alto y  $h_s$  alta. Se puede observar que la forma de las recirculaciones que se forman, son circulares en los patrones de recirculación cuando se tiene un espesor de escoria del 4% ( $h_s$ ). Cuando se tiene un espesor de escoria del 1% ( $h_s$ ) las recirculaciones tienen forma ovalada. En cada tapón se forma otra recirculación hacia la pared del horno olla, de menor tamaño que los del centro, esto se debe a que la pluma está muy cerca de la pared, impidiendo que se desarrolle un patrón de recirculación bien definido. En los casos que se tiene un espesor de 1% de escoria, en la parte final de la pluma se puede apreciar

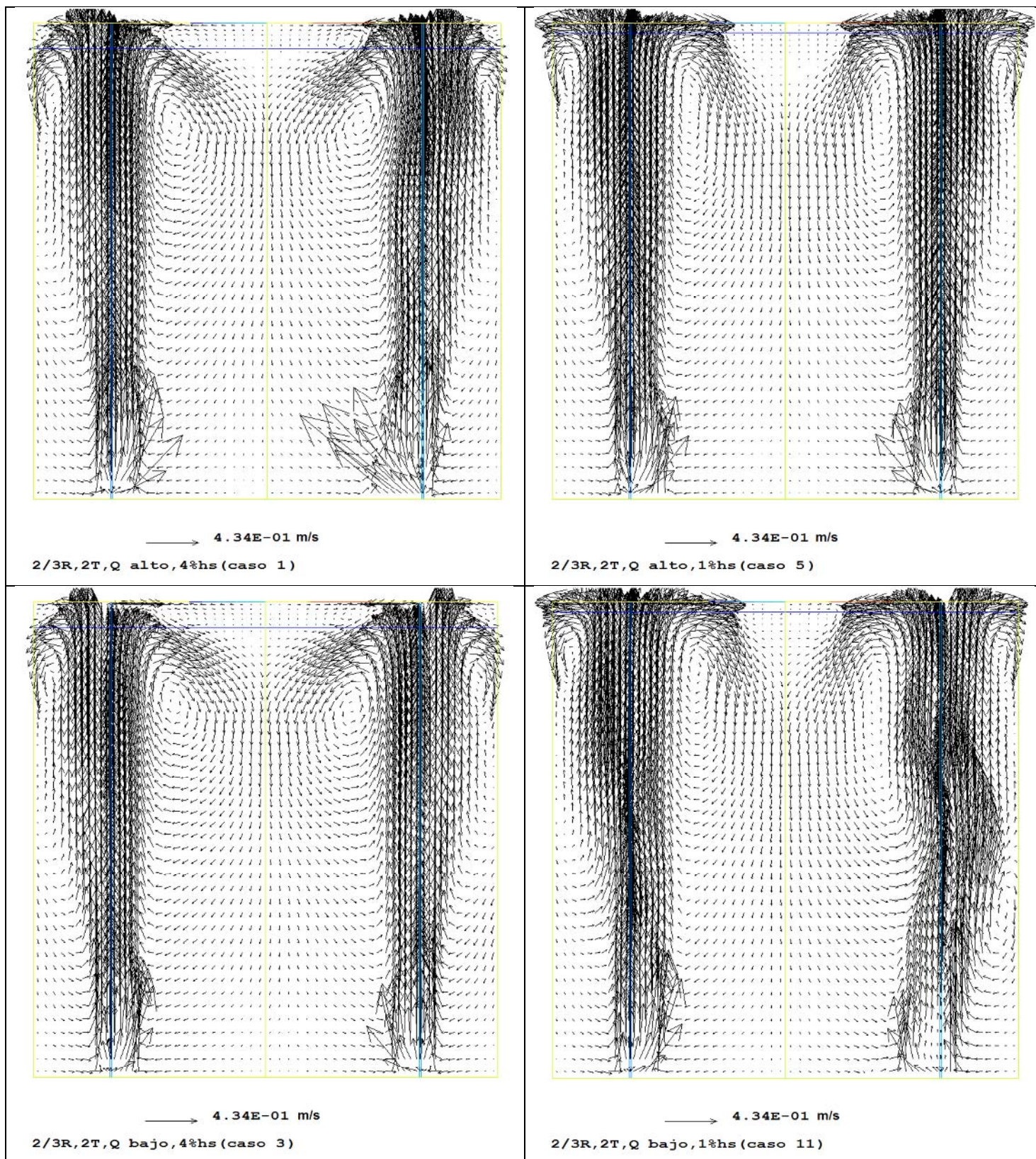
como esta zona es mayor y tiene velocidades más altas y cuenta también con recirculaciones en contrasentido de las formadas en el acero. Se puede observar que la zona más amplia con menor velocidad del acero líquido se presenta en el fondo y al centro ( $r/R=0$ ) del horno olla, esto se da en la zona más alejada de los tapones y donde esta menos desarrollada la pluma. En la **Figura 42** se presentan cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). En estos casos se observan dos recirculaciones bien desarrolladas hacia la pared del horno olla. Estos patrones de recirculación están más separados e independientes que para los casos de dos tapones con  $r/R=2/3$ . Las 2 recirculaciones en la parte central de la olla que aparecían con tapones a  $r/R=2/3$  van reduciéndose en tamaño quedando situadas en la parte superior y eventualmente (con bajo flujo y bajo espesor de escoria) casi desaparece. El ángulo que se forma entre el patrón de recirculación y la pared del horno olla es mayor cuando se tiene un espesor de escoria del 4% ( $h_s$ ). Igual que en los casos de la **Figura 41**, la forma de las recirculaciones formadas son más circulares cuando se tiene un espesor de escoria del 4% ( $h_s$ ). Como los tapones están muy cerca uno de otro, en la línea central del horno olla, no se forma un patrón de recirculación bien definido ya que las plumas desarrolladas en la parte superior están muy cercanas entre sí, arrastrando al acero líquido hacia arriba todo el tiempo. Se puede observar que la zona más amplia con menor velocidad del acero líquido (zona muerta) se presenta en el fondo y cerca de la pared ( $r/R=1$ ) del horno olla. En la **Figura 43** se presentan cuatro casos de estudio con un solo tapón en posición de  $r/R=2/3$ , variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), en cada caso se observa un patrón de recirculación bien desarrollado en sentido de las manecillas del reloj que abarca la mayor parte del horno olla, mientras que del lado opuesto se forma otra recirculación que no está bien desarrollada debido a que está muy cerca de la pared del horno olla. Se puede observar que la zona más amplia con menor velocidad del acero líquido (zona muerta) se presenta en el fondo y opuesta a la posición del tapón. A diferencia de los casos con dos tapones mostrados en las **Figuras 41-42**, con 1 solo tapón, la escoria se ve con mayor movimiento que con 2 tapones. Cuando se comparan los patrones de flujo con escoria mostrados en la **Figura 43** con los patrones de flujo sin escoria (ver **Figura 72**), se nota que la escoria frena al acero, provocando que el ojo de la circulación quede muy cerca de la pluma, a diferencia de la circulación sin escoria que queda más al centro, lo que indica que la escoria baja mucho la agitación en ollas burbujeadas con gas. De hecho, al aumentar el espesor de la capa de escoria este ojo queda más abajo y más pegado a la pluma, ya que el acero baja muy cerca de la superficie libre como producto de la fricción con esta capa de escoria y conforme baja este espesor de escoria, el acero se aleja radialmente más de la pluma al sentir menos freno por la menor fricción con la escoria y consecuentemente el ojo queda más alejado de la pluma y más arriba. En la **Figura 44** se presentan cuatro casos de estudio con un tapón en posición de  $r/R=1/3$ , variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). En cada caso se observan dos patrones de recirculación bien desarrollados, el más pequeño es aquel que se encuentra más cercano a la pared del horno olla, mientras que del lado opuesto se forma un patrón de recirculación de mayor tamaño. Se puede observar que la zona más



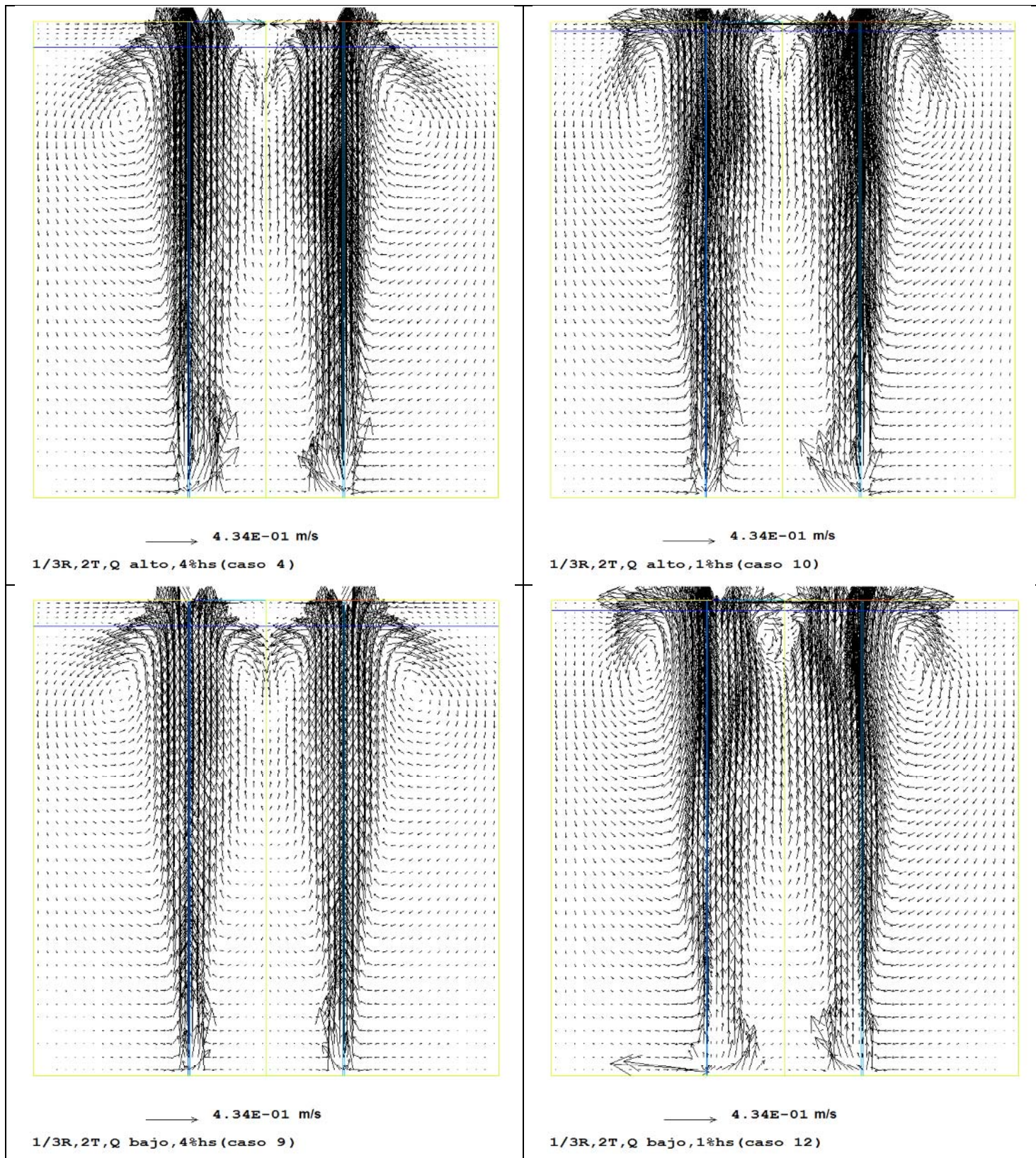
amplia con menor velocidad del acero líquido (zona muerta) se presenta en el patrón de recirculación más grande en el fondo y cercano a la pared del horno olla. También se aprecian los ojos de estas recirculaciones más arriba y despegados de la pluma con 1% de escoria y más abajo y pegada a la pluma con mayor cantidad de escoria. Las **Figuras 45 y 49** muestra la vista superior en el plano sobre la superficie libre y en el plano de la interface acero escoria respectivamente, de cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar que el gas al arrastrar al acero líquido en forma ascendente, hasta la parte superior, este cambia de dirección en forma radial, observándose en esta zona la mayor velocidad del acero (**Figura 45**). También se puede apreciar en esta vista superior como la dirección de la escoria es opuesta a la del acero, pero de menor magnitud debido a su alta viscosidad, esto se debe a que existe una interacción en la interface acero-escoria, donde el acero transfiere movimiento a la escoria durante la recirculación del acero (**Figura 49**), la escoria que está en contacto con el acero tiene la misma dirección generando también una recirculación de la escoria y la dirección de esta escoria cambia al llegar a la pared del horno olla o al chocar con un flujo de escoria que va en otra dirección. Al aumentar el espesor de la escoria se nota más movimiento en esta fase y menor velocidad en el acero lo que confirma la mayor transferencia de cantidad de movimiento y al bajar el flujo de gas bajan las velocidades en ambas fases, aunque el efecto del espesor de escoria es mucho más notorio que el del flujo. Las **Figuras 46 y 50** muestra la vista superior sobre la superficie libre y en el plano de la interface acero escoria respectivamente, de cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar, al igual que con los tapones colocados a  $2/3R$ , que el acero que asciende y forma el ojo abriendo la escoria fluye radialmente a mucha mayor velocidad que la escoria viscosa (**Figura 46**), y también se puede apreciar en esta vista superior como la dirección de la escoria es opuesta a la del acero, como resultado de la interacción en la interface acero-escoria, donde el acero transfiere movimiento a la escoria durante la recirculación del acero (**Figura 50**), la escoria que está en contacto en esa interfase con el acero tiene la misma dirección generando también una recirculación de la escoria y la dirección de esta escoria cambia al llegar a la pared del horno olla o al chocar con un flujo de escoria que va en otra dirección. En este caso, al estar más cerca los tapones uno del otro, hay más interacción entre las plumas de gas y los ojos se juntan, especialmente con espesores con 1% de escoria tanto para alto como para bajo flujo de gas. También es notoria la complejidad de los patrones de flujo en la escoria, apreciándose hasta cuatro circulaciones distintas y cuya complejidad se incrementa con 1% de escoria. Las **Figuras 47 y 51** muestra la vista superior sobre la superficie libre y en el plano de la interface acero escoria respectivamente, de cuatro casos de estudio con un tapón en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Otra vez se aprecia el acero moviéndose radialmente al llegar a la superficie libre y la escoria moviéndose en dirección contraria al acero con menor velocidad por ser muy viscosa esta fase (**Figura 47**), mientras que en la interfase acero-escoria (**Figura 51**), la escoria que está en contacto con el acero tiene la misma dirección

generando también una recirculación de la escoria y la dirección de esta escoria cambia al llegar a la pared del horno olla o al chocar con un flujo de escoria que va en otra dirección. Se puede observar que tanto para un flujo alto o bajo y un espesor de 1% de escoria, se tiene una mayor zona con las velocidades de acero más grandes que en todos los casos anteriores, y esto se localiza muy cerca de la pared del horno olla, esto puede provocar la erosión del refractario. También en este caso de un tapón son muy notorias recirculaciones de escoria sobre todo con 1% donde en la intercara acero escoria, la escoria se mueve sobre las paredes alejándose de la pluma y al chocar en el centro regresan a la pluma por el ecuador de la figura, mientras que en la superficie libre la escoria cerca de centro y de las paredes se mueven hacia la pluma (o el ojo) y al chocar con este se alejan creando circulaciones muy complejas. En el caso de un tapón con flujos altos los ojos pierden su forma circular por interactuar con la pared lateral.

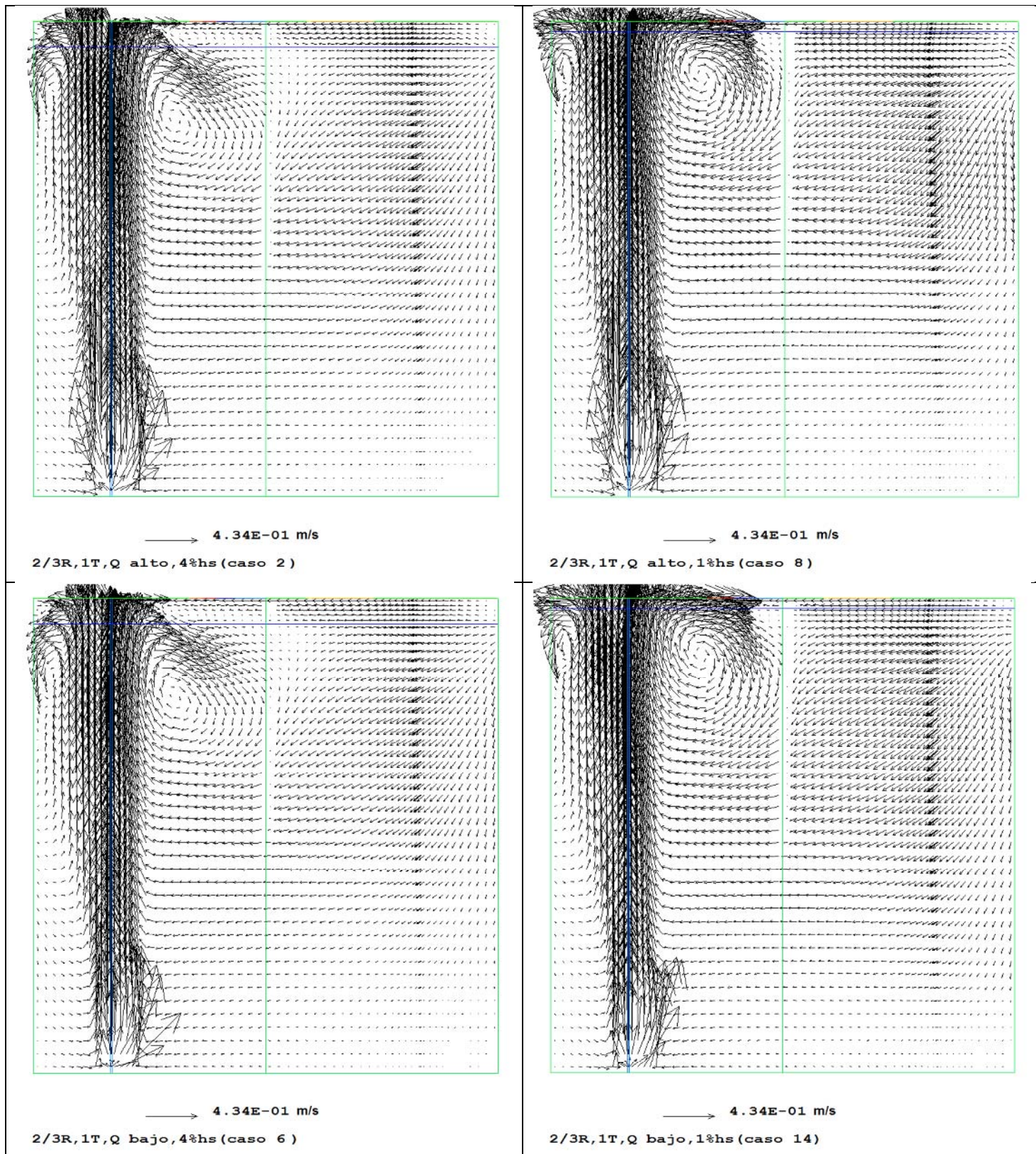
Las **Figuras 48** y **52** muestra la vista superior sobre la superficie libre y en el plano de la interface acero escoria respectivamente, de cuatro casos de estudio con un tapón en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Nuevamente se repite el movimiento de acero radial en la superficie libre (**Figura 48**), también se puede apreciar nuevamente en esta superficie libre como la dirección de la escoria es opuesta a la del acero de menor magnitud por la interacción en la interface acero-escoria, donde el acero transfiere movimiento a la escoria durante la recirculación del acero (**Figura 52**), donde la escoria que está en contacto con el acero tiene la misma dirección generando también una recirculación de la escoria y la dirección de esta escoria cambia al llegar a la pared del horno olla o al chocar con un flujo de escoria que va en otra dirección. Otra característica en todos los casos es que el acero se mueve radialmente al llegar a la superficie libre, pero se mueve más rápidamente hacia el centro que hacia la pared de la olla.



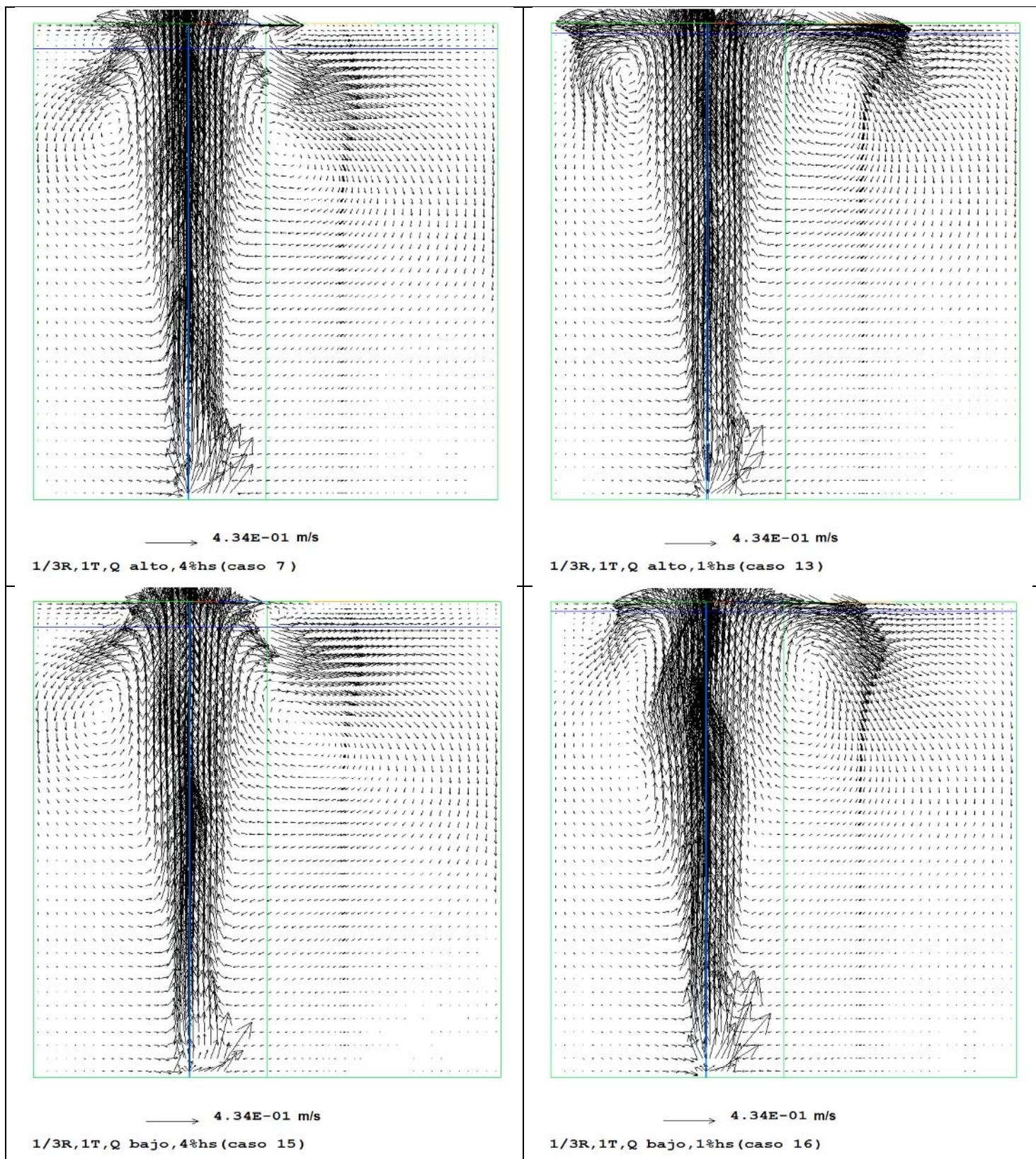
**Figura 41.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



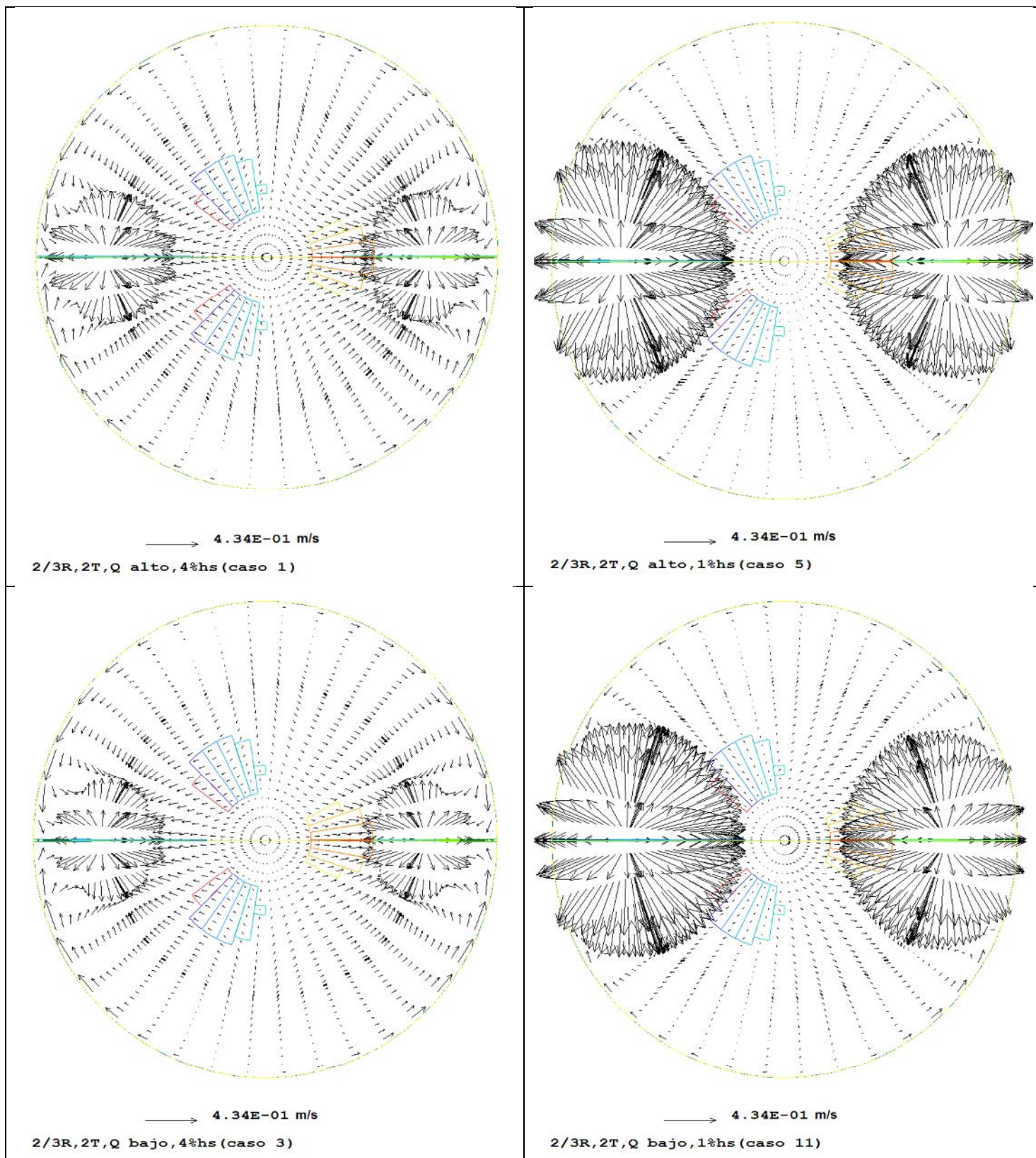
**Figura 42.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



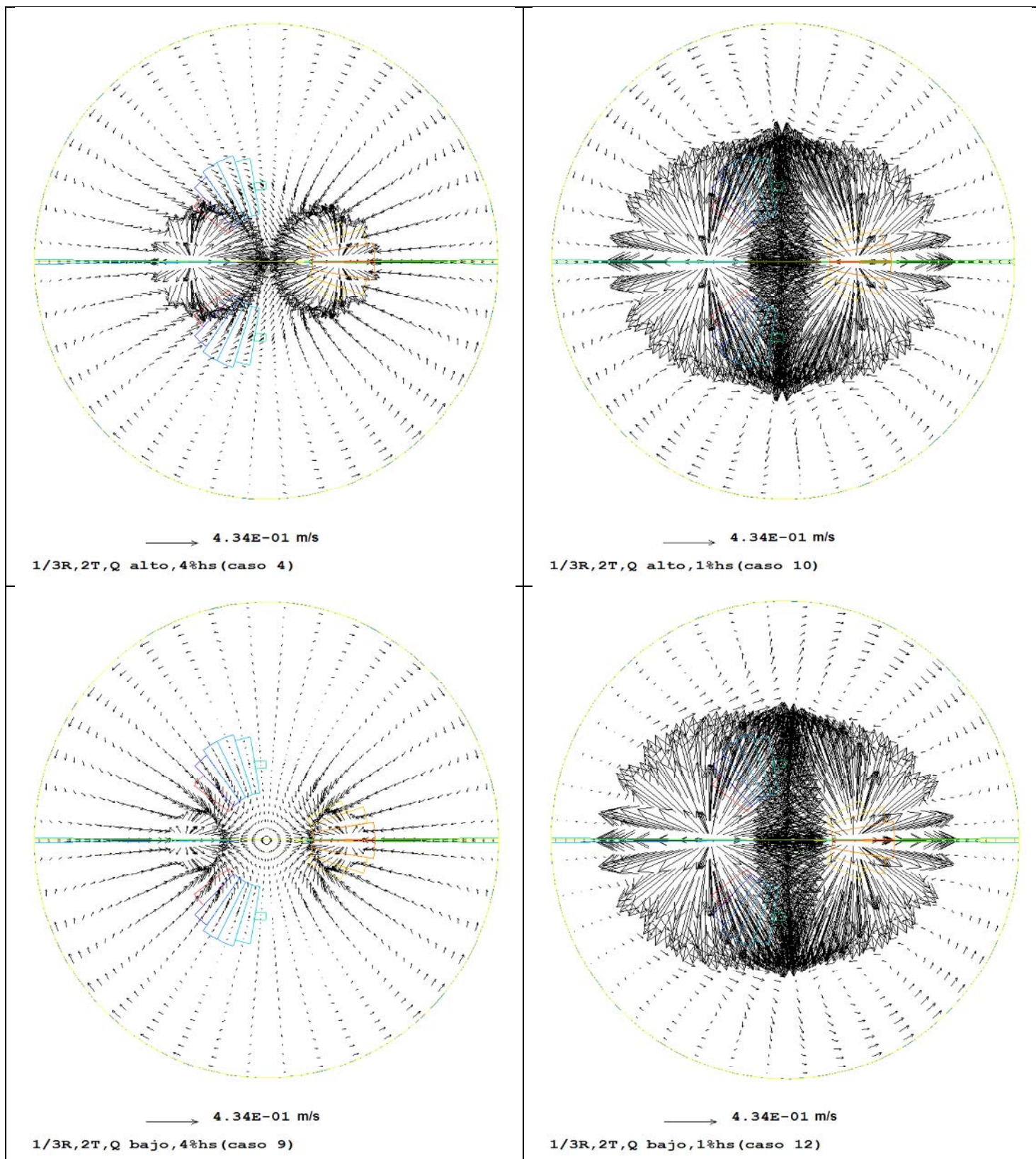
**Figura 43.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones ( $T$ ), flujo ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



**Figura 44.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

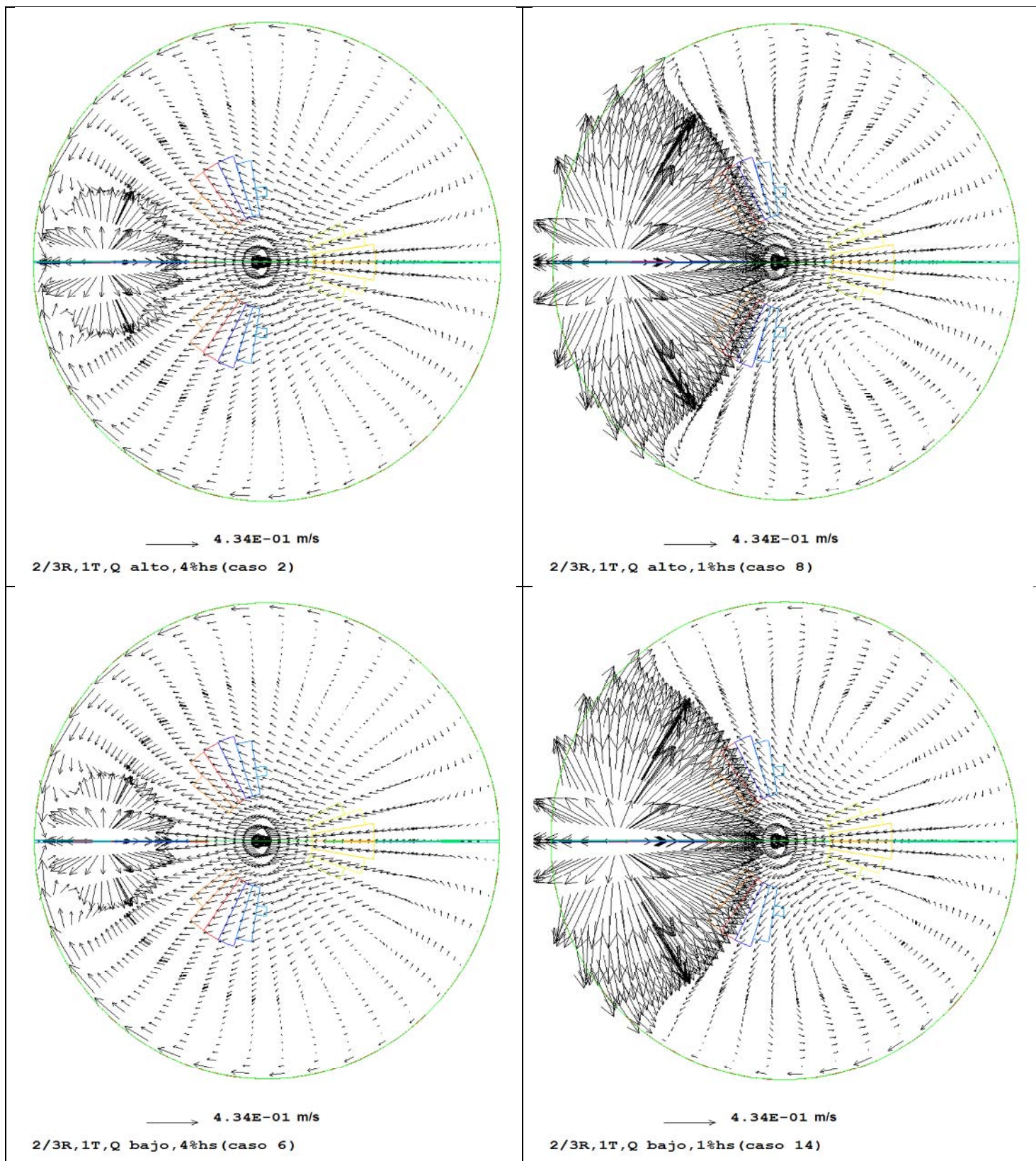


**Figura 45.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones ( $T$ ), flujo ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

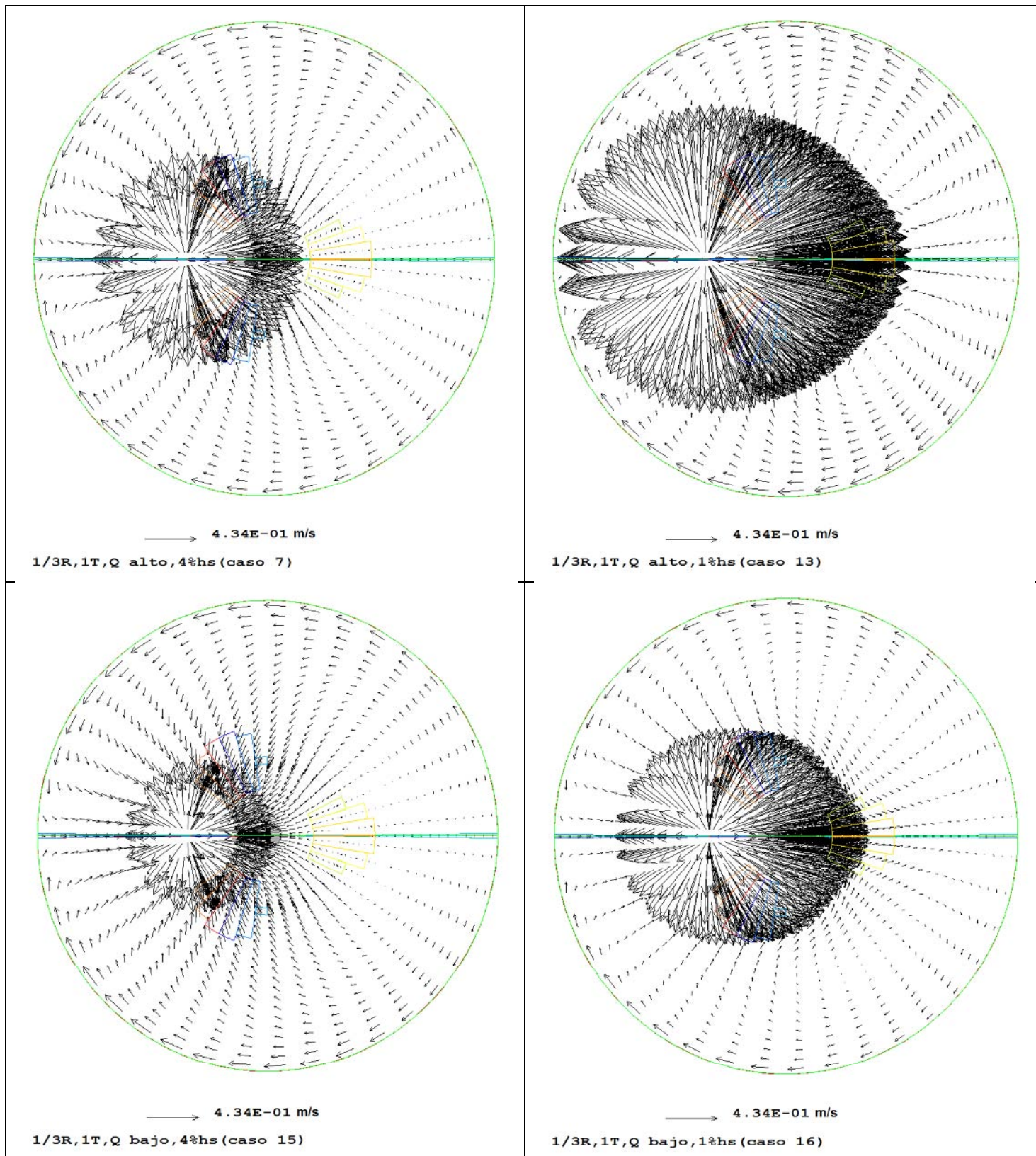


**Figura 46.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

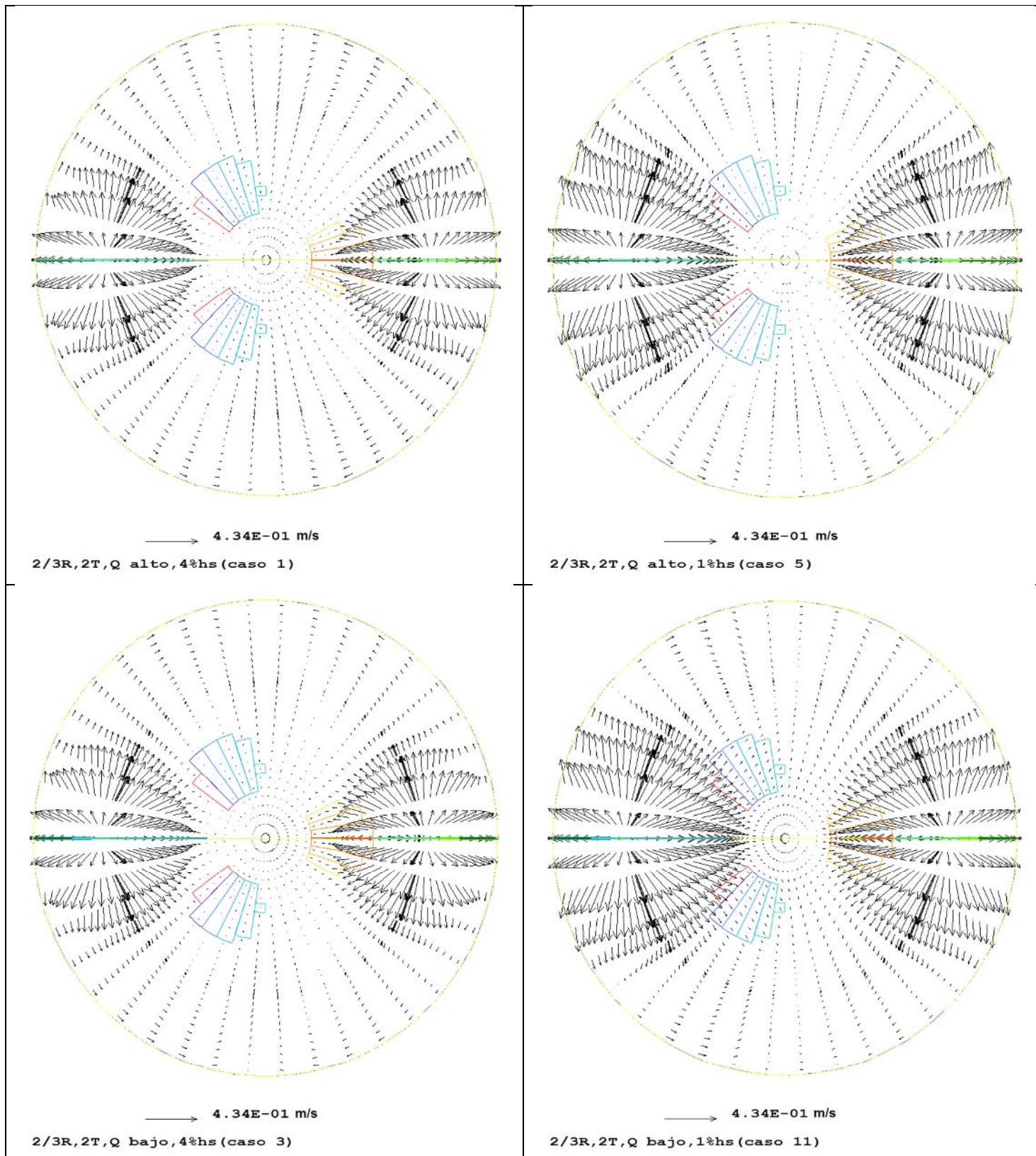




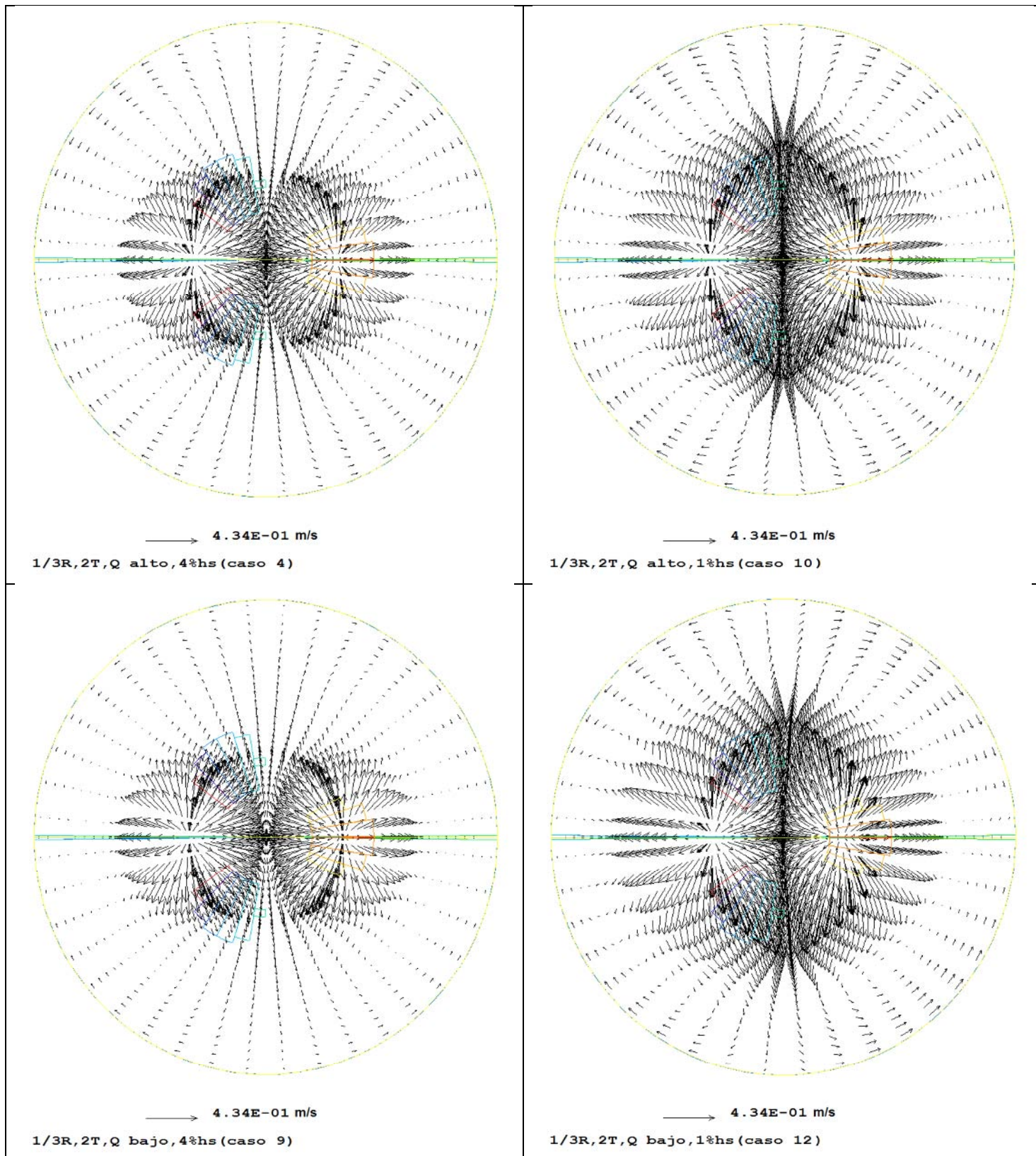
**Figura 47.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



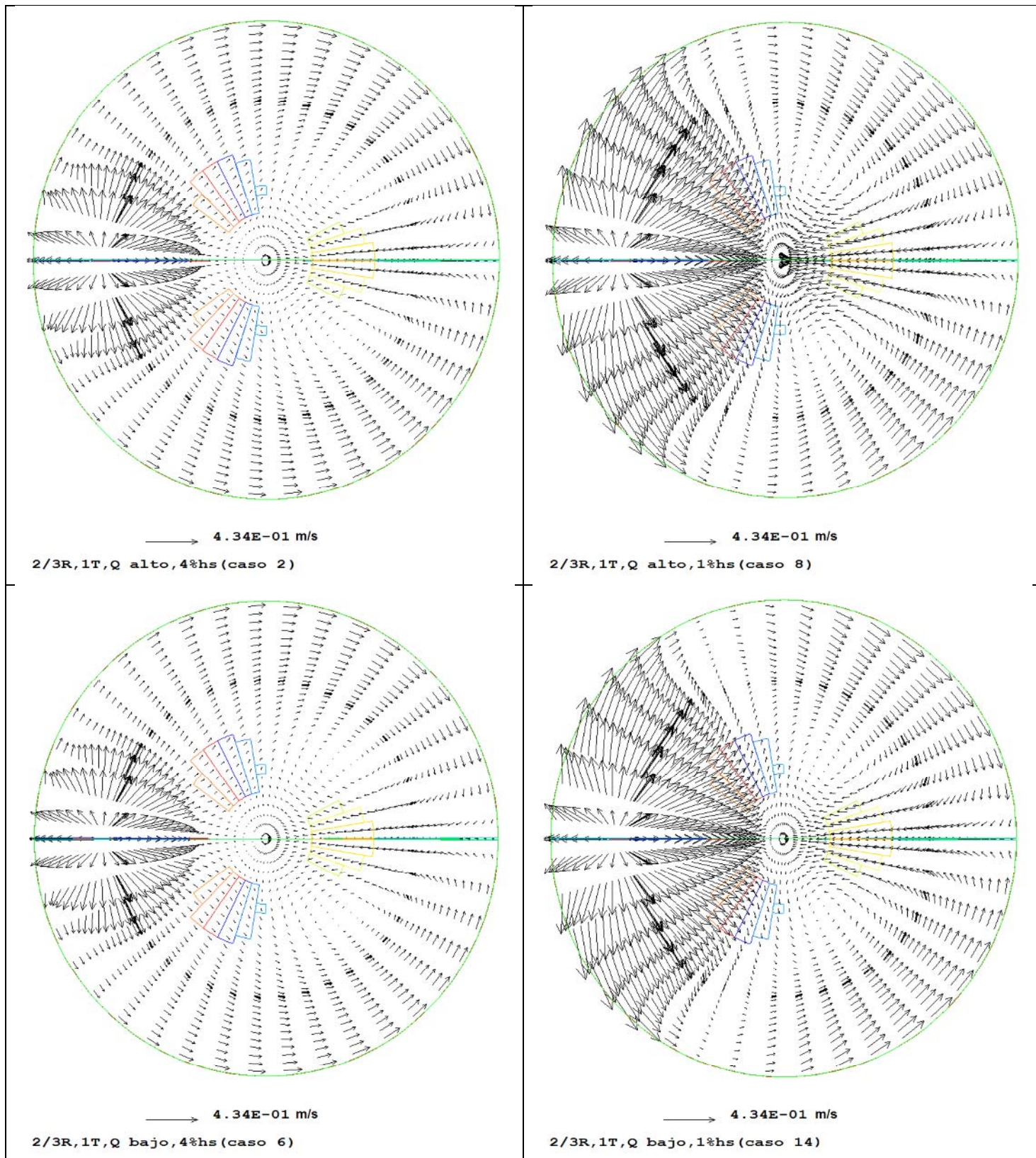
**Figura 48.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



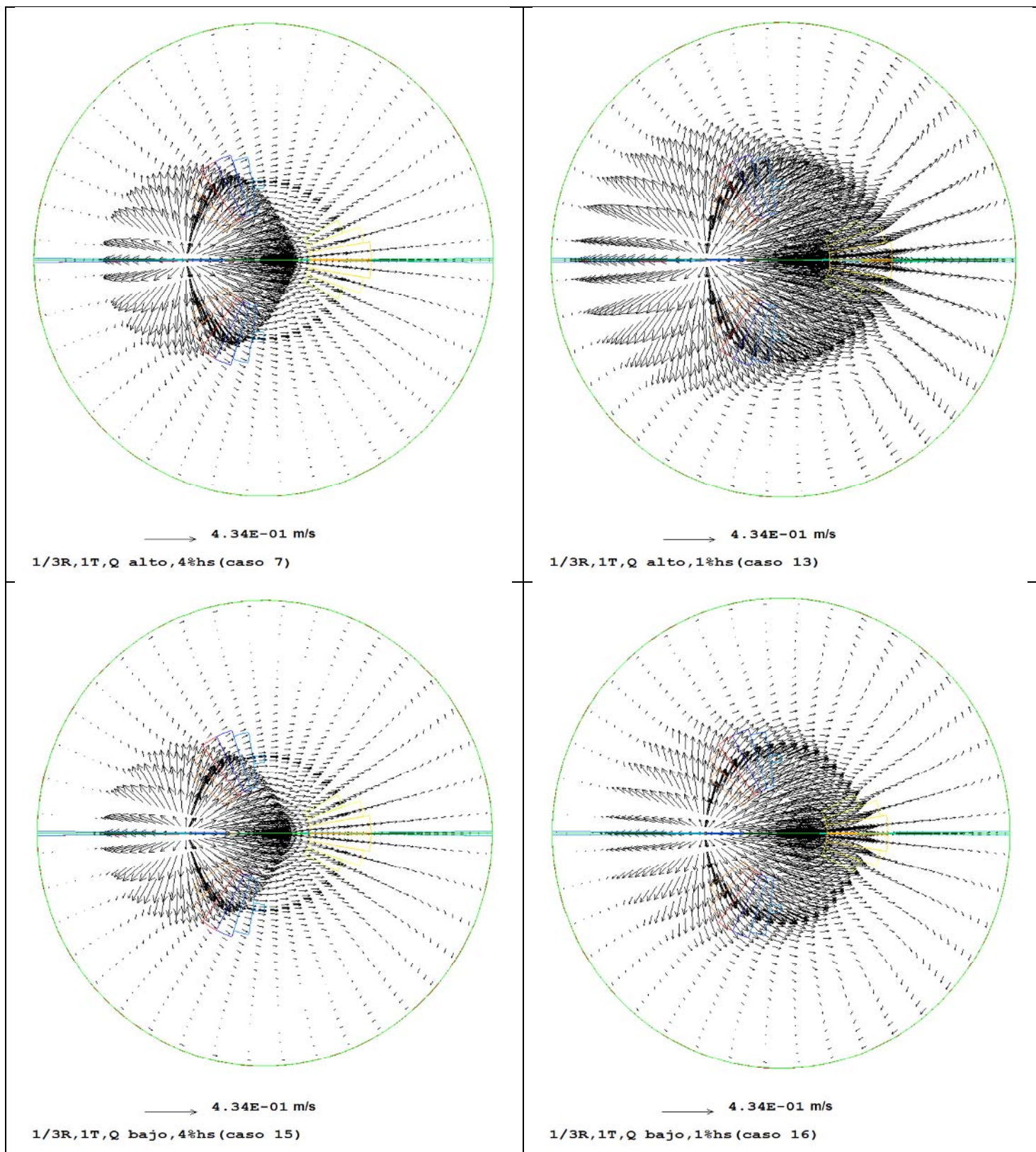
**Figura 49.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



**Figura 50.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



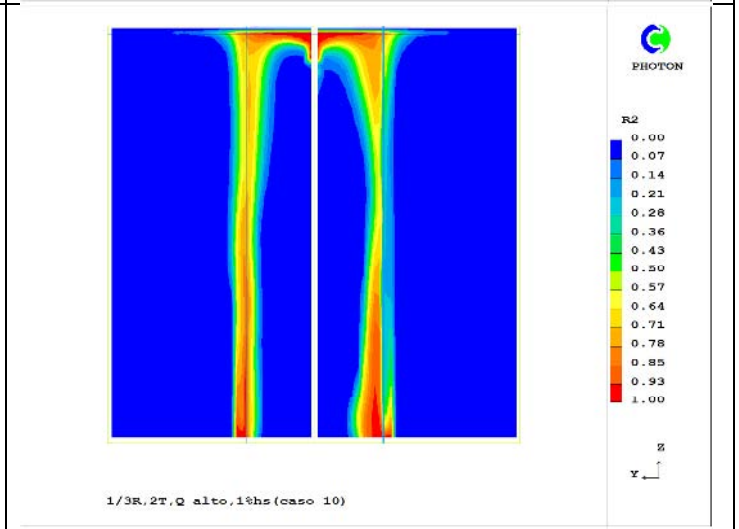
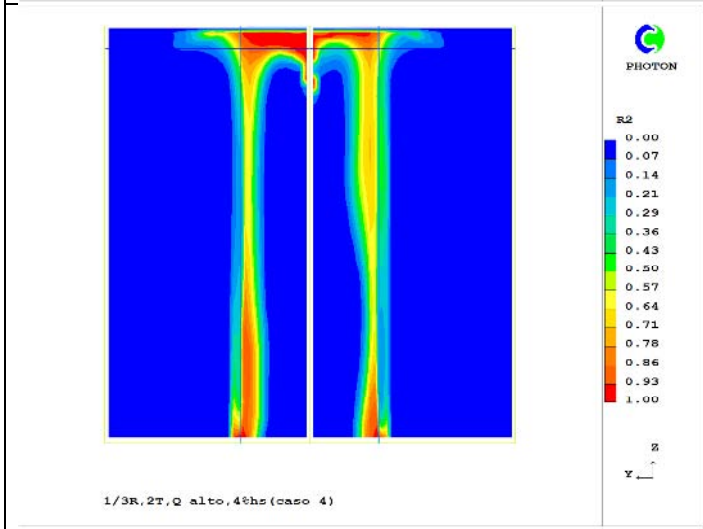
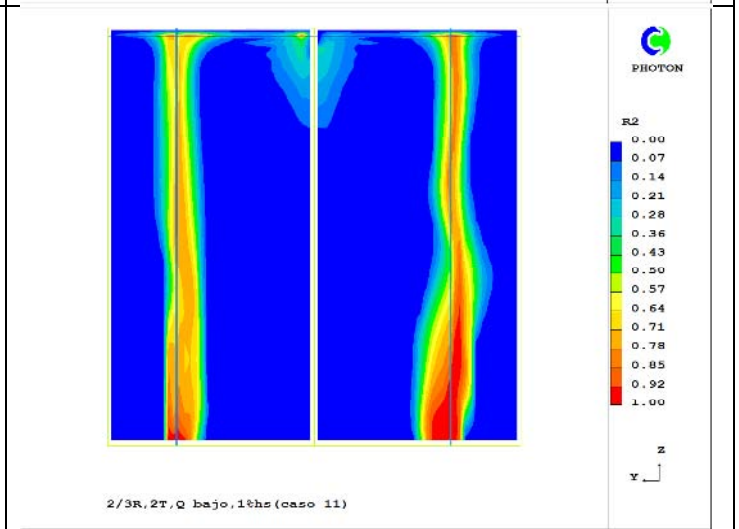
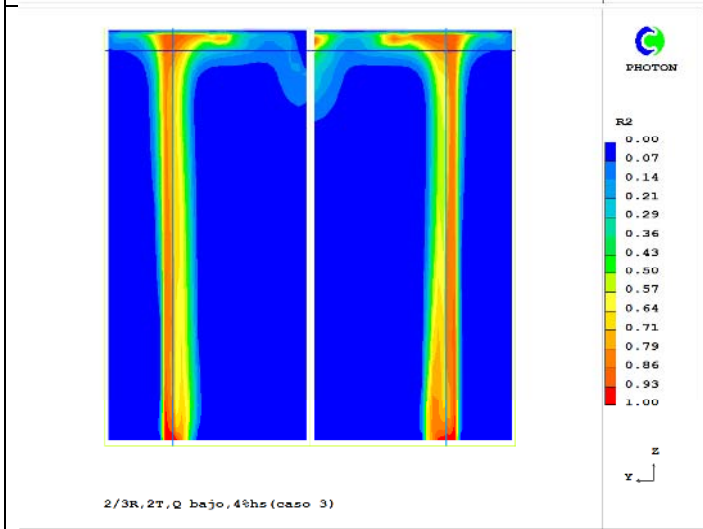
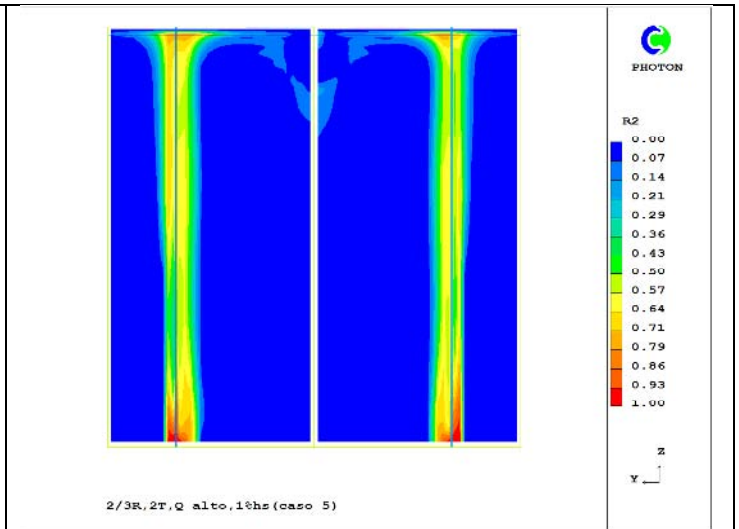
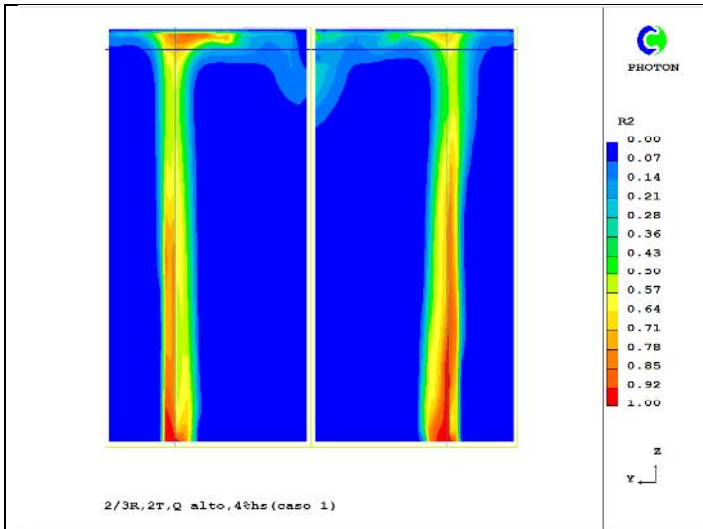
**Figura 51.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



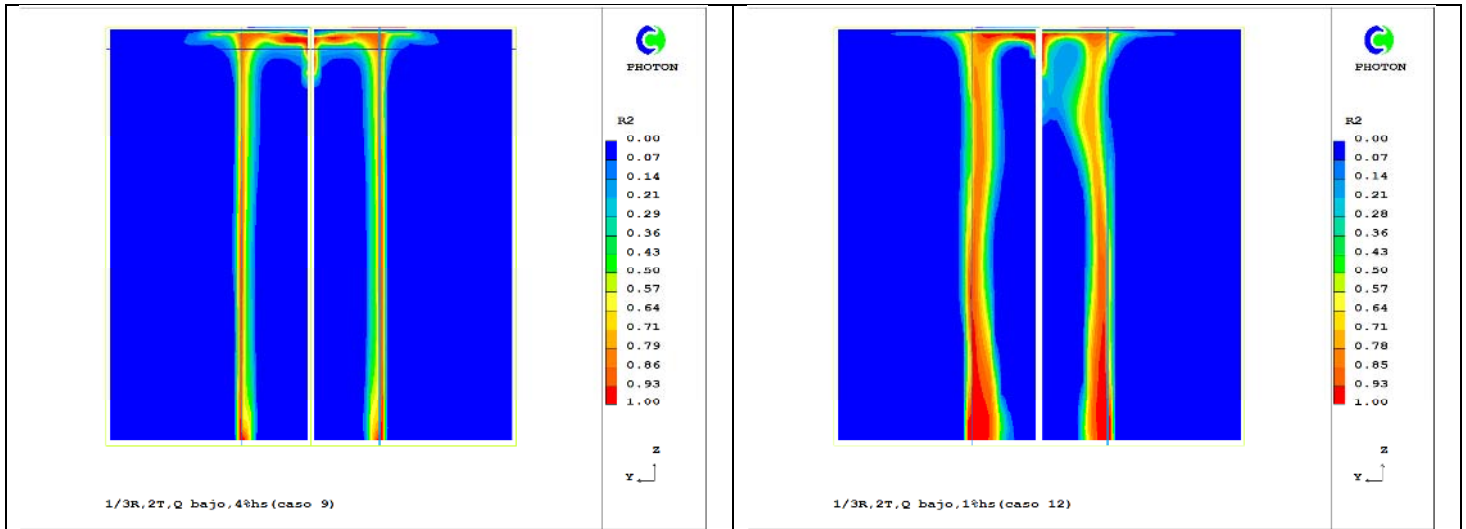
**Figura 52.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones ( $T$ ), flujo ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

### 3.2.2 Distribución del gas argón en el acero.

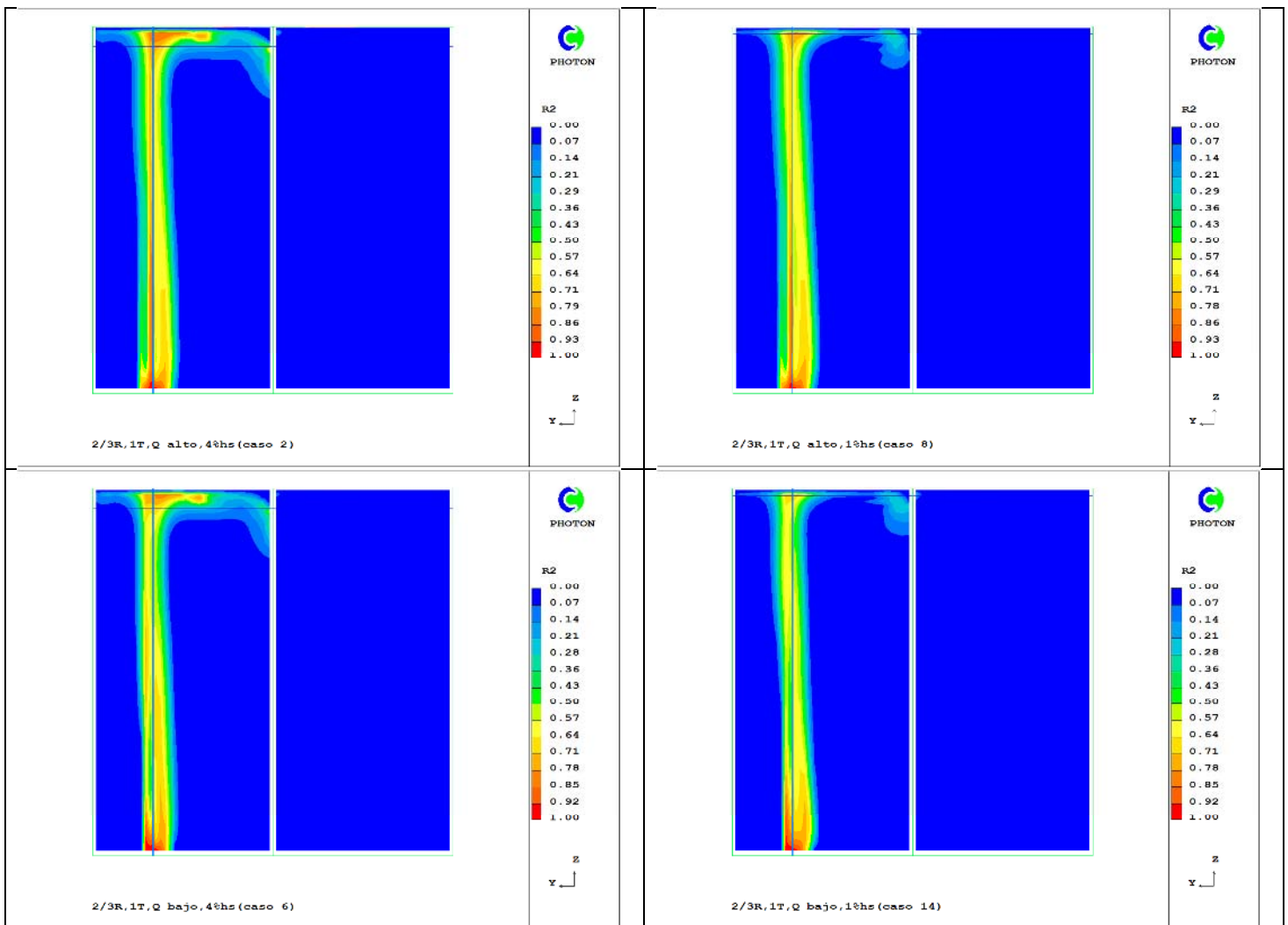
La distribución del gas argón inyectado en el horno olla se presenta de la **Figuras 53** a la **54**. Se puede observar que al inyectar el gas argón por el fondo, se forma una columna de gas-agua (pluma) que asciende hasta la superficie libre, en esta columna se puede ver la fracción de gas presente (R2) según la escala de colores mostrada. En la simulación matemática no se obtuvo una pluma como resulta en los modelos físicos, de agua-aire, esta pluma debería expandirse a medida que asciende hasta la superficie libre (de la **Figura 41** a la **44** se presentan los diferentes casos del modelo matemático mostrando las velocidades del acero líquido que tienen la forma típica de una pluma). Se puede observar en estas columnas que la fracción de gas es mayor siempre en la parte donde se inyecta el gas (tapones) y en la parte final de la columna, en la primera es porque no ha alcanzado la velocidad terminal de la burbuja y en la segunda se puede apreciar que siempre termina con forma cónica, esto se debe a que el gas está abriendo la escoria y consumiendo cierta cantidad energía cinética ya que tiene diferentes propiedades físicas que el acero líquido, exponiendo al acero a la atmosfera o superficie libre llamado comúnmente ojo. Para los casos que tienen un espesor de escoria del 4% ( $h_s$ ), este cono tiene una longitud mayor en el eje Z, y la fracción del gas es mayor (R2). Con dos tapones, las plumas de gas interactúan más entre ellas (inclusive se deforman) mientras más cerca están una de la otra ( $1/3R$ ) y con menos escoria ( $h_s=1\%$ ).

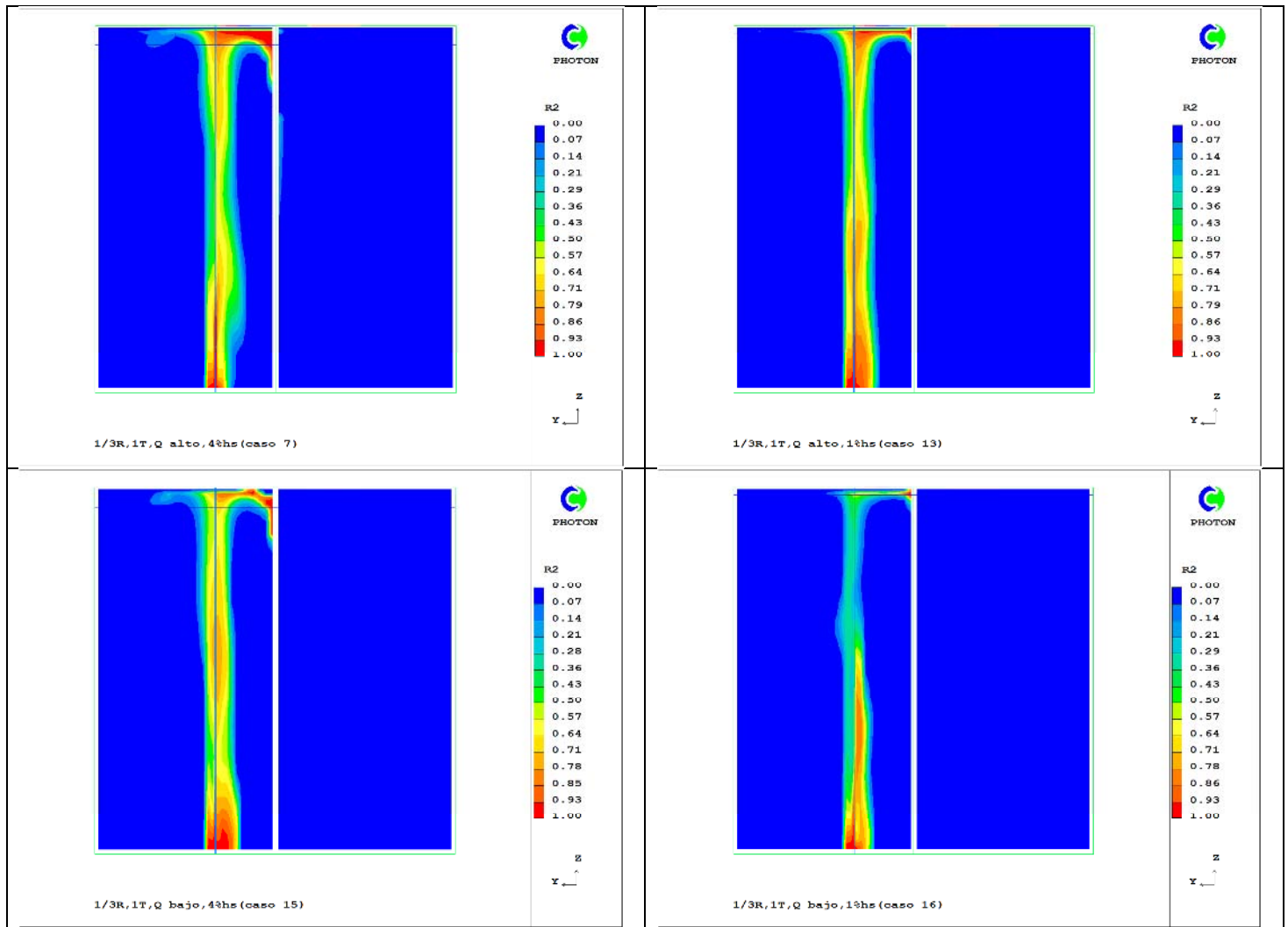






**Figura 53.** Distribución del gas argón en el plano de simetría del horno olla, con dos tapones (2T) bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).





**Figura 54.** Distribución del gas argón en el plano de simetría del horno olla, con un tapón (1T) bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

### 3.2.3 Distribución de la viscosidad cinemática turbulenta en el acero.

Los resultados del modelo matemático muestran la distribución de la viscosidad cinemática turbulenta en el horno olla ( $v_t$ ) tanto en el acero como en la escoria, en el plano de simetría y desde una vista superior sobre la superficie libre, bajo diferentes condiciones. Estos resultados se pueden ver en las **Figuras 55** a la **58**. La viscosidad cinemática turbulenta, permite saber cómo está distribuida la turbulencia en el acero y en la escoria, debido a la inyección de gas argón por el fondo, y entre mejor este distribuida ésta y mayor sea su valor (ENUT es el nombre en PHOENICS para  $v_t$ ) se tendrá un mejor mezclado en el acero líquido. En la **Figura 55** se presentan los casos de estudio con dos tapones variando la posición de los tapones ( $r/R$ ), el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar que para dos tapones y posición de  $r/R=2/3$  la distribución de  $v_t$  son similares, presentando sus valores máximos en las dos zonas más altas de las plumas donde se genera la apertura de la escoria y se expone el acero a la superficie libre. Estos máximos son más notorios cuando se tiene un espesor de escoria del 4%. El valor de  $v_t$  disminuye gradualmente desde arriba hacia abajo, formando tres columnas con diferentes distribución de  $v_t$ , las dos columnas que están cerca de la pared del horno olla corresponden a las plumas, las cuales con su simple presencia incrementan la turbulencia por tener burbujas, las cuales provocan el ascenso turbulento del acero líquido ya que conforme el gas asciende por fuerzas boyantes va desarrollando la pluma que se va expandiendo, lo que explica la forma de los contornos de  $v_t$  y su variación en magnitud de arriba hacia abajo. La columna de en medio es más amplia pero de menores magnitudes, abarcando una mayor área en la distribución de  $v_t$  disminuyendo su valor gradualmente de arriba hacia abajo. Esta es la zona donde se presenta la mayor recirculación de cada pluma. El valor de  $v_t$  vale prácticamente cero en las esquinas y gran parte del fondo del horno olla, debido a bajas velocidades de recirculación del acero líquido en esas zonas (zonas muertas) y a que cerca de las paredes hay flujo laminar por la condición de no deslizamiento. Cuando los 2 tapones están localizados a  $1/3R$  la columna central de  $v_t$  desaparece. También a  $1/3$  con 2 tapones, se presentan dos columnas más pero de menor tamaño, cada una entre la pared del horno olla y una de las columnas principales, estas columnas de menor tamaño se forman por la recirculación de cada pluma y tienen valores muy bajos de  $v_t$ . En general se aprecia un incremento en la turbulencia aumentando el flujo de gas y el espesor de escoria.

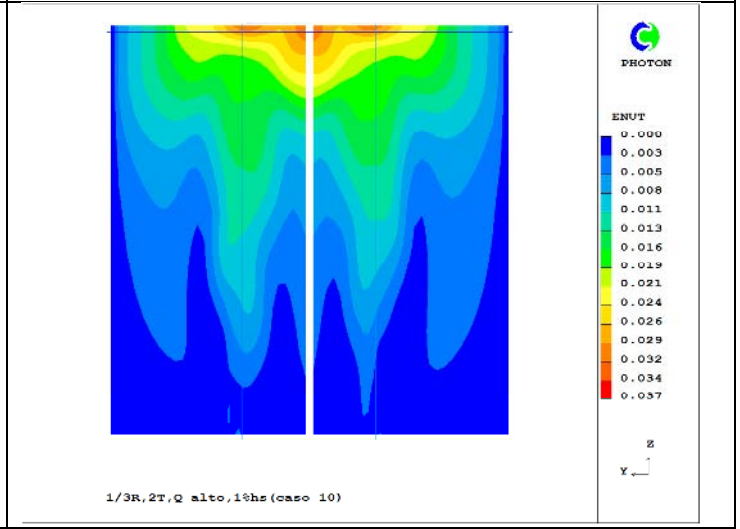
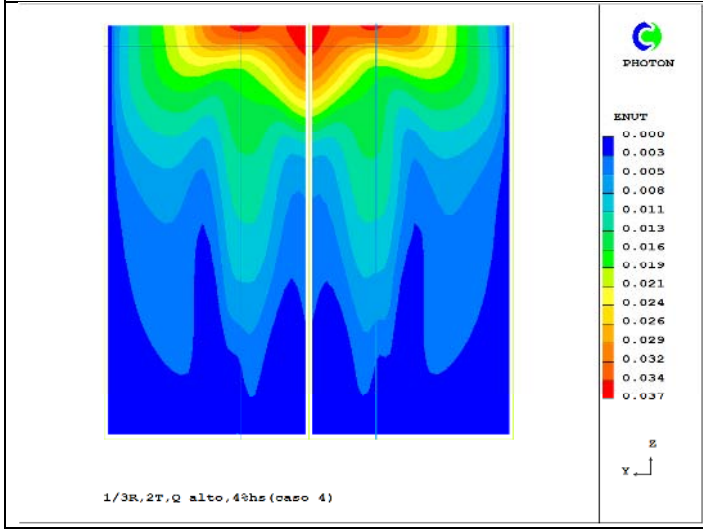
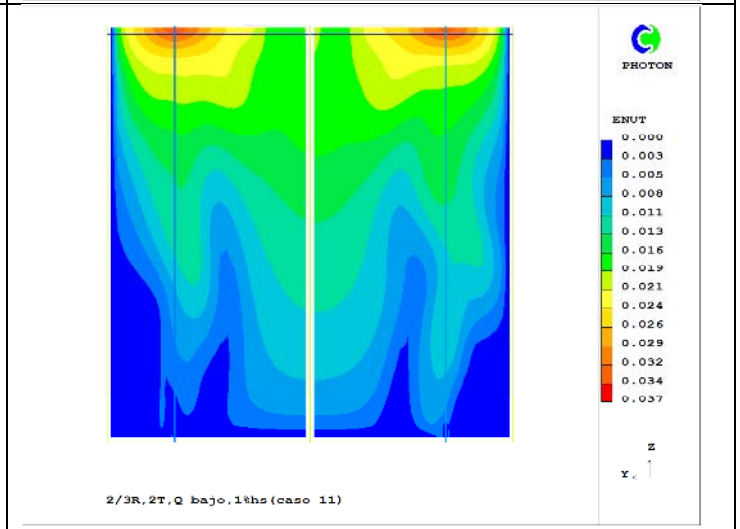
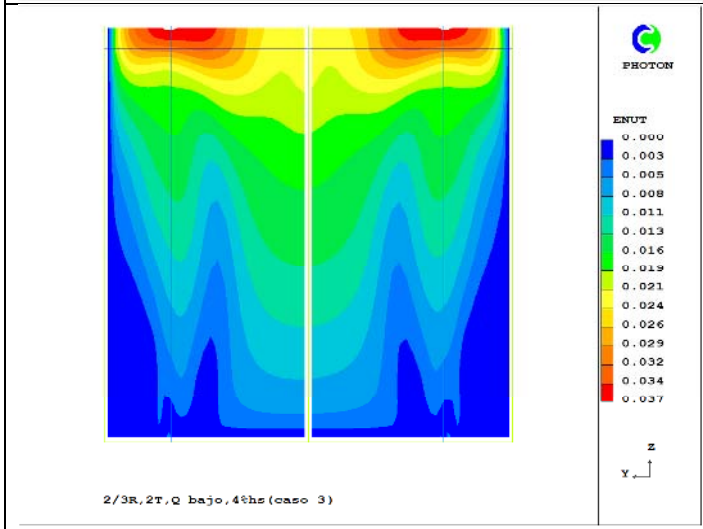
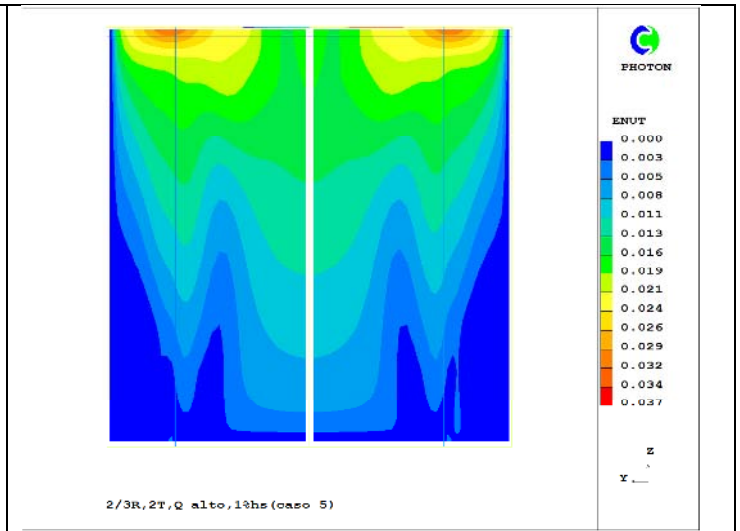
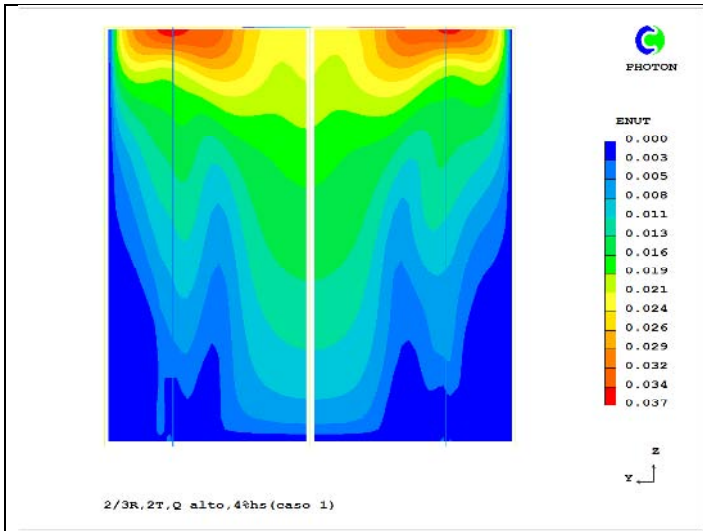
En la **Figura 57** se ve la vista superior del horno olla para los casos de estudio con dos tapones. Con posición de  $r/R=2/3$ , se observa, que la mayor turbulencia se localiza exactamente sobre las plumas donde se forman la apertura de los ojos, presentando un área mayor con el valor máximo de  $v_t$  para los casos que tiene un espesor de escoria del 4%. Los valores más pequeños de  $v_t$  se presentan en las paredes del horno olla a  $90^\circ$  del eje de los dos tapones.

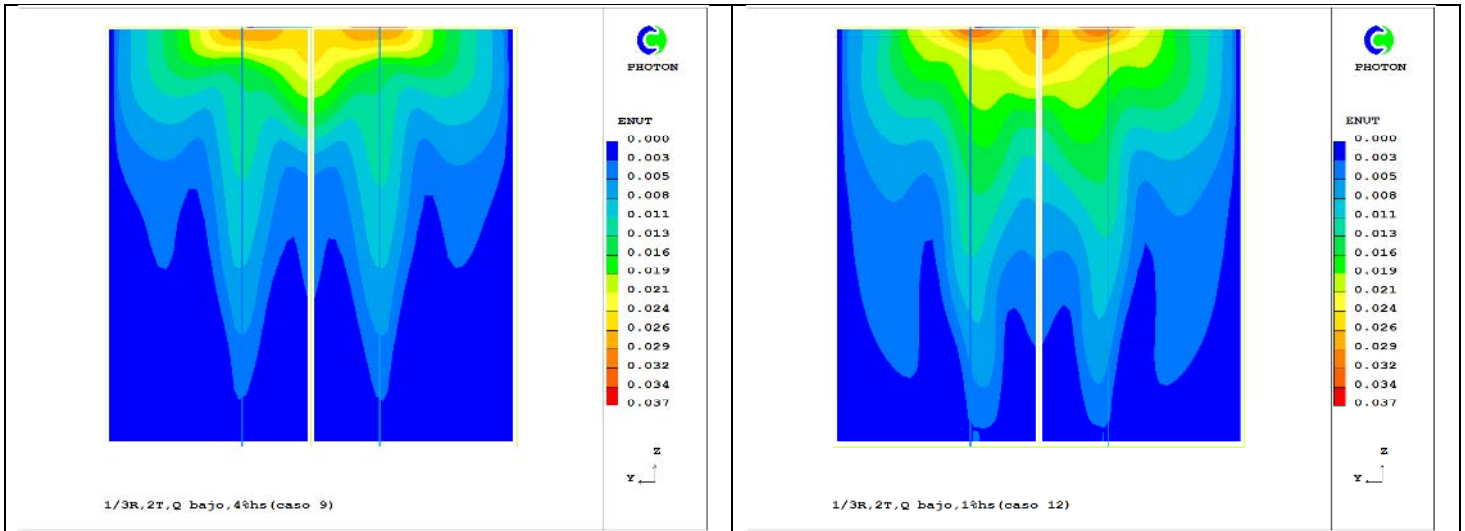
Para dos tapones y posición de  $r/R=1/3$  la distribución de  $v_t$  son similares, los valores máximos de  $v_t$  se presentan prácticamente en la zonas más altas de las plumas donde se genera la apertura de la escoria y se expone el acero a la superficie libre, estos máximos son más notorios cuando se tiene un espesor de escoria del 4% y un flujo alto aunque por estar más cerca los tapones entre sí, la zona de máxima turbulencia con gradiente circular desde el centro a las paredes y no se separa en dos zonas como en el caso de 2 tapones colocados en  $2/3R$ . Se debe comentar que una de las suposiciones del modelo es una superficie libre plana que en realidad no lo es, pudiéndose deformar y liberar algo de la energía con la formación del spout lo que podría generar menos turbulencia en el ojo en la realidad a la predicha con este modelo.

En la **Figura 56** se presentan los casos de estudio con un tapón variando la posición del tapón ( $r/R$ ), el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), en el plano longitudinal de simetría. Se puede observar que para un tapón y posición de  $r/R=2/3$  la distribución de  $v_t$  son similares, los valores máximos de  $v_t$  se presentan en la zona más alta de la pluma donde se genera la apertura de la escoria y se expone el acero a la superficie libre, esta zona es más amplia cuando se tiene un espesor de escoria del 4% y alto flujo de gas, aunque el efecto de la capa de escoria es más marcado. El valor de  $v_t$  disminuye gradualmente de arriba hacia abajo, específicamente en dos regiones, la primer región es la más pequeña, es una columna que es la zona donde se encuentra la pluma, la segunda región es la más grande y donde está mejor distribuida la turbulencia, y es la zona donde se presenta la mayor recirculación del acero que curiosamente está del otro lado de la pluma. La característica que tienen estas dos regiones son zonas muy amplias con valores muy bajos de  $v_t$ . El valor de  $v_t$  donde prácticamente vale cero, se presenta en las esquinas y parte del fondo del horno olla, debido a bajas velocidades de recirculación del acero líquido y a la condición de no deslizamiento en las paredes. En la **Figura 58** se ve la vista superior del horno olla para los casos de estudio con un tapón, donde se puede observar que con tapones en  $2/3$  los valores máximos de  $v_t$  se localizan exactamente sobre la pluma donde se forma la apertura del ojo, presentando un área mayor con el valor máximo de  $v_t$  para los casos que tiene un espesor de escoria del 4% y con mayor flujo de gas. Los valores más pequeños de  $v_t$  se presentan a  $180^\circ$  del eje de simetría y en las paredes del horno olla.

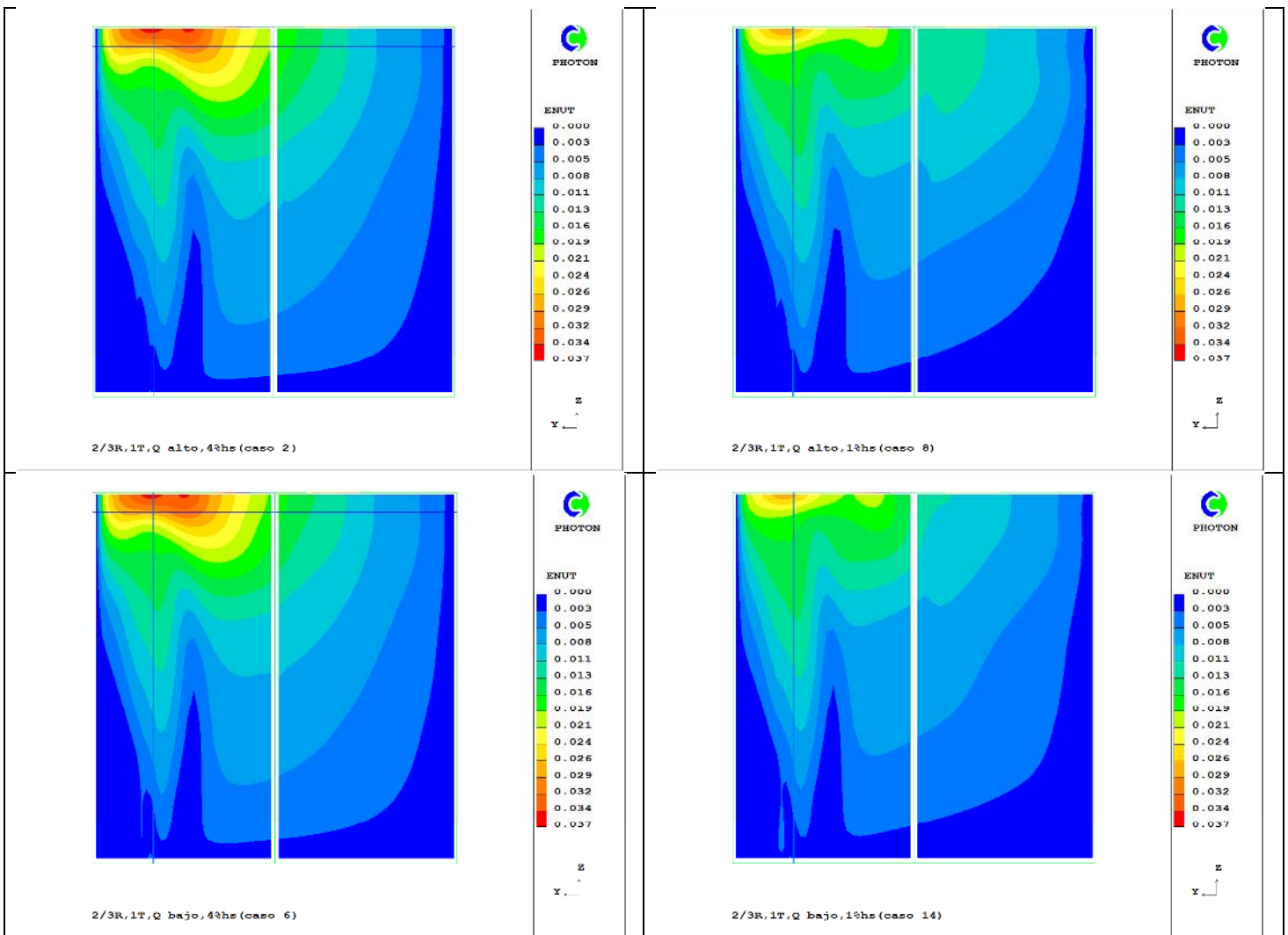
Para un tapón y posición de  $r/R=1/3$  (ver **Figura 56**) la distribución de  $v_t$  son similares, los valores máximos de  $v_t$  se presentan en la zona más alta de la pluma donde se genera la apertura de la escoria y se expone el acero a la superficie libre. Esta zona es más amplia cuando se tiene un espesor de escoria del 4%. El valor de  $v_t$  disminuye gradualmente de arriba hacia abajo, hasta observarse tres regiones, la primer región es una columna que es la zona donde se encuentra la pluma, la segunda región es la más grande, y es la zona donde se presenta la mayor recirculación del acero, y por último la tercer región siendo la más pequeña, es donde se presenta una recirculación de menor tamaño donde el tapón está más cercano a la pared del horno olla, es decir, como en todos los casos anteriores las

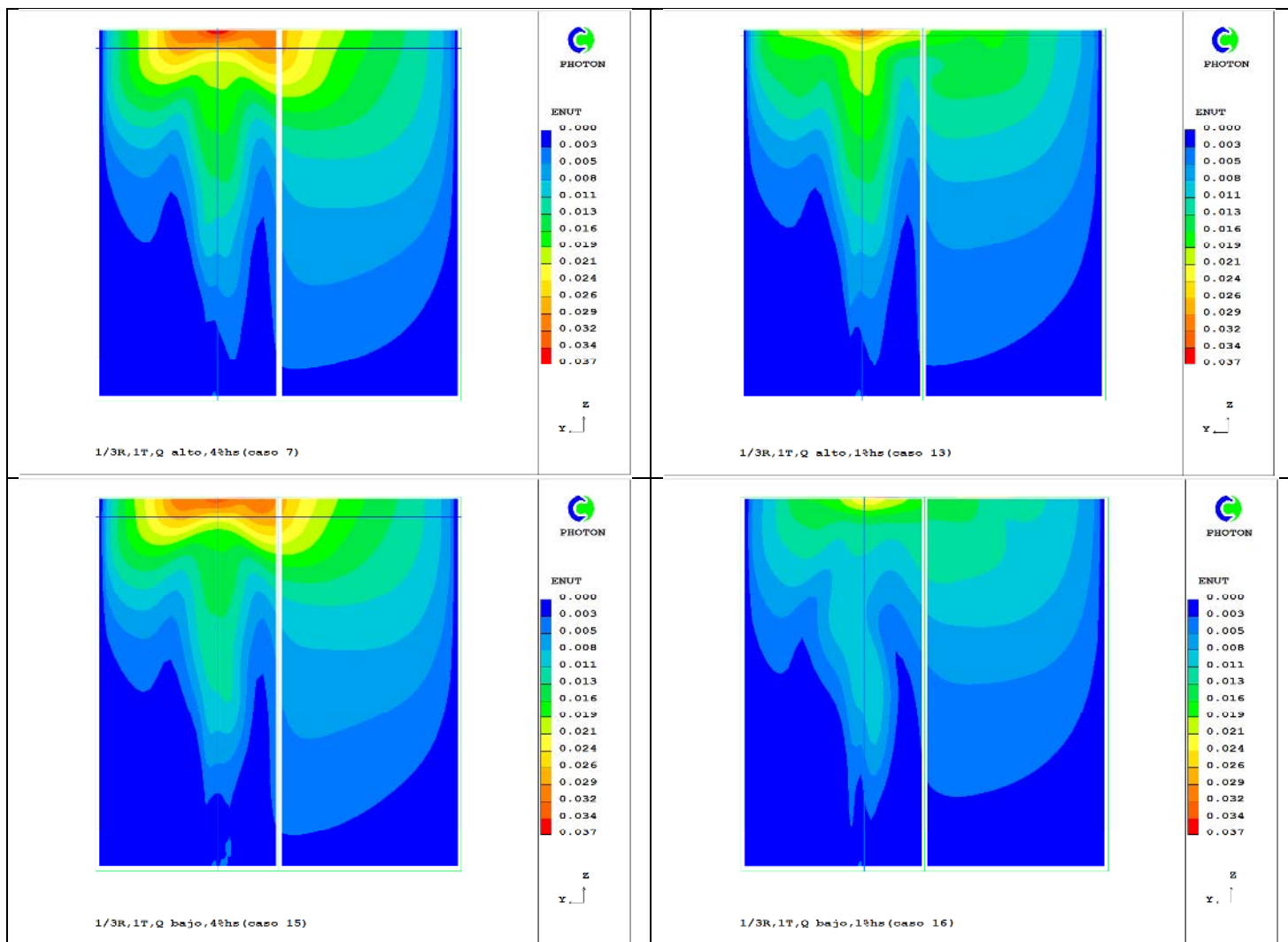
recirculaciones formadas en el líquido determinan la estructura turbulenta. A pesar que estos casos tienen una mejor distribución de  $v_t$  en dirección radial en la parte superior del horno, que los casos anteriores de un tapón y posición de  $r/R=2/3$ , presentan zonas más amplias con valores de  $v_t$  muy cercana a cero o igual a cero, estas zonas son en las esquinas y parte del fondo del horno olla, debido a bajas velocidades de recirculación del acero líquido. En la **Figura 58** se ve la vista superior del horno olla para los casos de estudio con un tapón con posición de  $r/R=1/3$ , donde se observa, que los valores máximos de  $v_t$  se localizan exactamente sobre la pluma donde se forma la apertura del ojo, presentando un área mayor con el valor máximo de  $v_t$  para los casos que tiene un espesor de escoria del 4% y mayor flujo de gas. Los valores más pequeños de  $v_t$  se presentan en las paredes del horno olla.





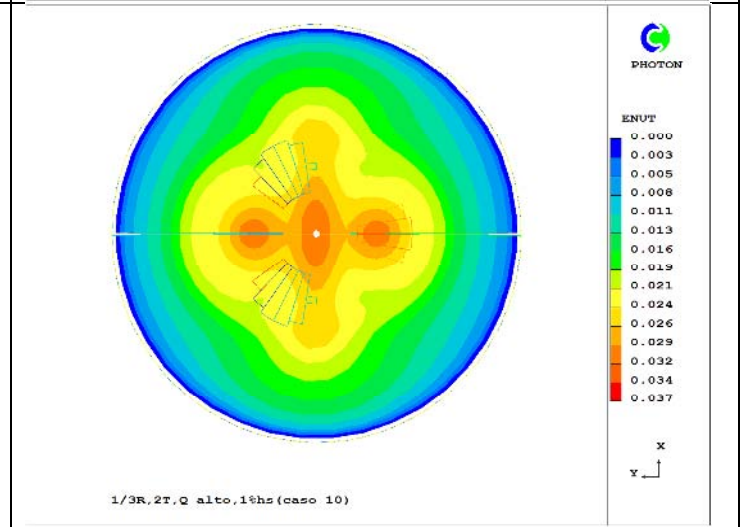
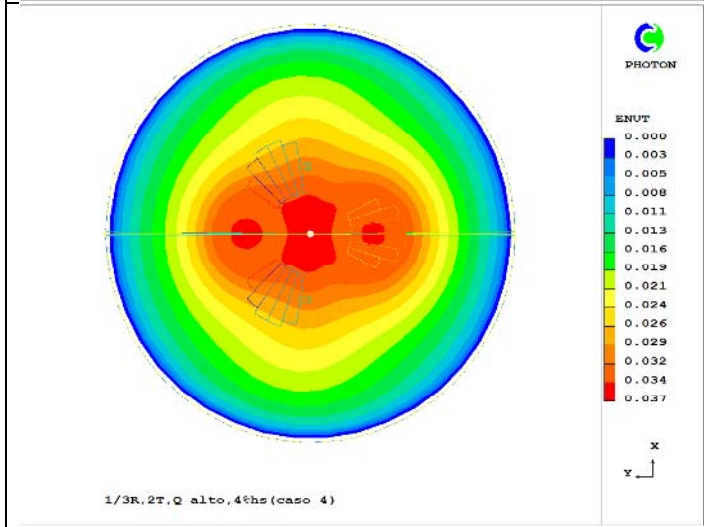
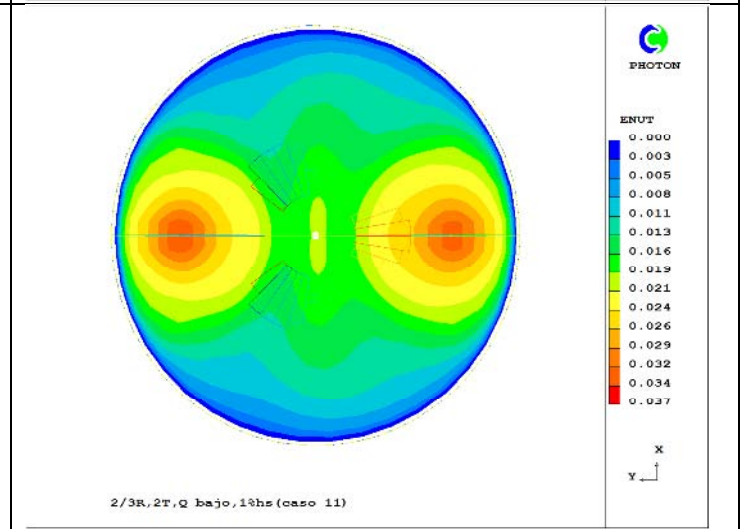
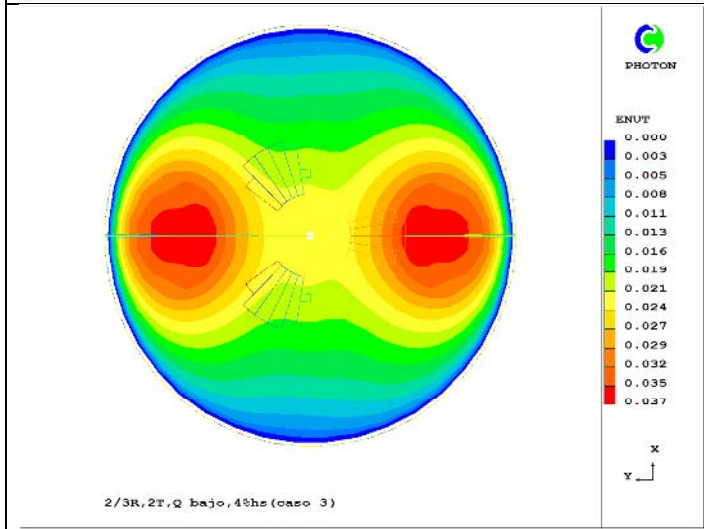
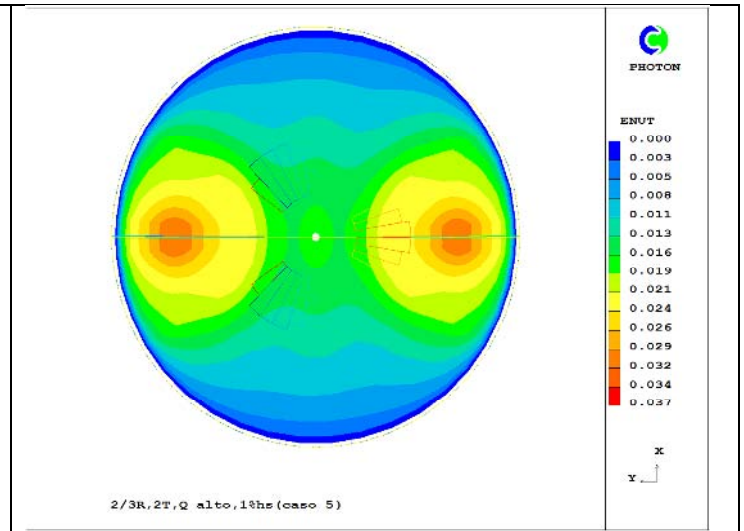
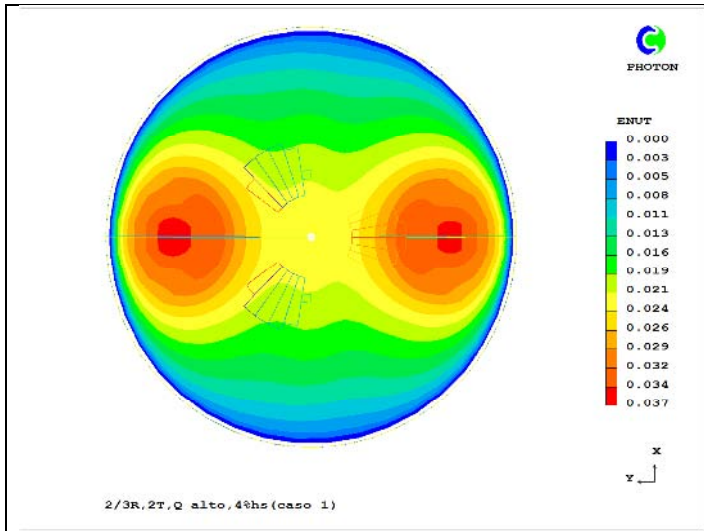
**Figura 55.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ) en el plano de simetría del horno olla, con dos tapones (2T) y diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

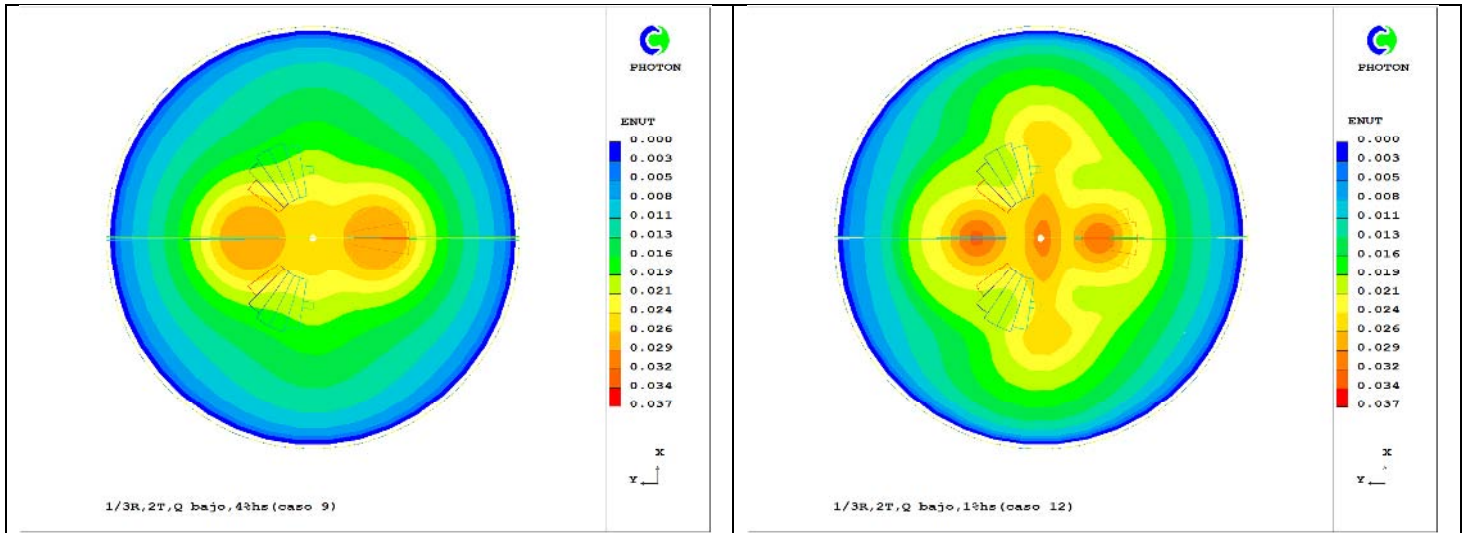




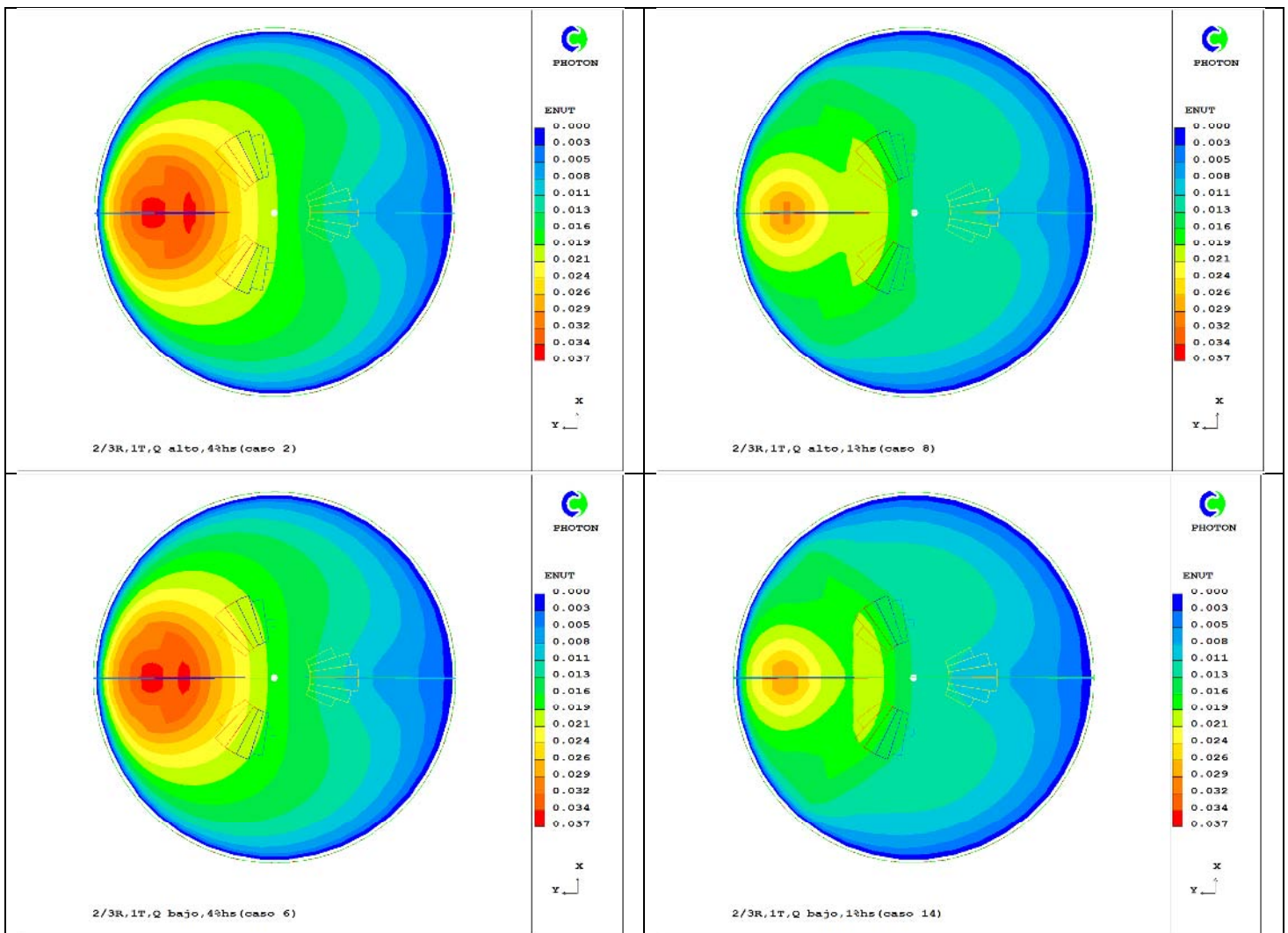
**Figura 56.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) en el plano de simetría del horno olla, con 1 tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

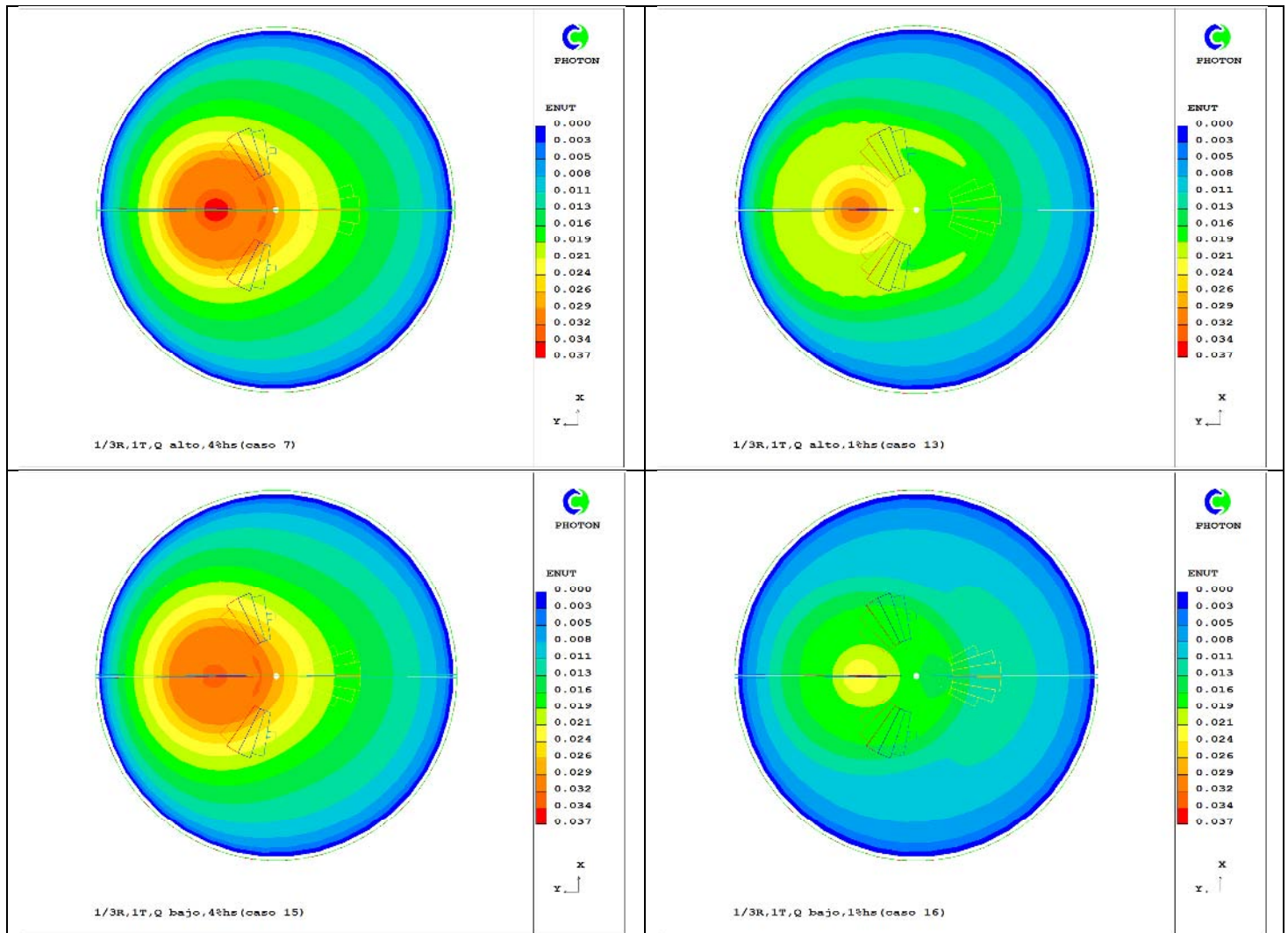






**Figura 57.** Vista superior del horno olla sobre la superficie libre, mostrando la variación de la viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ), con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).





**Figura 58.** Vista superior del horno olla sobre la superficie libre, mostrando la variación de la viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ), con 1 tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

### 3.2.4 Distribución de la temperatura en el acero.

Los resultados del modelo matemático muestran la distribución de la temperatura en el acero líquido, en el plano de simetría y desde una vista superior sobre la superficie libre a los 240 segundos de iniciado el cálculo, bajo diferentes condiciones como se puede apreciar de la **Figura 59** a la **62**. En todos los casos, se mantuvieron encendidos los tres electrodos, simulando el recalentamiento del acero, introduciendo un flujo de calor constante al horno olla y simultáneamente se pierde calor a través de las paredes de la olla de manera constante y de la superficie libre por radiación, por lo que el estado estable térmico no se garantiza a los 240 segundos, ya que las entradas y las salidas del calor no son necesariamente iguales. Se puede observar que uno de los electrodos de recalentamiento quedo en el plano de simetría sobre la superficie libre del acero. Por la escala de temperatura que se manejó se pueden ver que predominan dos rangos de temperatura en el dominio entero del horno, la más baja que va de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C) y la más alta que va de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C). En la **Figura 59** se tienen los primeros cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar que la distribución de temperaturas en estos cuatro casos son muy similares, observándose dos zonas principales, una zona de menor área para los cuatro casos, y que se localiza en la parte central del plano de simetría con un rango de temperatura de 1634 a 1613 °C, sin llegar a la posición donde se encuentran los tapones ( $r/R=2/3$ ), ni al fondo del horno olla. Esta zona aumenta ligeramente en los casos donde el espesor de la escoria es del 1% ( $h_s$ ). Dicha zona está ubicada coincidentemente en donde se presenta la mayor recirculación del acero líquido, por lo que la convección de calor desde la superficie libre del acero al seno del mismo debe procurarse para distribuir la energía de los arcos y uniformizar la temperatura en la olla. La segunda área de mayor tamaño se presenta en lo que resta del plano de simetría, que es toda la zona de las paredes y fondo del horno olla, incluyendo la zona donde se forman las plumas, con un rango de temperatura de 1613 a 1591 °C. Existe una tercera zona que es muy pequeña y es donde se encuentra el acero que es recalentado por el electrodo, la cual se denomina zona afectada por los arcos y en donde se puede observar que la temperatura va de 1993 a 1907 K (1720 a 1634 °C). En la **Figura 61**, se tienen los mismos primeros cuatro casos, pero ahora desde una vista superior sobre la superficie libre, donde se puede apreciar la posición de los tres electrodos marcados por las zonas de líquido afectadas por los arcos eléctricos, que están calentando al acero líquido, en un ángulo de 120° uno de otro, quedando uno sobre el plano de simetría, el cual es el más cercano a la zona donde se genera la apertura de la escoria conocido como ojo y donde también se forma el spout. Se puede observar que la zona donde se encuentra este electrodo, la temperatura del acero líquido es menor debido a la agitación generada y la convección por la pluma y el spout, con respecto al acero líquido ubicado en la zona de los otros dos electrodos. En la superficie del horno olla se pueden apreciar la zona más amplia donde el rango de temperatura es la más baja que va de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C), no es un anillo circular como tal debido a la posición de los

electrodos, y que va desde la pared del horno olla hasta  $2/5$  partes del radio del horno aproximadamente. La segunda zona de mayor área de  $1/5$  partes del radio tiene un rango de temperatura de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), y la última zona con forma triangular debido la posición de los tres electrodos, las temperaturas van desde 2036 a 1907 K (1763 a 1634 °C).

En la **Figura 59** se tienen los últimos cuatro casos de estudio con dos tapones en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Como se mencionó anteriormente predominan dos rangos de temperatura, la más baja que va de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C) y la más alta que va de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), se puede observar que la distribución de temperaturas en estos cuatro casos son muy similares. Para estos casos la zona con el rango de temperatura mayor, disminuyó notablemente, casi a la mitad con respecto a los casos anteriores (a  $2/3R$ ), y se ubica en la parte superior del horno olla, del lado donde se encuentra una de las plumas y abajo del electrodo de recalentamiento, y por lo tanto aumentó la zona fría con un rango de temperaturas menor (1613 a 1591 °C). En la **Figura 61**, se tienen los mismos casos desde una vista superior, donde se puede apreciar la posición de los tres electrodos, que están recalentando al acero líquido, en un ángulo de  $120^\circ$  un de otro, quedando uno sobre el plano de simetría, el cual se encuentra sobre la zona donde se genera la apertura de la escoria conocido como ojo y donde también se forma el spout. Se puede observar que la zona donde se encuentra este electrodo, la temperatura del acero líquido es menor debido a la agitación generada por la pluma y el spout, con respecto al acero líquido ubicado en la zona de los otros dos electrodos. En la superficie del horno olla se pueden apreciar ahora que la zona más amplia donde el rango de temperatura es la más alta que va de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), forma una banda ancha en el centro, perpendicular al eje de simetría, quedando dos zonas de menor tamaño a cada lado de la banda, con un rango de temperaturas de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C).

En la **Figura 60** se tienen los primeros cuatro casos de estudio con un tapón en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar que la distribución de temperaturas en estos cuatro casos son muy similares. Observándose dos zonas principales, una zona de menor área para los cuatro casos que con dos tapones, y que se localiza en la parte central del plano de simetría con un rango de temperatura de 1634 a 1613 °C, sin llegar a la posición donde se encuentran el tapón ( $r/R=2/3$ ), ni al fondo del horno olla. Esta zona aumenta ligeramente en los casos donde el espesor de la escoria es del 1% ( $h_s$ ). Dicha zona está ubicada coincidentemente en donde se presenta la mayor recirculación del acero líquido. La segunda área de mayor tamaño se presenta en lo que resta del plano de simetría, que es toda la zona de las paredes y fondo del horno olla, incluyendo la zona donde se forman las plumas, con un rango de temperatura de 1613 a 1591 °C. Existe una tercera zona que es muy pequeña y es donde se encuentra el acero que es recalentado por el electrodo, se puede observar que la temperatura va de 2100 a 1929 K

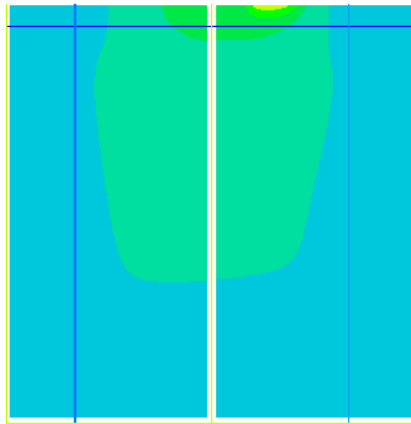
(1827 a 1656 °C). Se nota que con 1% de escoria se disipa mejor el calor de las zonas afectadas por los arcos que con 4% de escoria porque a menor contenido de escoria la agitación es más efectiva y se activa la transferencia de calor por convección.

En la **Figura 65**, se tienen los mismos casos, desde una vista superior, donde se puede apreciar la posición de los tres electrodos, que están recalentando al acero líquido, en un ángulo de 120° uno de otro, quedando uno sobre el plano de simetría. Se puede observar que la zona donde se encuentra este electrodo, ahora el acero líquido alcanzan las mayores temperaturas debido a que es el electrodo más alejado de donde se forma el ojo, las zonas donde se encuentran los otros dos electrodos están más cercanas al ojo, el acero tiene menor temperatura con respecto a la zona del electrodo que se encuentra sobre el eje de simetría. En la superficie del horno olla se pueden apreciar tres zonas, la más amplia donde el rango de temperatura es la más baja que va de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C), y se ubica en toda la periferia de la pared del horno olla, hacia el centro se encuentra la segunda zona con forma de ovalo teniendo un rango de temperatura de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), y la tercer zona que se encuentra en el centro del horno olla, en forma triangular debido a la posición de los electrodos de recalentamiento, y que tienen una variación de temperatura que va de 2100 a 1929 K (1827 a 1656 °C).

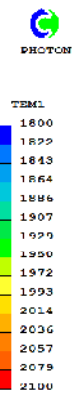
En la **Figura 62** se tienen los últimos cuatro casos de estudio con un tapón en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ). Se puede observar otra vez que la distribución de temperaturas en estos cuatro casos son muy similares, con dos zonas principales, casi de igual tamaño: la primer zona con un rango de temperatura de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), y que se localiza en la parte opuesta al tapón de  $r/R=1/3$ , debajo del electrodo de recalentamiento, sin llegar al fondo del horno olla. Dicha zona está ubicada coincidentemente en donde se presenta la mayor recirculación del acero líquido. La segunda zona ligeramente de mayor tamaño se presenta en lo que resta del plano de simetría, que es la zona de la pared donde se encuentra el tapón y fondo del horno olla, con un rango de temperatura de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C). Existe una tercera zona que es muy pequeña y es donde se encuentra el acero que es recalentado por el electrodo, se puede observar que la temperatura va de 2100 a 1929 K (1827 a 1656 °C). Se aprecia que con menor cantidad de escoria se disipa mejor el calor de la zona afectada por los electrodos.

En la **Figura 62**, se tienen los mismos casos con un solo tapón a  $1/3R$  desde una vista superior sobre la superficie libre, donde se puede apreciar la posición de los tres electrodos, que están recalentando al acero líquido, y otra vez, donde se encuentra el electrodo que pasa por el eje de simetría, el acero líquido alcanza las mayores temperaturas debido a que es el electrodo más alejado de donde se forma el ojo, las zonas donde se encuentran los otros dos electrodos están más cercanas al ojo. En la superficie del horno olla se pueden apreciar dos zonas que abarcan la mayor parte del área, la más amplia que está dentro de la zona donde se recalienta el acero mediante los electrodos, y el rango de temperatura va de 1907 a 1886 K (1634 a 1613 °C), mientras que la segunda área se encuentra en la zona

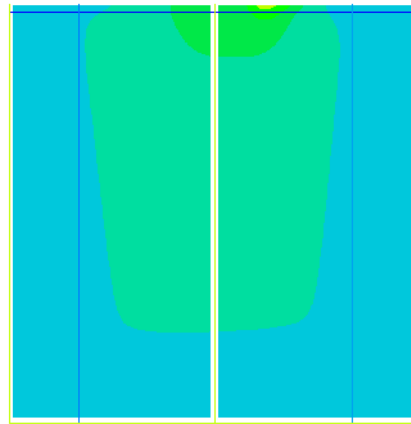
donde se forma el ojo y el rango de temperatura es la más baja que va de 1886 a 1864 K (1613 a 1591 °C). Donde existe un mayor rango de temperaturas es en la zona donde el acero es recalentado con los electrodos, esta zona es pequeña comparándola con las dos anteriores y nuevamente se disipa mejor el calor de las zonas afectadas por los arcos con menos escoria y más flujo de gas que con más escoria y menor flujo de gas.



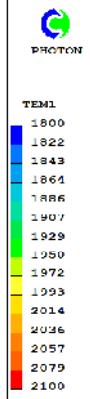
2/3R, 2T, Q alto, 4hrs (case 1)



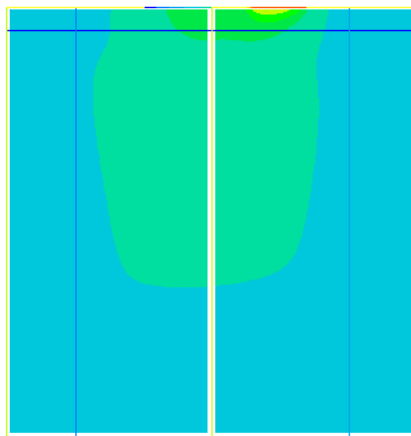
Z  
Y



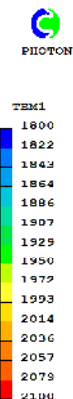
2/3R, 2T, Q alto, 1hrs (case 5)



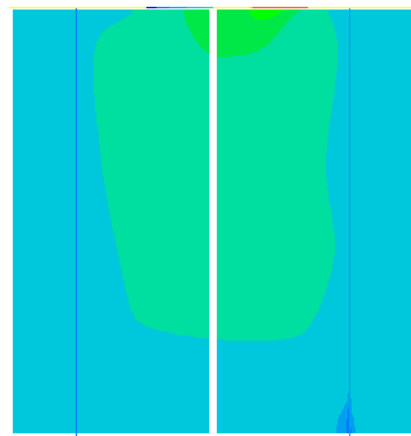
Z  
Y



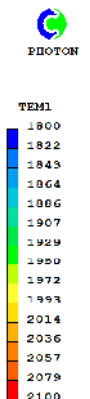
2/3R, 2T, Q bajo, 4hrs (case 3)



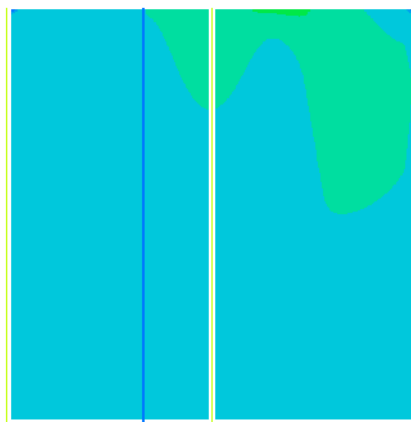
Z  
Y



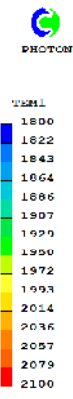
2/3R, 2T, Q bajo, 1hrs (case 11)



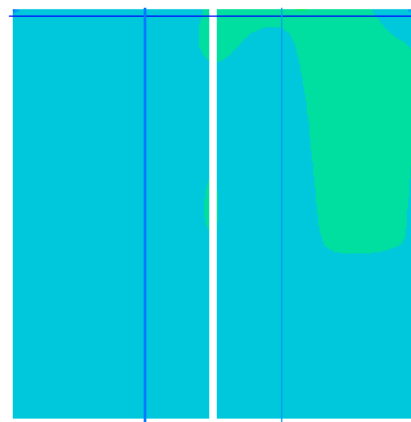
Z  
Y



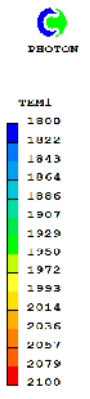
1/3R, 2T, Q alto, 4hrs (case 4)



Z  
Y

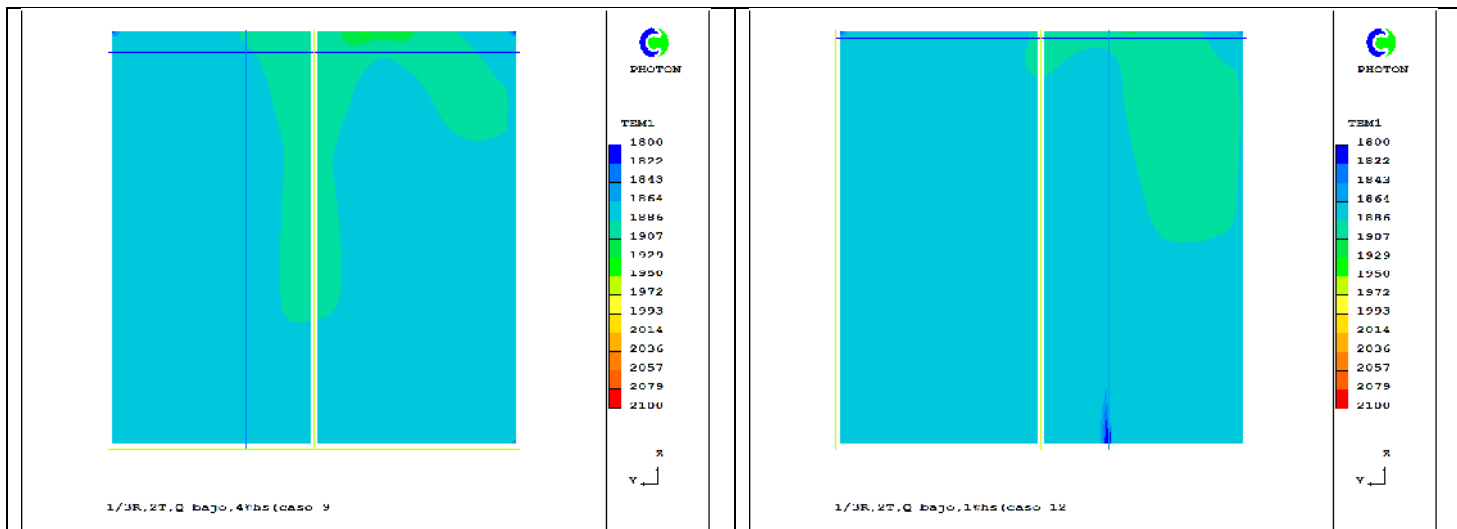


1/3R, 2T, Q alto, 1hrs (case 10)

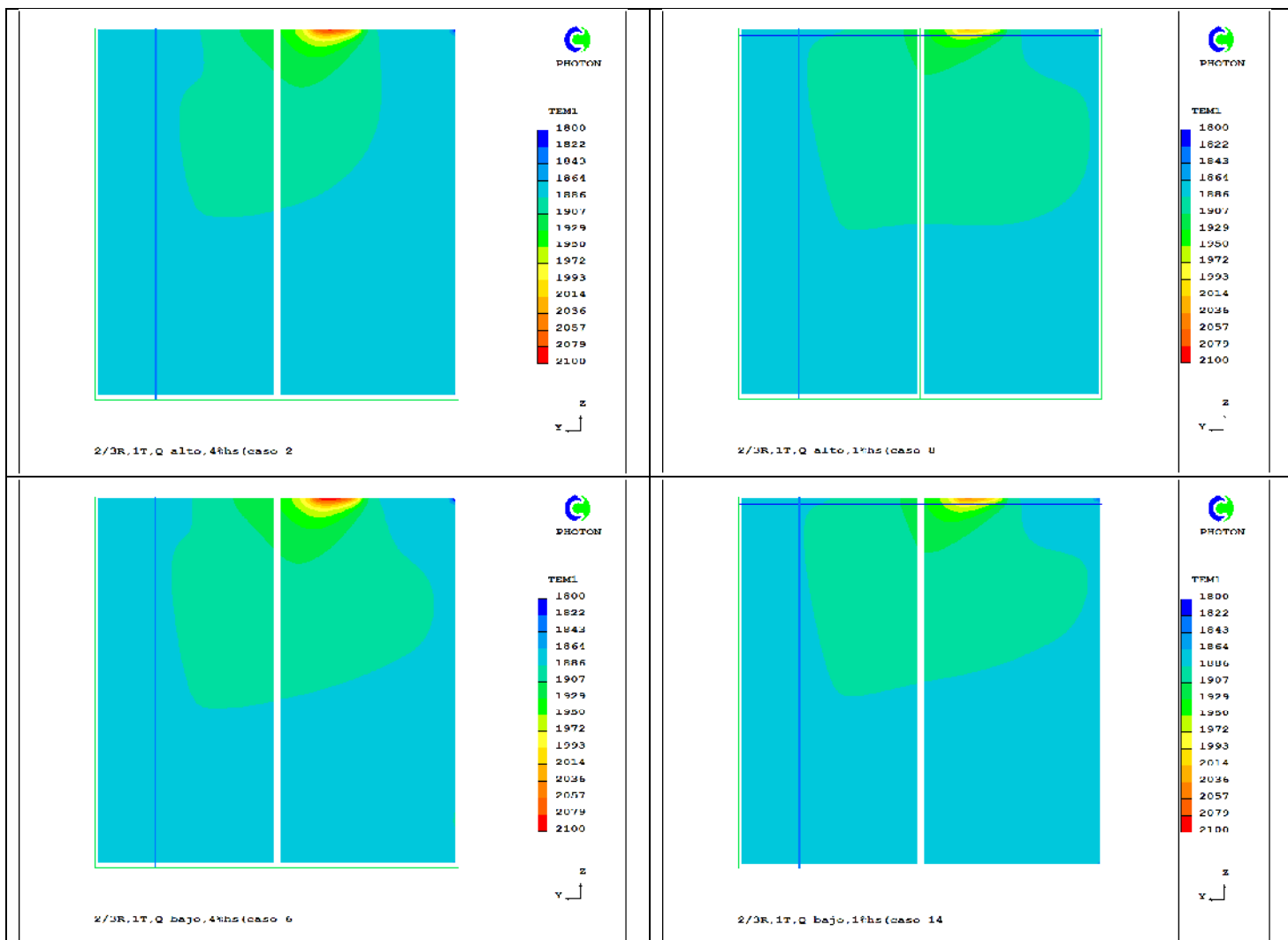


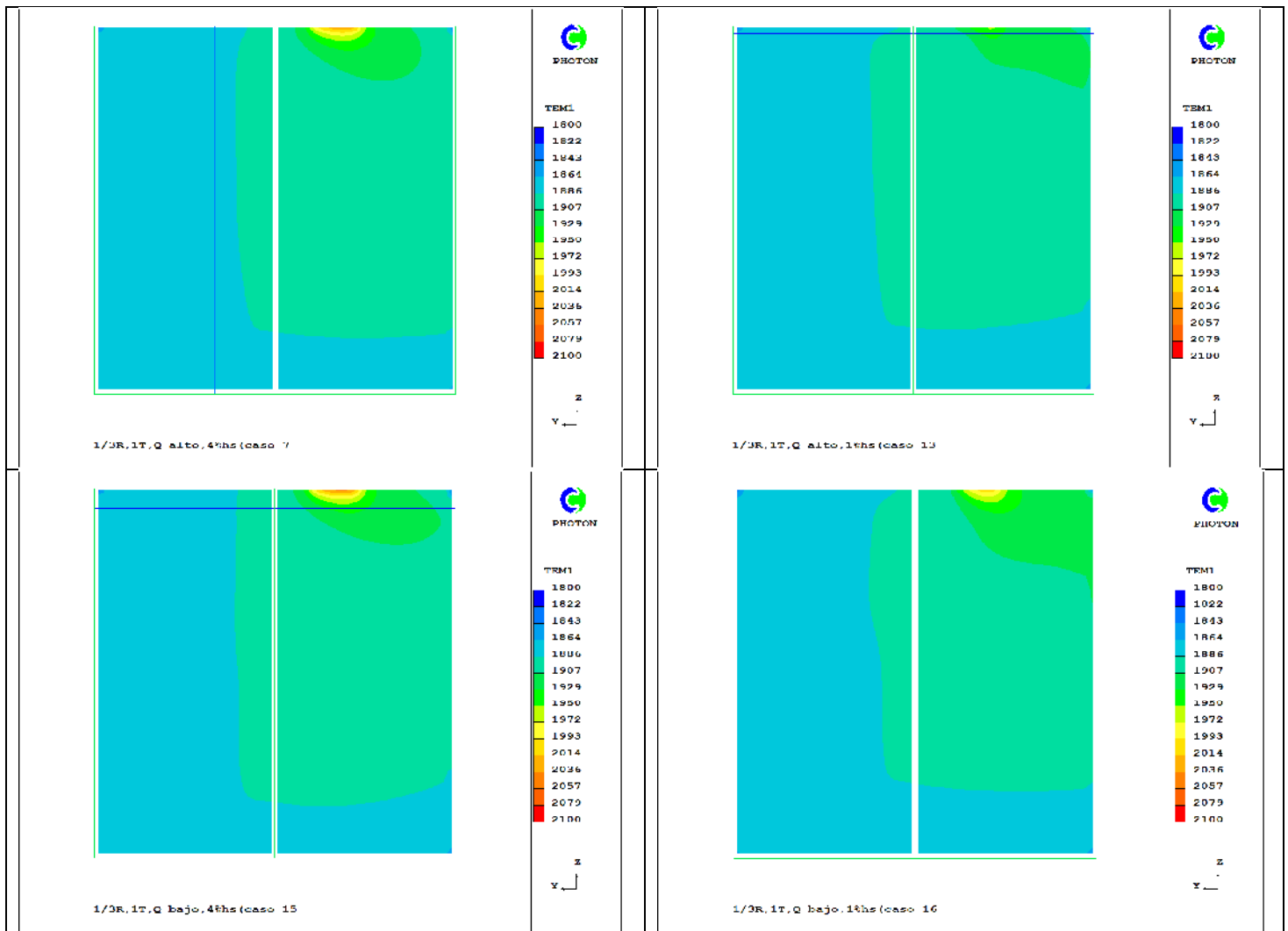
Z  
Y



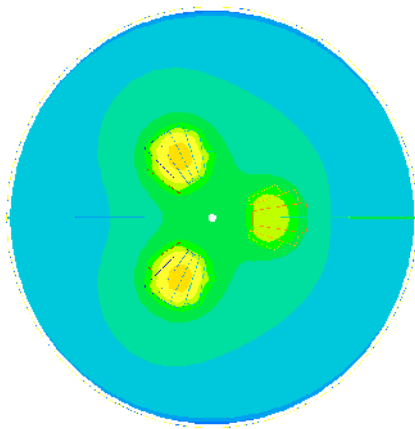


**Figura 59.** Variación de la temperatura (K) en el plano de simetría del horno olla con dos tapones (2T), en diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

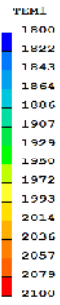




**Figura 60.** Variación de la temperatura (K) en el plano de simetría del horno olla con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón (r/R), flujo de gas (Q), espesor de escoria (% $h_s$ ).

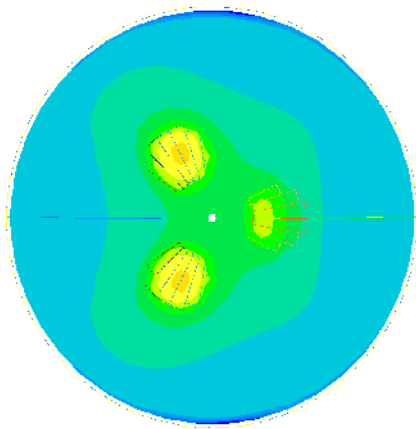


PHOTON

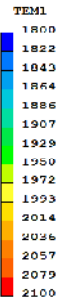


X  
Y

2/3R, 2T, Q alto, 4hrs (case 1)

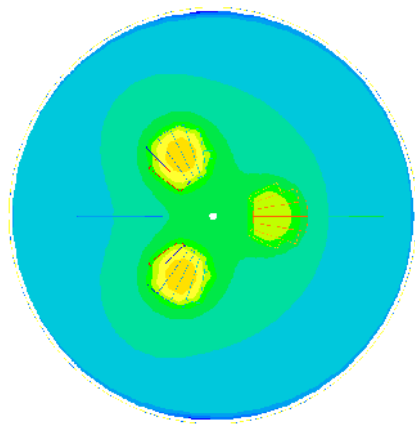


PHOTON

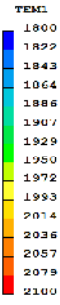


X  
Y

2/3R, 2T, Q alto, 1hrs (case 5)

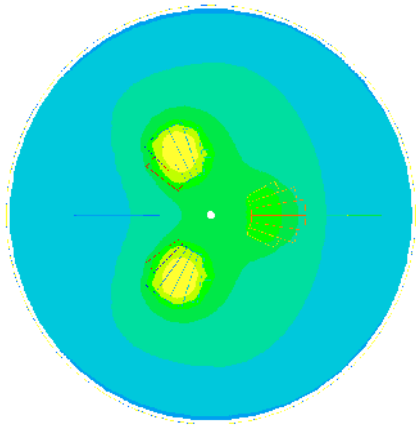


PHOTON

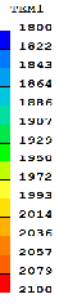


X  
Y

2/3R, 2T, Q bajo, 4hrs (case 3)

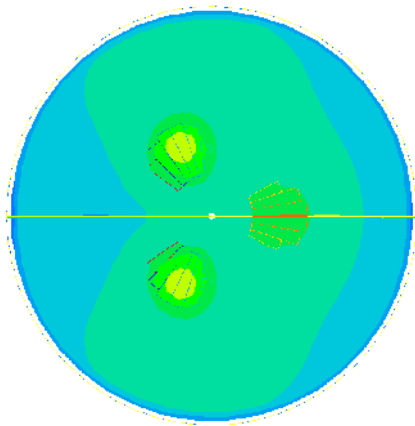


PHOTON

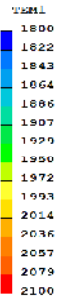


X  
Y

2/3R, 2T, Q bajo, 1hrs (case 11)

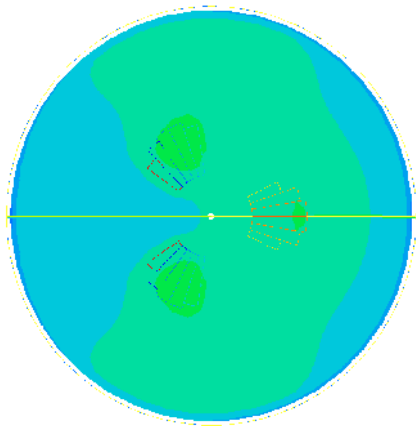


PHOTON

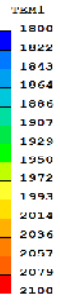


X  
Y

1/3R, 2T, Q alto, 4hrs (case 4)

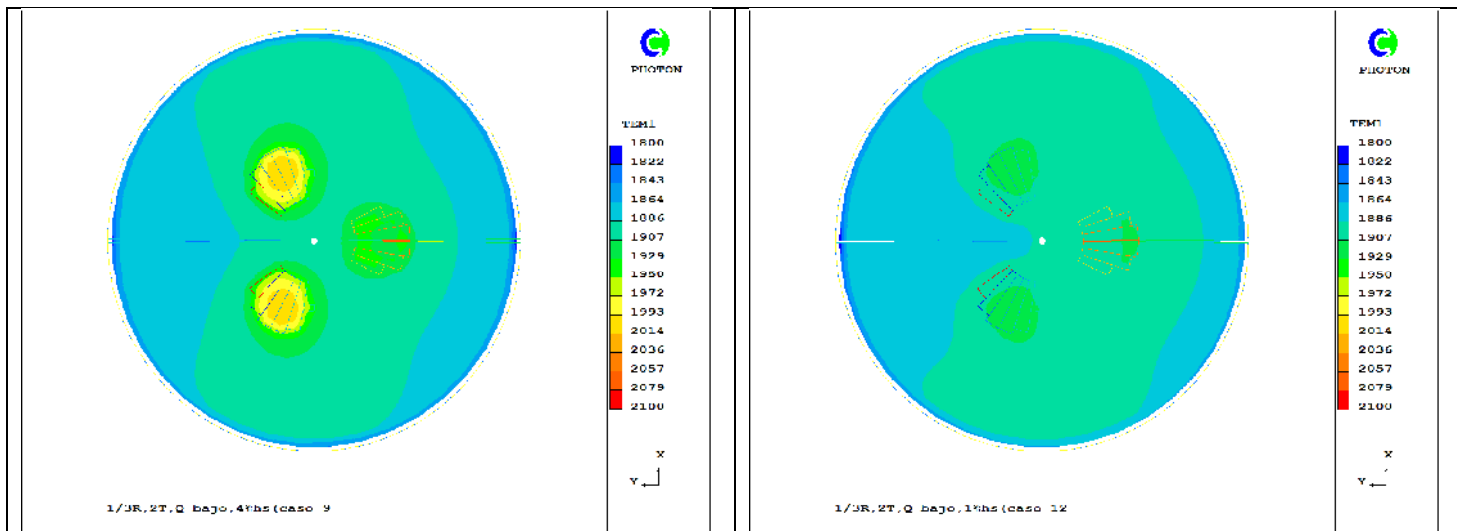


PHOTON

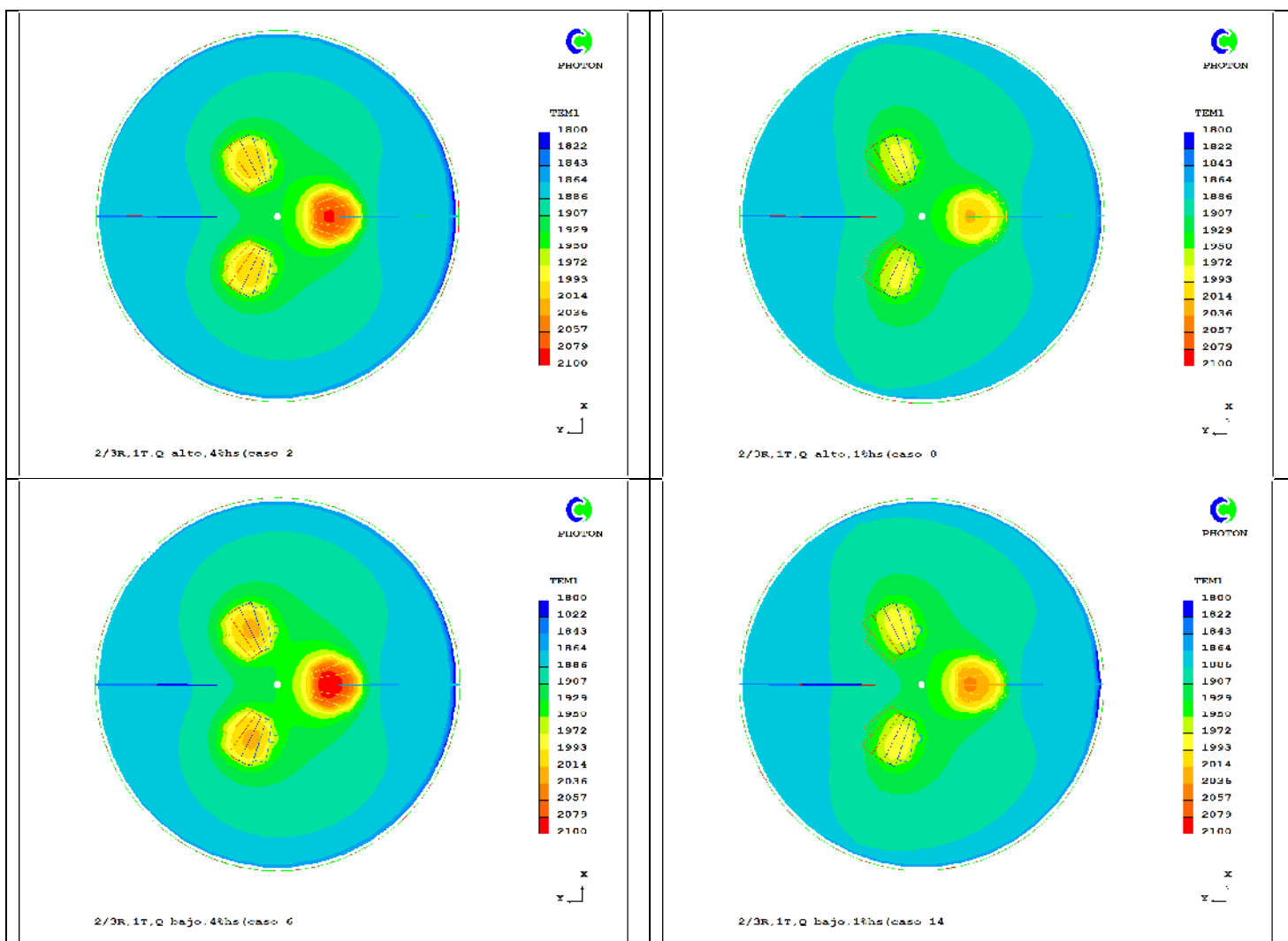


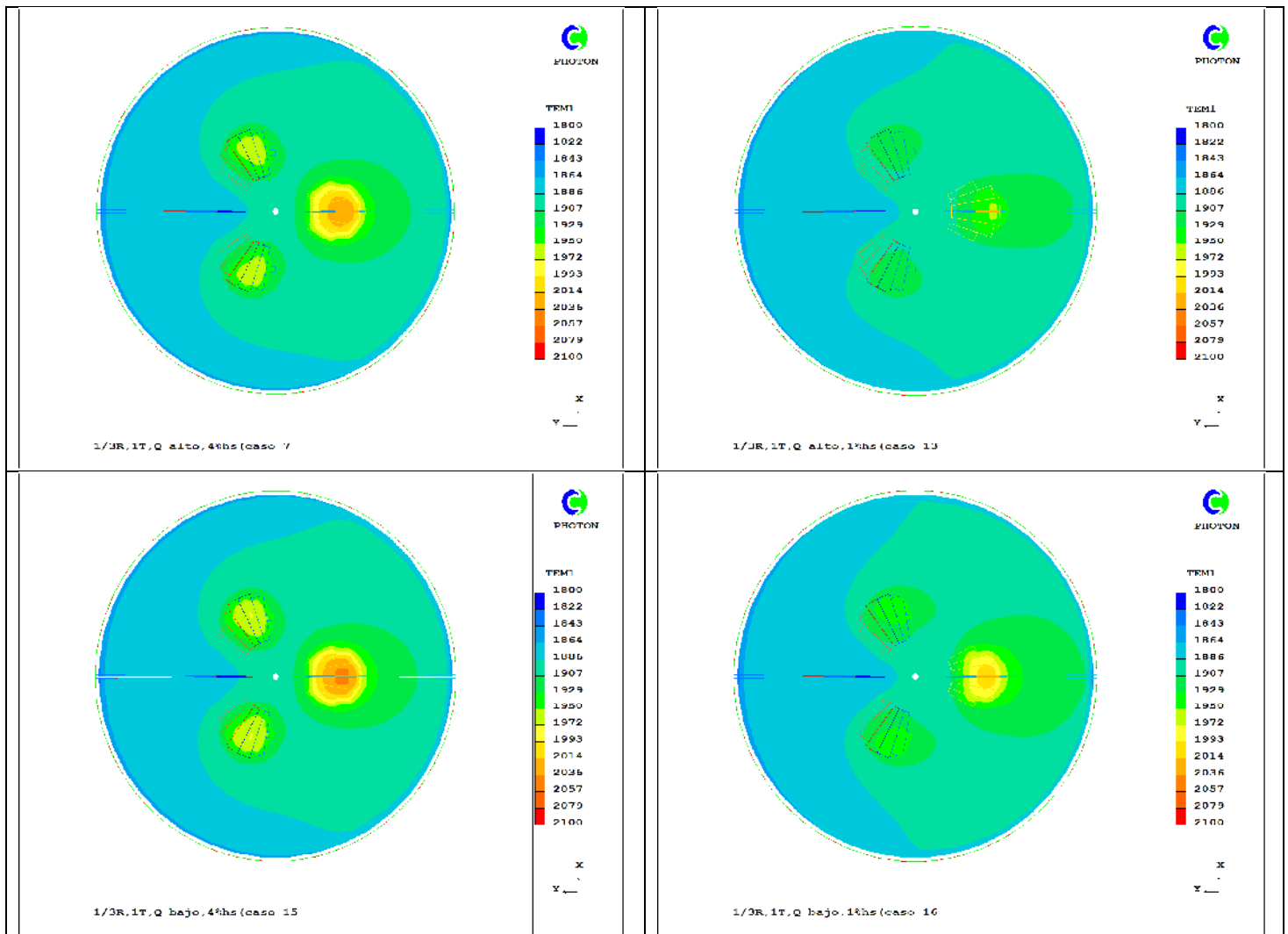
X  
Y

1/3R, 2T, Q alto, 1hrs (case 10)



**Figura 61.** Vista superior del horno olla, mostrando la variación de la temperatura (K), con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón (r/R), flujo de gas (Q), espesor de escoria (% $h_s$ ).





**Figura 62.** Vista superior del horno olla, mostrando la variación de la temperatura (K), con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

### 3.2.5 Comportamiento de la capa de escoria.

Los resultados del modelo matemático muestran el comportamiento de la capa de escoria en el horno olla en el plano de simetría y desde una vista superior, bajo diferentes condiciones como se puede apreciar de la **Figura 63** a la **66**. En estas figuras se puede ver la distribución de la fase escoria (C3 en color rojo) y del acero líquido (C3 color azul). La escoria al ser 2.6 veces menos densa que el acero en estado líquido e inmisible, permanecerá siempre sobre el acero formando una capa líquida que cubre al acero. La capa de escoria tiene varias funciones durante la refinación secundaria del acero, algunas de ellas son: eliminación de azufre, evitar la oxidación del acero durante el mezclado, eliminación de inclusiones, por mencionar algunas. Como se mencionó en párrafos anteriores la inyección del gas argón se realiza por el fondo del horno olla, formando una pluma de gas que asciende, hasta llegar a la superficie libre, deformando la capa de escoria que se encuentra en la parte superior, dando pie a la formación del spout y al arrastre de acero formando una apertura en la capa de escoria conocida como “ojo”. Para los casos con dos tapones en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), se puede observar la deformación de la escoria en la **Figura 63** sobre el plano longitudinal de simetría, formándose dos aperturas de la escoria, exponiendo al acero a la superficie libre. Se puede ver que la longitud de estas aperturas aumenta al incrementar el flujo de gas, pero esta apertura se incrementa notoriamente cuando disminuye el espesor de la capa de escoria de un 4% a 1%. Para los casos que tienen una capa de escoria del 4%, se puede apreciar una variación en el grosor de la capa de escoria desde la orilla de la apertura hasta el centro del horno olla, al igual que desde la orilla de la apertura hasta la pared del horno olla. En la **Figura 65**, se tienen estos mismos casos desde una vista superior sobre la superficie libre, donde se puede observar que existe una escala de colores para determinar la fracción de la escoria (C3), para cuantificar el área del ojo se estableció el siguiente criterio: para considerar que está presente la fase de escoria, la fracción de C3 debe tener valores de 1 a 0.5, valores menores a este se considera que solo existe la fase de acero (color azul). El análisis requirió de un sistema analizador de imágenes con un software AxioVision SE64, y mediante un análisis multifase, en el cual se le indicó al software qué colores pertenecen a la fase del acero (color azul) y que colores pertenecen a la escoria (color rojo), para cuantificar las diferentes áreas. En la **Figura 67**, se presentan las imágenes procesadas, obteniendo el % de área o el área en metros cuadrados ( $m^2$ ) del ojo en color verde y la fase de la escoria en color negro. Se puede observar que la forma del ojo tiende a ser circular. El área expuesta por el ojo se ve que es más sensible cuando se disminuye el % de escoria de 4% a 1% que cuando se aumenta el flujo. En los dos casos donde la escoria es del 1% el área expuesta es de 3 a 4 veces más grande que para los casos que tienen 4% de escoria para flujo alto y bajo respectivamente y también con 1% de escoria la forma del ojo deja de ser circular al abrirse el ojo hasta la pared del horno.

Para los casos con dos tapones en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), se puede observar en la **Figura 64**, la deformación de la escoria en el plano de simetría, formándose dos aperturas de la escoria para los casos con una capa de escoria del 4%, y para los casos que tiene una capa de escoria del 1% se forma un solo ojo juntándose en la parte superior formando un solo spout. Para los casos que tienen una capa de escoria del 4%, se puede apreciar una variación en el grosor de la capa de escoria. En la **Figura 65**, se tienen estos mismos casos desde una vista superior sobre la superficie libre, y usando el mismo criterio y software de análisis de imágenes, se obtuvieron en la **Figura 67** las imágenes procesadas, obteniendo el % de área o el área en metros cuadrados ( $m^2$ ) del ojo en color verde y la fase de la escoria en color negro. Se puede observar para los casos con 4% de escoria, se forman dos ojos y tienden a ser circulares y de igual tamaño, mientras que para los casos con 1% de escoria se forma un ojo muy grande de forma ovalada con dos salientes laterales formando otras pequeñas aperturas de cada lado de forma irregular. El área expuesta por el ojo se ve que es más sensible cuando se disminuye el % de escoria de 4% a 1% que cuando se aumenta el flujo. En los dos casos donde la escoria es del 1% el área expuesta es de 4 a 10 veces más grande que para los casos que tienen 4% de escoria para flujo alto y bajo respectivamente (con 2 tapones localizados a  $1/3R$ ).

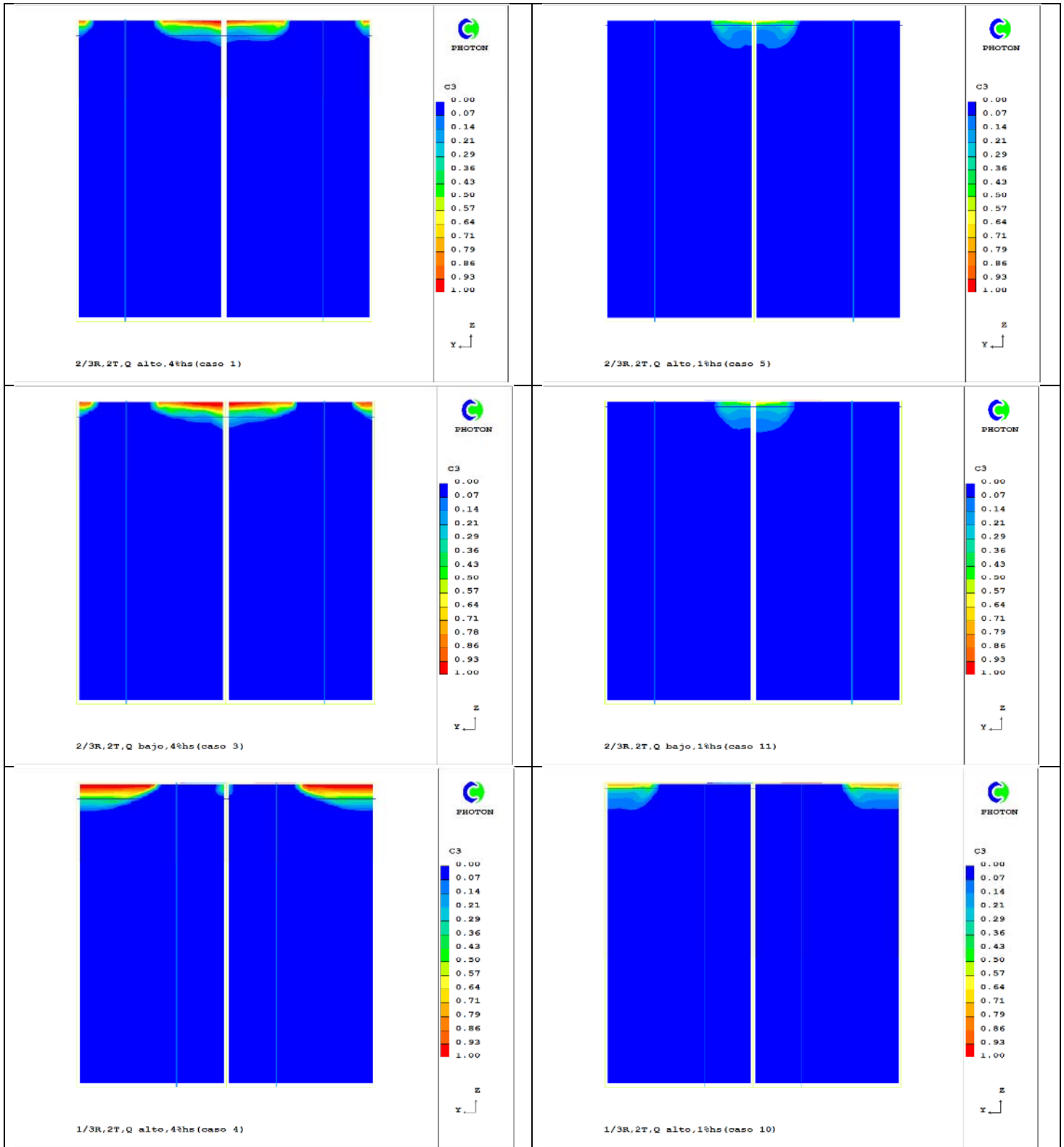
Para los casos con un tapón en una posición de  $r/R=2/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), se puede observar en la **Figura 64**, en el plano de simetría la deformación de la escoria, formándose una sola apertura en la escoria, exponiendo al acero a la superficie libre. Se puede ver que la longitud de estas aperturas aumenta al incrementar el flujo de gas, pero esta apertura se incrementa notoriamente cuando disminuye el espesor de la capa de escoria de un 4% a 1%. Para los casos que tienen una capa de escoria del 4%, se puede apreciar una variación en el grosor de la capa de escoria, siendo más delgada en la orilla del ojo e incrementándose hasta el centro del horno olla, a partir de ahí la capa tiene un espesor aparentemente constante hasta la pared del horno. En la **Figura 66**, se tienen estos mismos primeros 4 casos desde una vista superior sobre la superficie libre, de donde se puede observar que con 4% de escoria el ojo es casi circular (ligeramente distorsionado el círculo al estar cerca del tapón de la pared) y pequeño mientras que con 1% de escoria el ojo se abre sobre la pared y presenta forma de luna menguante o semicírculo de gran tamaño. El incremento en el flujo de gas aumenta el tamaño del ojo pero no modifica su forma. En la **Figura 68**, se presentan las imágenes procesadas con el criterio y procedimiento señalados para obtener el % de área o el área en metros cuadrados ( $m^2$ ) del ojo en color verde y la fase de la escoria en color negro. La forma del ojo tiende a ser circular para los casos con un espesor de escoria del 4% tanto para flujo alto como bajo, mientras que para los casos con un espesor de escoria del 1%, el spout genera una apertura de la escoria que deja una zona de la circunferencia de la pared del horno descubierta hasta de  $1/3$  parte del perímetro del horno olla. El área expuesta por el ojo se ve que es más sensible cuando se disminuye el % de escoria de 4% a 1% que cuando se aumenta el flujo.

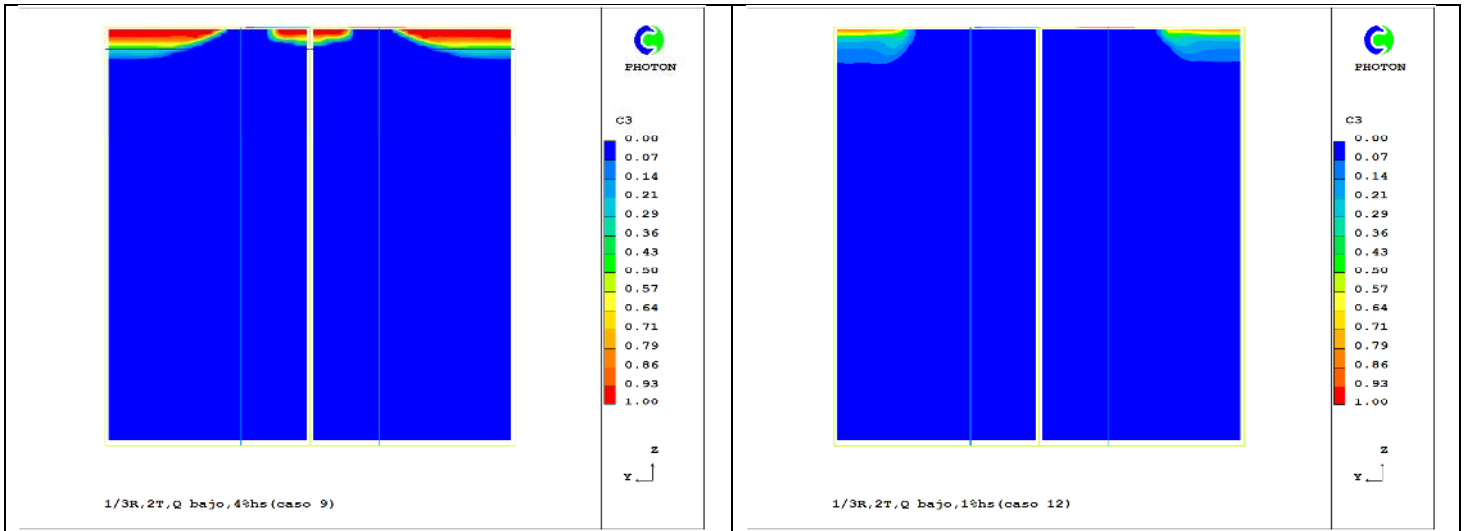
En los dos casos donde la escoria es del 1% el área expuesta es de 4.5 a 4.7 veces más grande que para los casos que tienen 4% de escoria para flujo alto y bajo respectivamente.

Para los casos con un tapón en una posición de  $r/R=1/3$  variando el flujo ( $Q$ ) y el espesor de la escoria ( $h_s$ ), se puede observar en la **Figura 64** sobre el plano de simetría la deformación de la escoria, formándose una sola apertura en la escoria, exponiendo al acero a la superficie libre. Se aprecia que la extensión de estas aperturas aumenta al incrementar el flujo de gas, pero esta apertura se incrementa notoriamente cuando disminuye el espesor de la capa de escoria de un 4% a 1%. Para los casos que tienen una capa de escoria del 4%, se puede apreciar una variación en el grosor de la capa de escoria, siendo más delgada en la orilla del ojo e incrementándose hasta tener un espesor aparentemente constante. En la **Figura 66**, se tienen estos mismos últimos 4 casos desde una vista superior sobre la superficie libre donde con 4% de escoria se ve el ojo circular, mientras que con 1% de escoria se ve una elipse irregular más alargada hacia el centro del horno y cuyo tamaño crece con el flujo de gas y en este caso la variación de flujo si cambia un poco la forma del ojo (con 1% de escoria y un tapón a  $1/3R$ ). En la **Figura 68**, se presentan las imágenes procesadas obteniendo el % de área o el área en metros cuadrados ( $m^2$ ) del ojo en color verde y la fase de la escoria en color negro. Se confirma que la forma del ojo tiende a ser circular para los casos con un espesor de escoria del 4% tanto para flujo alto como bajo, mientras que para los casos con un espesor de escoria del 1%, el spout genera una apertura de la escoria que deja una zona con forma oval con un solo eje de simetría, siendo más ancho el ovalo donde se encuentra el tapón y más angosto a  $180^\circ$  de la posición del tapón. El área expuesta por el ojo se ve que es más sensible cuando se disminuye el % de escoria de 4% a 1% que cuando se aumenta el flujo. En los dos casos donde la escoria es del 1% el área expuesta es de 4.6 a 4.5 veces más grande que para los casos que tienen 4% de escoria para flujo alto y bajo respectivamente.

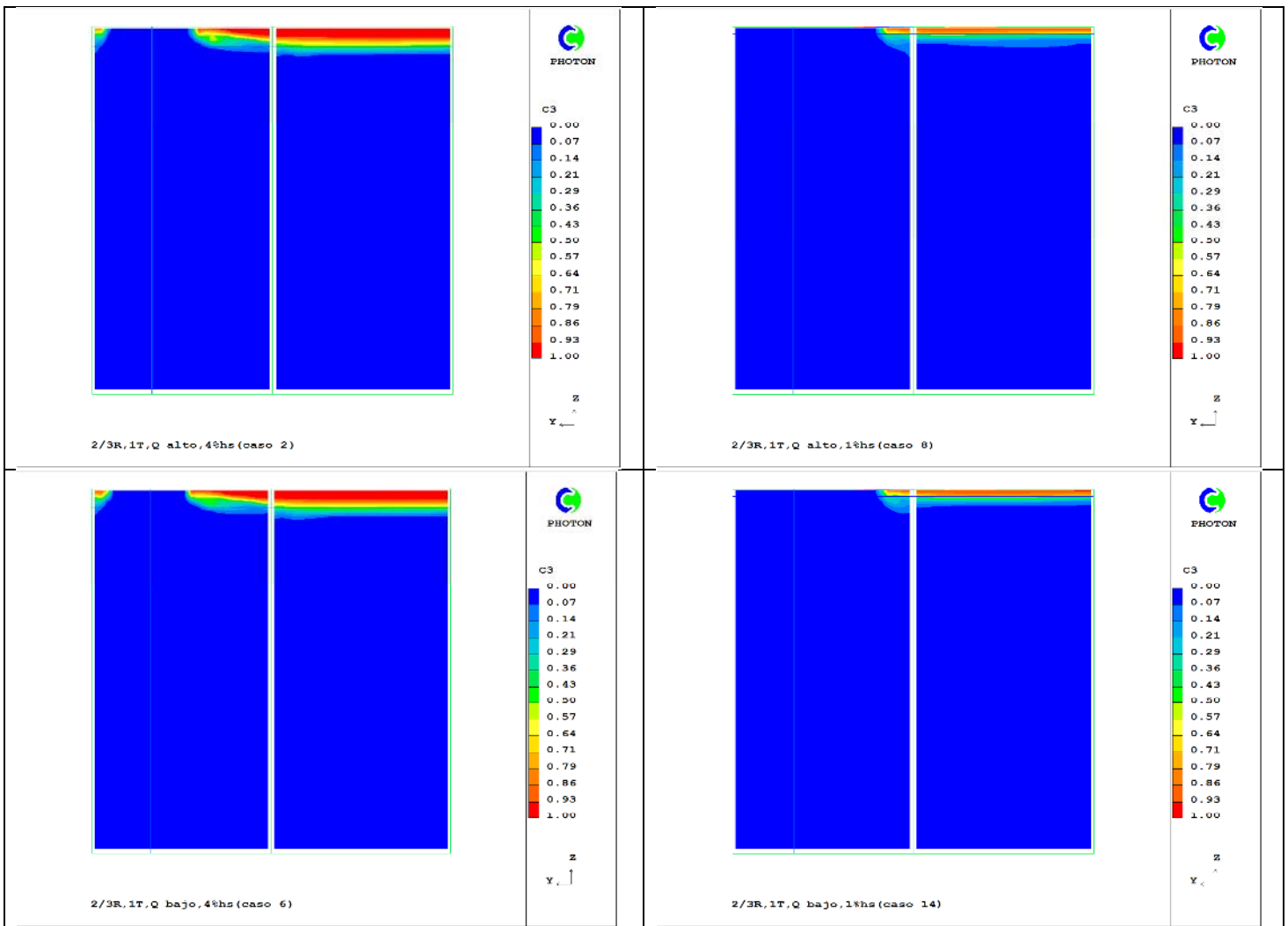
Como comentario adicional, todos los casos mostraron bajo nivel de difusión numérica, teniendo una buena separación de fase acero y escoria con una superficie libre definida. Esta minimización de la difusión numérica se logró gracias a una buena práctica numérica con malla fina cerca de la interfase y el uso de esquemas de convección. No obstante, este problema es casi imposible de eliminar en sistemas con superficies libres deformables (como la interfase acero-escoria) y aunque fue controlada, la difusión numérica o falsa siguió apareciendo sobre todo para espesores de 1% de escoria, por lo cual se usó el procesamiento de imágenes descrito con el cual se pudo obtener la apertura de ojo en cada caso simulado.

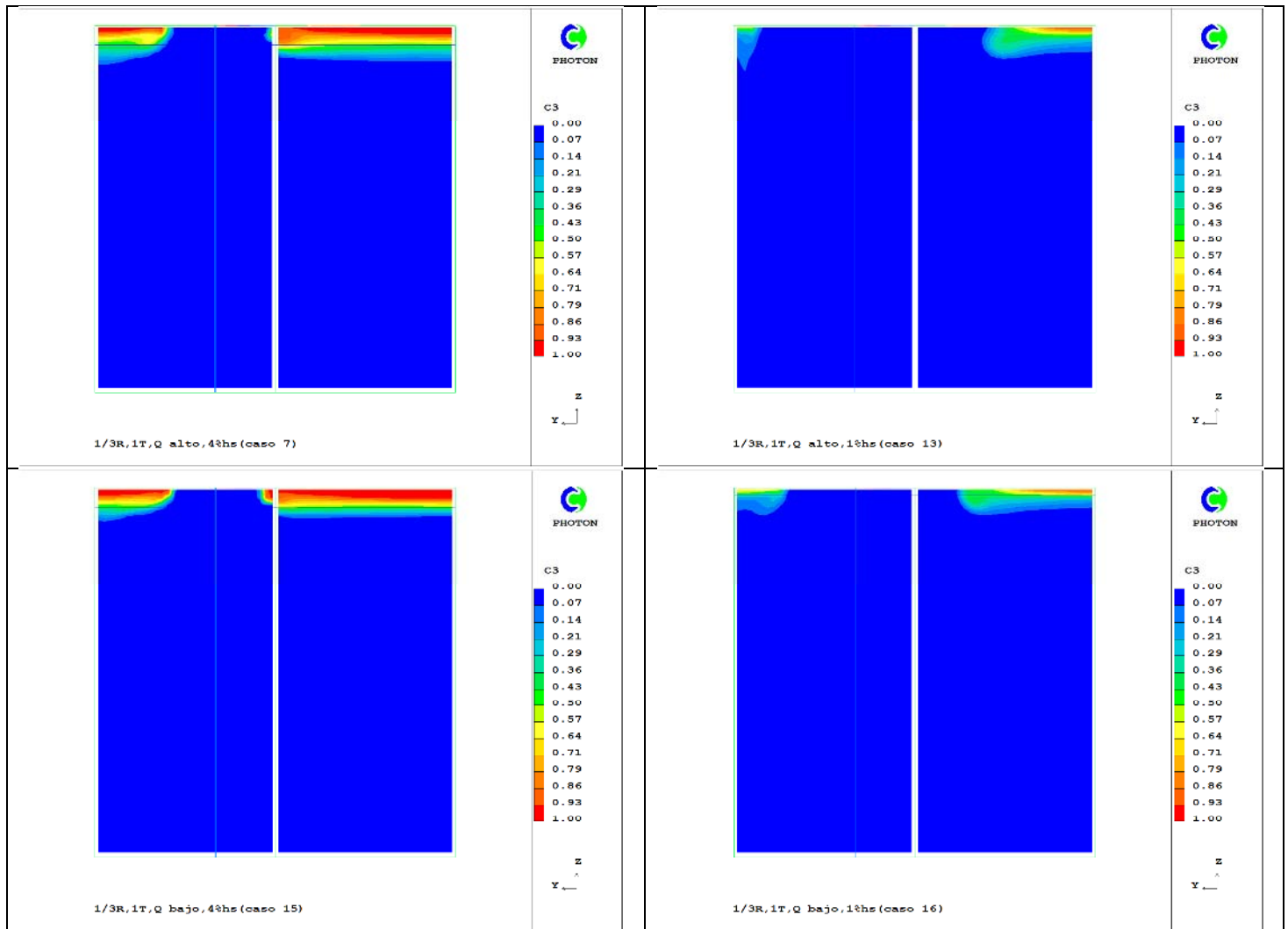




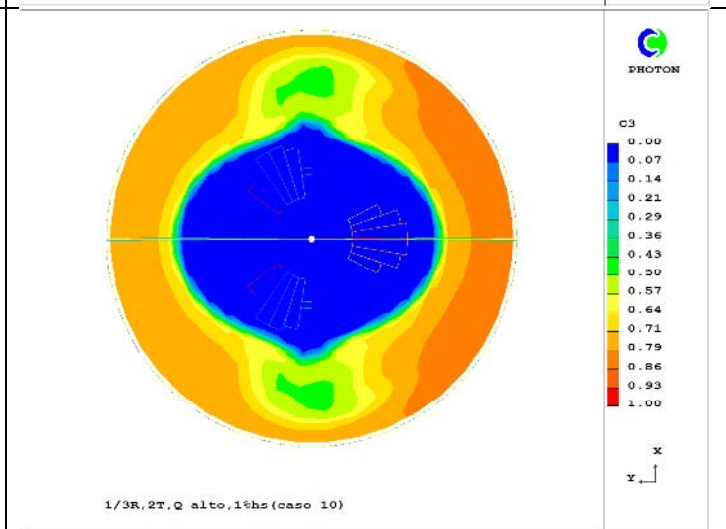
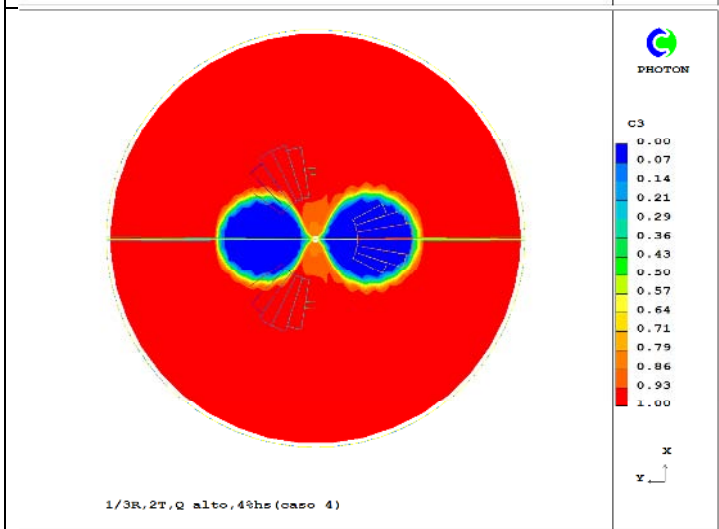
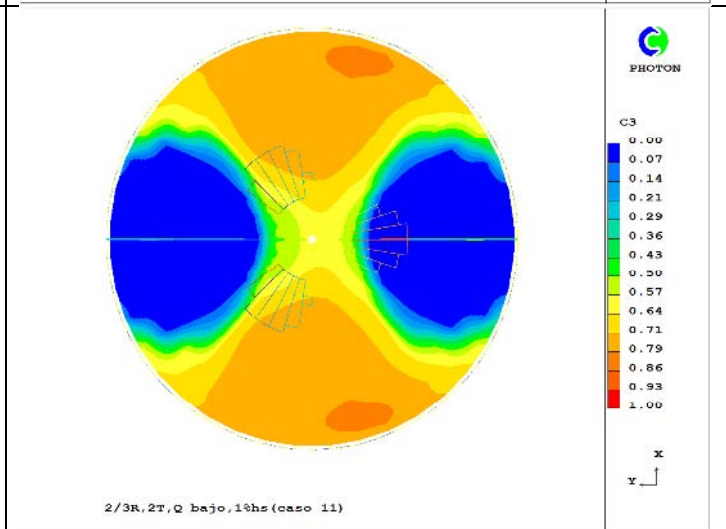
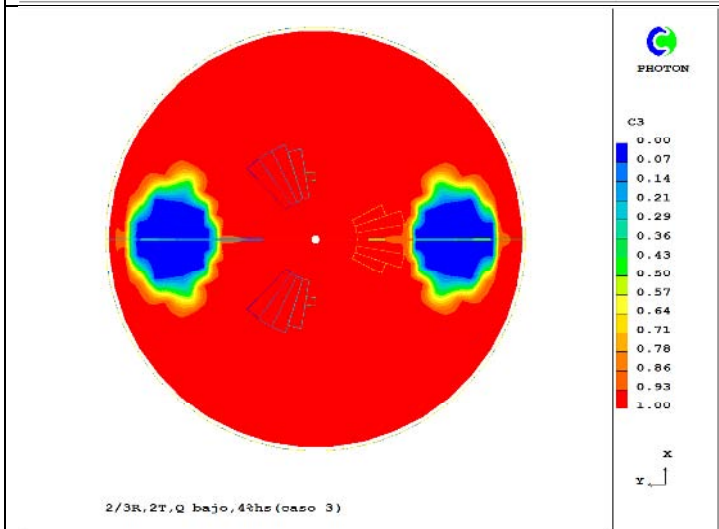
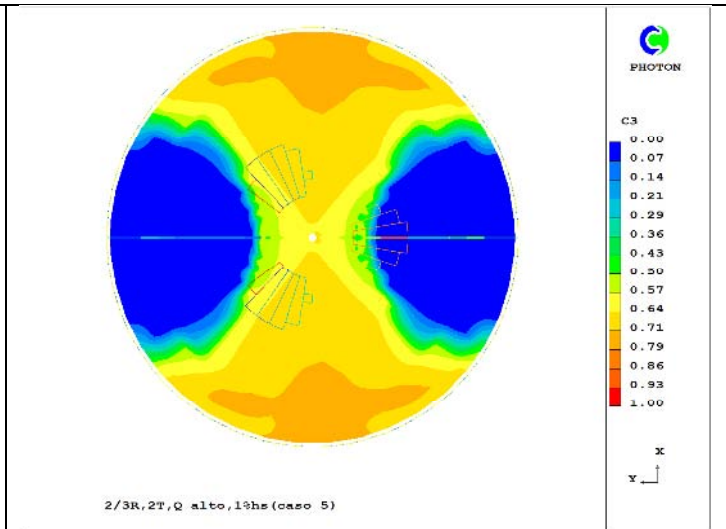
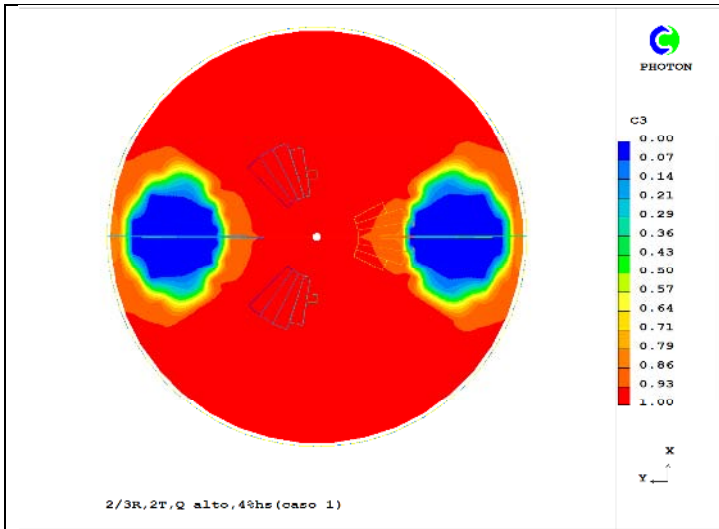


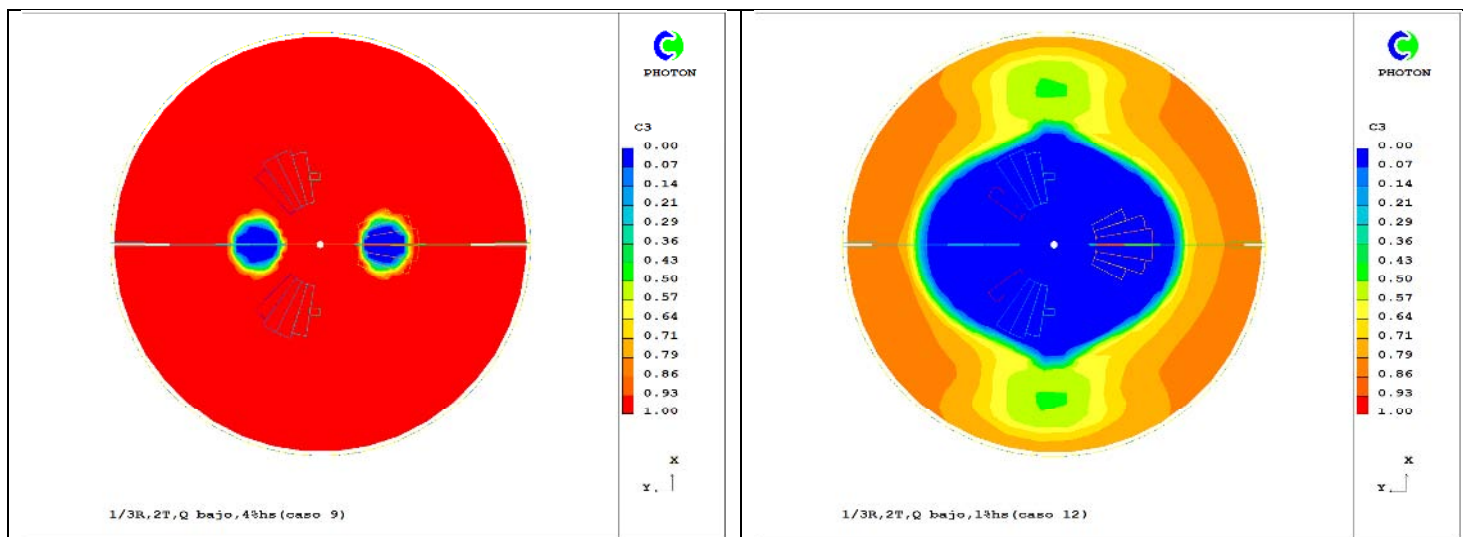
**Figura 63.** Apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) en el plano de simetría del horno olla con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



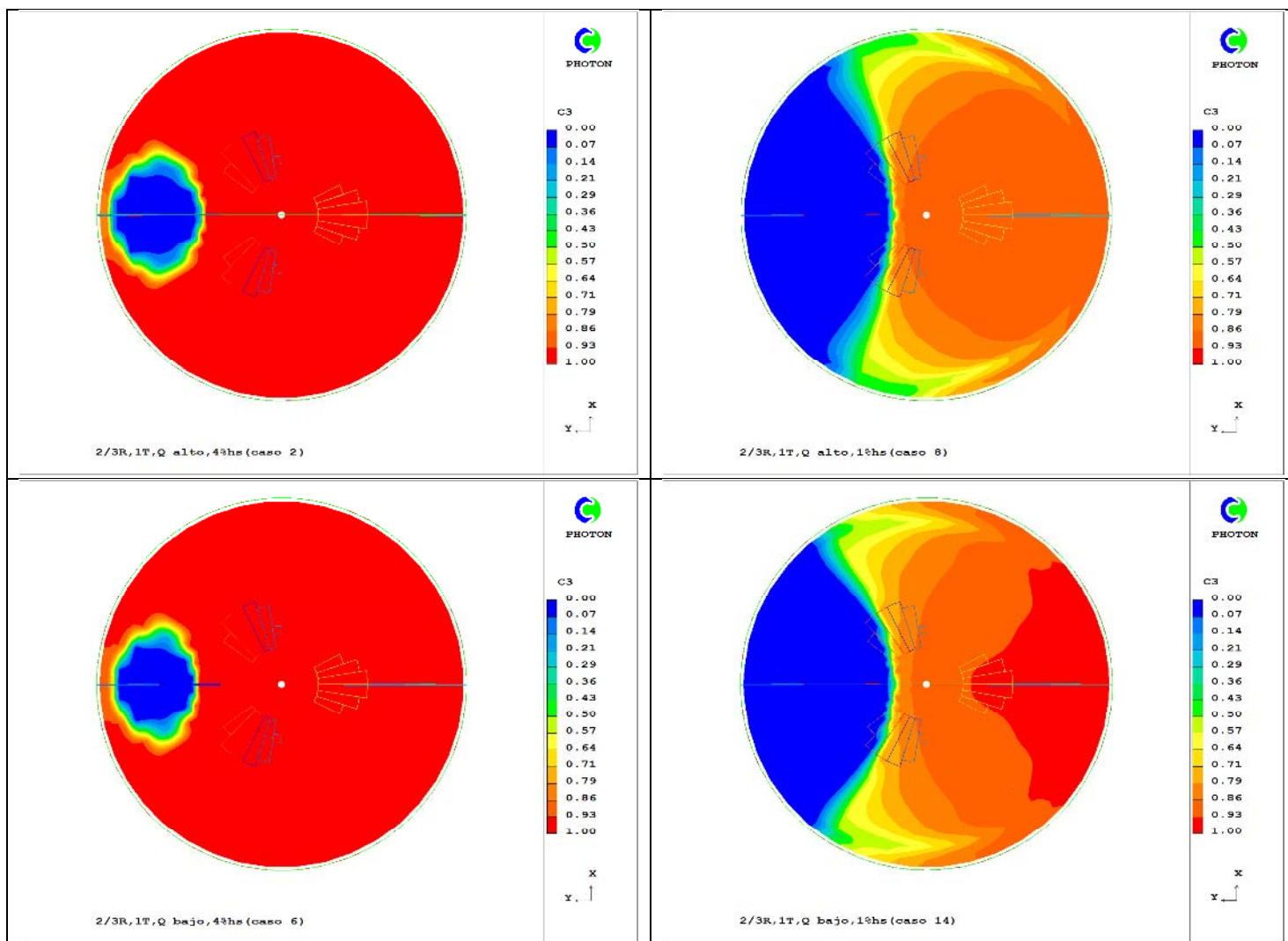


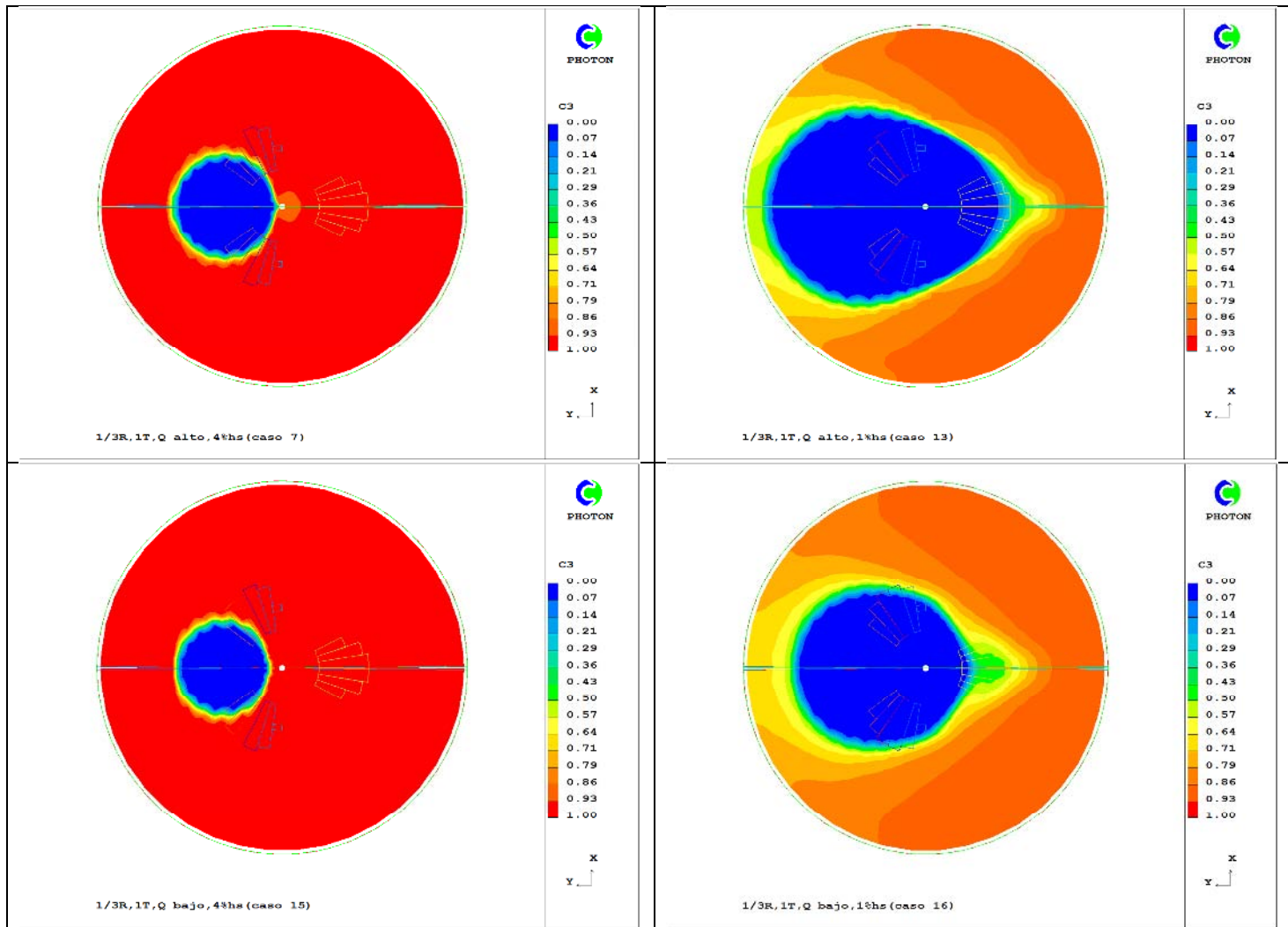
**Figura 64.** Apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) en el plano de simetría del horno olla con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



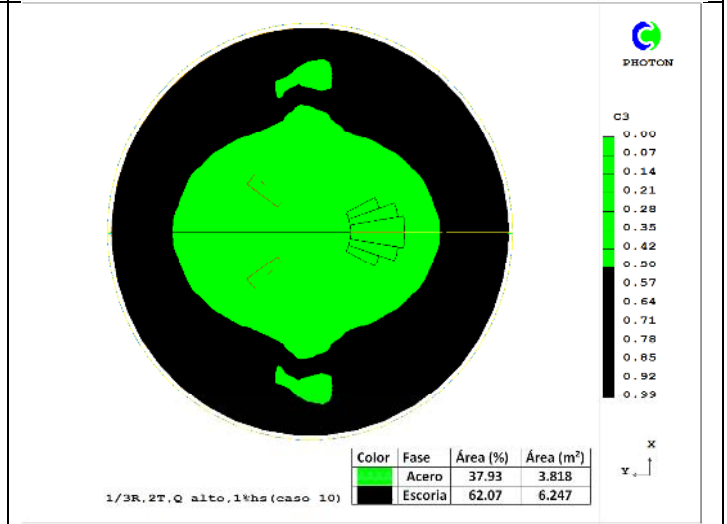
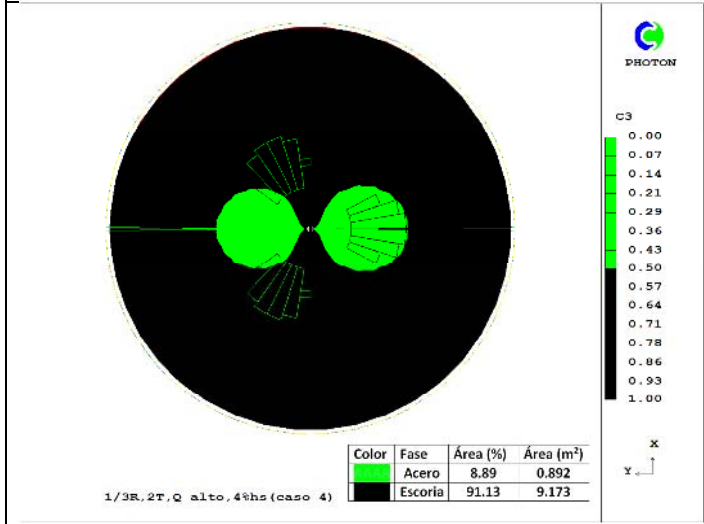
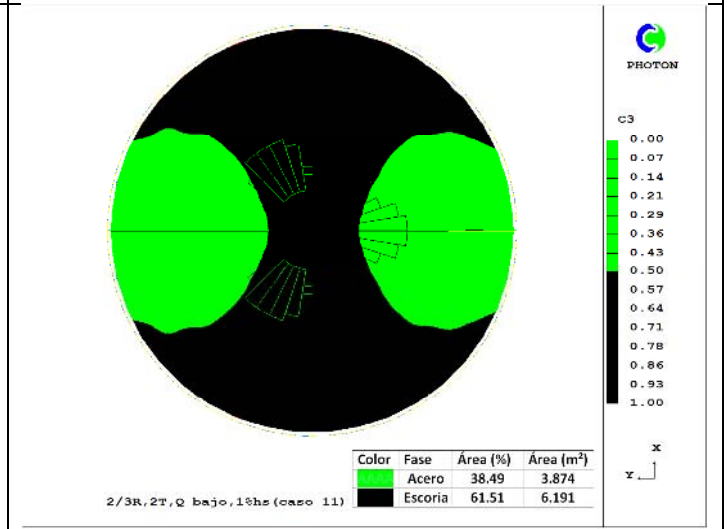
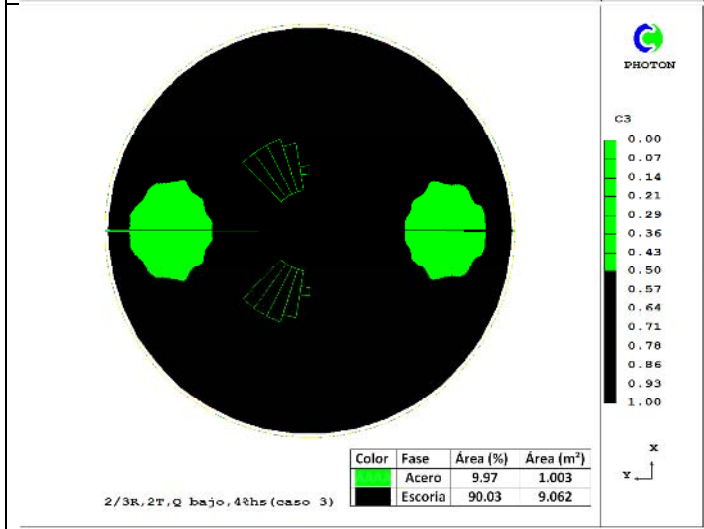
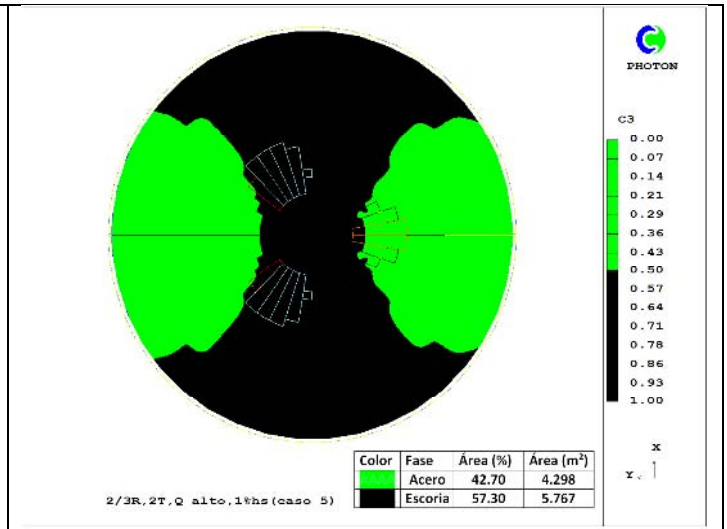
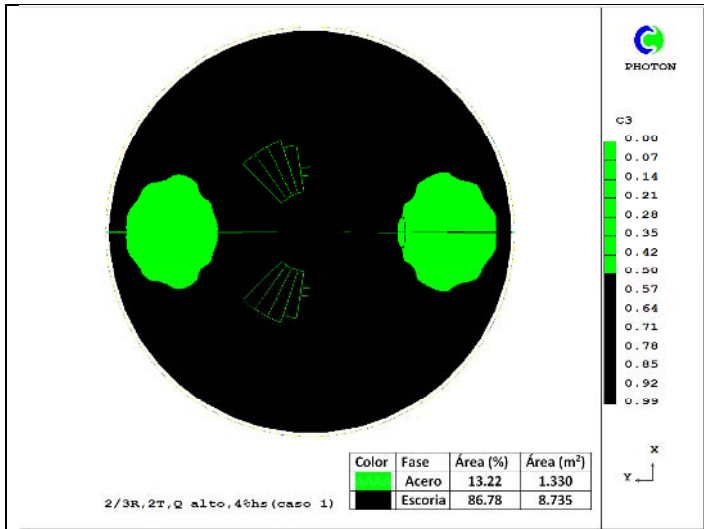


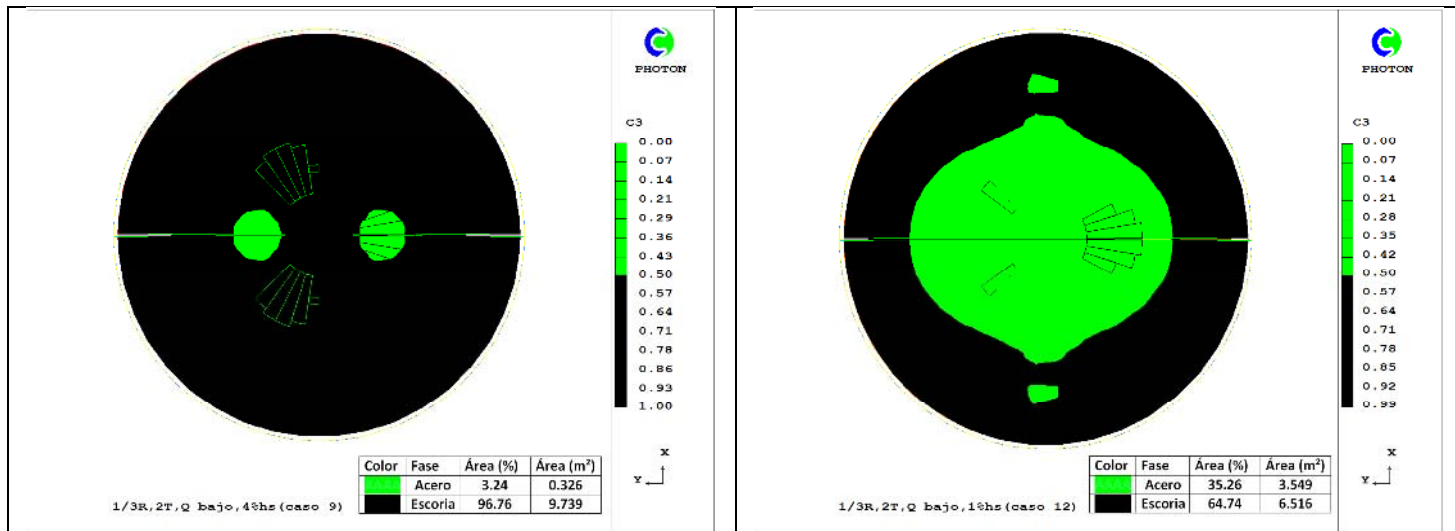
**Figura 65.** Vista superior del horno olla, mostrando la apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).



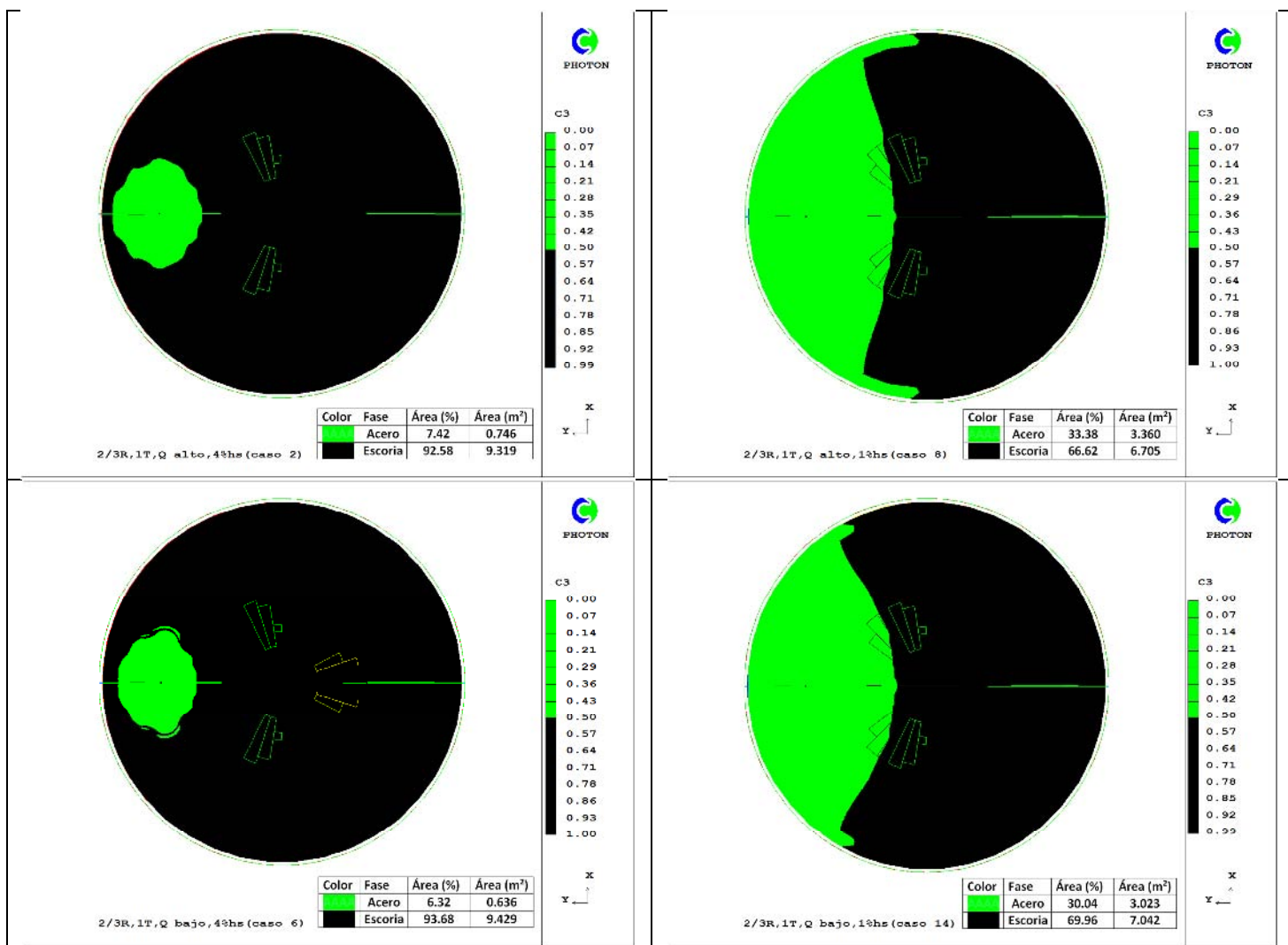


**Figura 66.** Vista superior del horno olla, mostrando la apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) con un tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas ( $Q$ ), espesor de escoria ( $\%h_s$ ).

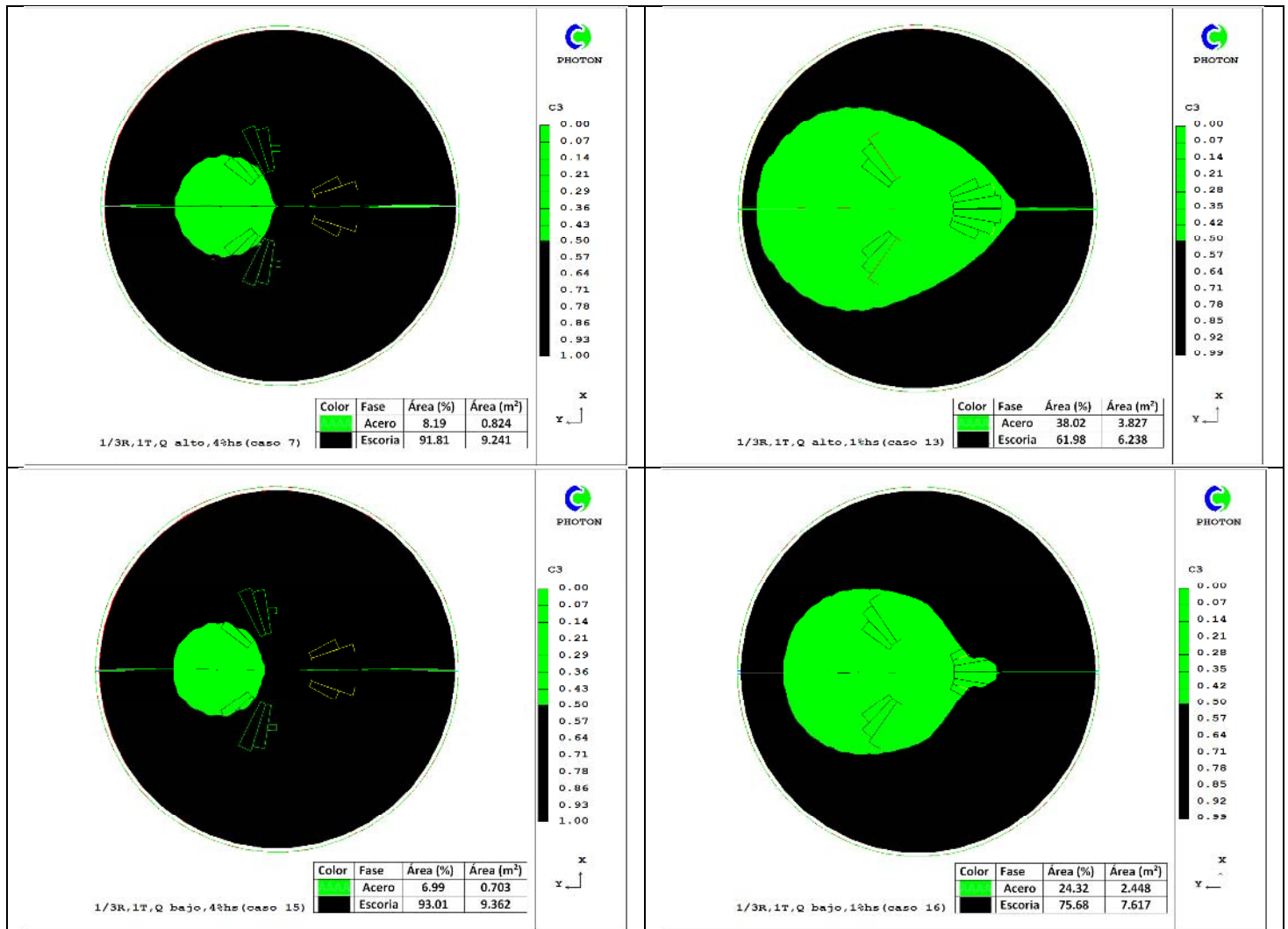




**Figura 67.** Las imágenes de la **Figura 65**, fueron procesadas mediante un analizador de imágenes para obtener el % de cada fase expuesta en la superficie libre (fase negra escoria, fase verde acero).







**Figura 68.** Las imágenes de la Figura 66, fueron procesadas mediante un analizador de imágenes para obtener el % de cada fase expuesta en la superficie libre (fase negra escoria, fase verde acero).

### 3.2.6 Diseño estadístico factorial de 2<sup>4</sup>.

Para analizar los resultados del modelo matemático se utilizó un diseño estadístico factorial<sup>151)</sup> completo a dos niveles con 4 factores (variables), es decir de 2<sup>4</sup>. Las 4 variables (o factores) utilizadas en el modelo matemático fueron: número de tapones (N), flujos de gas (Q), posición del tapón (r/R) y espesor de la escoria (h<sub>s</sub>/H). En la **Tabla 13** se muestra el diseño de experimentos completo con los niveles alto (+) y bajo (-) de cada variable, así como el valor de cada una de las 4 variables para cada uno de los 16 experimentos realizados en computadora. Además, en dicha tabla se presenta la respuesta que es en este caso el tiempo de mezclado calculado cuando se agrega soluto en un punto de la olla en un tiempo inicial que ya cuenta con un patrón de flujo desarrollado y se determina el tiempo requerido para alcanzar el 98% de uniformidad del soluto en la olla. En la **Tabla 14** se presentan los coeficientes de contraste para definir el efecto de las cuatro variables y sus interacciones sobre el tiempo de mezclado. Finalmente, en la **Tabla 15** se muestran todas las respuestas calculadas con este diseño, es decir, el ya mencionado tiempo de mezclado en el acero, y las otras respuestas que fueron tratadas de igual forma al tiempo de mezclado y que son: la velocidad promedio de la escoria (m/s), la velocidad promedio del acero (m/s), la temperatura promedio de la escoria (K), la temperatura promedio del acero (K), el porcentaje de área del ojo y el área del ojo (m<sup>2</sup>).

**Tabla 13.** Datos del modelo matemático ordenado en forma estándar, para el tiempo de mezclado (s).

Calculo	1	2	3	4	Respuesta (t <sub>mezclado</sub> )	Orden aleatorio (Casos)	Variables	-	+
1	-	-	-	-	498	16	1. Número de tapones	1	2
2	+	-	-	-	203	12	2. Flujo (X10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup> /s)	5.33	10.66
3	-	+	-	-	388	13	3. Posición del tapón (r/R)	1/3	2/3
4	+	+	-	-	200	10	4. Espesor de escoria (%)	1	4
5	-	-	+	-	330	14			
6	+	-	+	-	148	11			
7	-	+	+	-	309	8			
8	+	+	+	-	177	5			
9	-	-	-	+	497	15			
10	+	-	-	+	311	9			
11	-	+	-	+	379	7			
12	+	+	-	+	239	4			
13	-	-	+	+	380	6			
14	+	-	+	+	160	3			
15	-	+	+	+	338	2			
16	+	+	+	+	196	1			

**Tabla 14.** Coeficientes de contraste para el tiempo de mezclado.

I	1	2	3	4	12	13	14	23	24	34	t <sub>mezclado</sub> (s)
+	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+	498
+	+	-	-	-	-	-	-	+	+	+	203
+	-	+	-	-	-	+	+	-	-	+	388
+	+	+	-	-	+	-	-	-	-	+	200
+	-	-	+	-	+	-	+	-	+	-	330
+	+	-	+	-	-	+	-	-	+	-	148
+	-	+	+	-	-	-	+	+	-	-	309
+	+	+	+	-	+	+	-	+	-	-	177
+	-	-	-	+	+	+	-	+	-	-	497
+	+	-	-	+	-	-	+	+	-	-	311
+	-	+	-	+	-	+	-	-	+	-	379
+	+	+	-	+	+	-	+	-	+	-	239
+	-	-	+	+	+	-	-	-	-	+	380
+	+	-	+	+	-	+	+	-	-	+	160
+	-	+	+	+	-	-	-	+	+	+	338
+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	196
Dividir 16	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	

**Tabla 15.** Valores de respuesta en el horno olla.

Calculo	t <sub>m</sub> (s) (98%)	Velocidad promedio de la escoria (m/s)	Velocidad promedio del acero (m/s)	Temperatura promedio de la escoria (°K)	Temperatura promedio del acero (°K)	Área del ojo (%)	Área del ojo (m <sup>2</sup> )
1	498	1.90E-03	0.2034	1892.86	1889.46	24.32	2.448
2	203	8.29E-04	0.3918	1875.27	1883.26	35.26	3.549
3	388	2.18E-03	0.3084	1889.41	1888.13	38.02	3.827
4	200	8.40E-04	0.3853	1884.61	1886.29	37.93	3.818
5	330	3.64E-03	0.2206	1893.03	1888.99	30.04	3.023
6	148	6.00E-04	0.2842	1876.91	1883.59	38.49	3.874
7	309	3.98E-03	0.2337	1896.34	1888.83	33.38	3.36
8	177	3.72E-04	0.2623	1886.19	1888.26	42.7	4.298
9	497	6.96E-03	0.2251	1895.34	1887.40	6.99	0.703
10	311	5.00E-03	0.2473	1885.16	1886.78	3.24	0.326
11	379	6.21E-03	0.2606	1894.65	1887.87	8.19	0.824
12	239	4.43E-03	0.3255	1885.68	1886.79	8.87	0.892
13	380	8.75E-03	0.1892	1893.53	1887.46	6.32	0.636
14	160	3.69E-03	0.2745	1884.68	1885.36	9.97	1.003
15	338	9.13E-03	0.2037	1891.27	1885.69	7.42	0.746
16	196	3.58E-03	0.2782	1883.88	1885.08	13.22	1.330

En la **Tabla 16** se presentan los efectos estimados de cada variable y de las interacciones dobles sobre cada respuesta a partir del análisis estadístico del diseño factorial  $2^4$ . Lo que nos indican los efectos estimados es como puede ser afectada la respuesta en los experimentos, al aumentar o disminuir el valor de las diferentes variables del proceso. En este diseño estadístico se trabajó solo el efecto de cada variable obteniendo cuatro efectos estimados y el efecto combinado de dos variables, que nos da seis interacciones dobles, dando en total en la tabla diez efectos estimados. Si el signo del efecto estimado es negativo indica que al aumentar el valor de la variable, disminuye el efecto estimado y lo contrario si el signo es positivo, es decir al aumentar el valor de la variable aumenta el valor de la respuesta. El valor de este análisis es que de manera cuantitativa se da el efecto de cada variable y por lo tanto se puede establecer que efecto domina una de las respuestas de interés y que complementa el análisis cualitativo de la sección anterior pero que también es útil, ya que fue hecho en base a un análisis fenomenológico que ayuda a entender la compleja operación de una olla de acero.

Para el tiempo de mezclado se puede observar que el efecto estimado que tiene mayor influencia es el número de tapones con un valor de -185.62 unidades, este valor es negativo, indicando que al aumentar el número de tapones de 1 a 2, el tiempo de mezclado puede disminuir hasta 185.62 unidades. El segundo en importancia es la posición de los tapones ( $r/R$ ), con un valor de -84.62 indicando que al alejar los tapones del centro ( $r/R=1/2$  a  $r/R=2/3$ ) disminuye también el tiempo de mezclado. Los terceros en importancia son el flujo ( $Q$ ) y el efecto combinado del flujo y la posición de los tapones ( $Q-r/R$ ) con un valor de -38 y 38 unidades respectivamente. Es decir, un aumento en  $Q$  disminuye el tiempo de mezclado mientras que el efecto combinado lo aumenta, lo que indica que aumentar el flujo y la posición radial es contraproducente ya que se pierde energía de agitación con el rozamiento de las paredes. Se puede observar que el incrementar la capa de escoria de 1% a 4% aumenta el tiempo de mezclado en 30 unidades, lo que tiene lógica si se considera que mayor escoria frena la convección del acero. Existen efectos estimados que no tiene un mayor impacto en el tiempo de mezclado como lo es el efecto combinado de la posición de los tapones y el espesor de la escoria ( $r/R-h_s/H$ ), con un valor de -3.37 unidades. Es interesante notar como los efectos combinados significativos nos muestran la complejidad de la operación de la olla, por lo que dar efectos solitarios cualitativos de cada variable puede resultar en un análisis simplista.

Para las velocidades de la escoria se puede ver que el efecto estimado que tiene mayor importancia es el espesor de la escoria ( $h_s/H$ ), con un valor de 0.0041 y de signo positivo, siendo mayor a la velocidad promedio de la escoria que es de 0.0038 m/s, esto indica que al aumentar el espesor de la escoria, aumenta su velocidad, lo que también es correcto y lógico, ya que a mayor volumen de escoria más transferencia de movimiento se da entre el acero y la escoria. El efecto que tiene el aumentar el número de tapones ( $N$ ), provoca que disminuya la velocidad de la escoria en 0.75 veces la velocidad promedio de la escoria. Un

tercer efecto pero combinado es, el número de tapones y la posición de los tapones ( $N-r/R$ ) teniendo un valor de  $-0.00138$  y con signo negativo, indicando que aumentando tanto los tapones como la posición de los mismos provoca que disminuya la velocidad de la escoria en  $0.35$  veces sobre la velocidad promedio.

Para la velocidad del acero el efecto estimado que tiene mayor relevancia es el número de tapones ( $N$ ), con un valor de  $0.075$  y de signo positivo, indicando que aumenta la velocidad del acero  $0.28$  veces sobre la velocidad promedio del acero. El segundo efecto estimado en importancia es la posición de los tapones ( $r/R$ ), teniendo un valor de  $-0.050$  y de signo negativo, indicando que al alejar los tapones del centro ( $r/R=1/2$  a  $r/R=2/3$ ) disminuye la velocidad del acero en  $0.186$  veces sobre la velocidad promedio del acero. El tercer efecto estimado en importancia es el espesor de la escoria ( $h_s/H$ ), teniendo un valor de  $-0.0356$  y de signo negativo, indicando que al aumentar el espesor de la escoria, provoca que disminuya la velocidad del acero en  $0.132$  veces sobre la velocidad promedio del acero. El efecto estimado del flujo es de  $0.0277$  y de signo positivo, indicando que aumenta la velocidad del acero en  $0.103$  veces sobre la velocidad promedio del acero, se esperaría que este valor fuera mayor. Los demás valores de los efectos combinados son bajos y cuatro de ellos tienen signo negativo ( $N-Q$ ,  $N-r/R$ ,  $N-h_s/H$  y  $Q-r/R$ ) y los otros dos son de signo positivo ( $Q-h_s/H$  y  $r/R-h_s/H$ ).

Para la temperatura de la escoria el efecto estimado con mayor valor es el número de tapones ( $N$ ), y es de  $-10.5$  unidades, y de signo negativo, indicando que al aumentar el número de tapones baja la temperatura de la escoria lo que indica que se disipa mejor el calor con más tapones. Los valores de los demás efectos de las variables y los efectos combinados no son relevantes ya que son valores muy bajos que no tiene impacto sobre la temperatura de la escoria. Esto indica que la temperatura promedio de la escoria depende más bien de los flujos de calor provenientes de los arcos y de las pérdidas de calor.

Para la temperatura del acero se puede decir que ninguno de los efectos estimados de las variables ni los efectos combinados tienen impacto sobre la temperatura del acero, el valor máximo es de  $-2.30$ , sobre la temperatura del acero que es de  $1886.8$  °K en promedio, lo cual también indica que la temperatura promedio del acero depende más bien de los flujos de calor provenientes de los arcos y de las pérdidas de calor.

Para el área del ojo el efecto estimado que tiene mayor relevancia es el espesor de la escoria ( $h_s/H$ ), con un valor de  $-2.717$  y de signo negativo, indicando que al aumentar el espesor de la escoria de  $1\%$  a  $4\%$  el área del ojo disminuye más del área promedio que es de  $2.166$  m<sup>2</sup>. Los dos efectos estimados en importancia que siguen son el número de tapones ( $N$ ) y el flujo ( $Q$ ), con valores casi iguales de  $0.440$  y  $0.441$  respectivamente, y de signo positivo indicando que el número de tapones o el flujo incrementan el área del ojo en  $0.44$  m<sup>2</sup>.

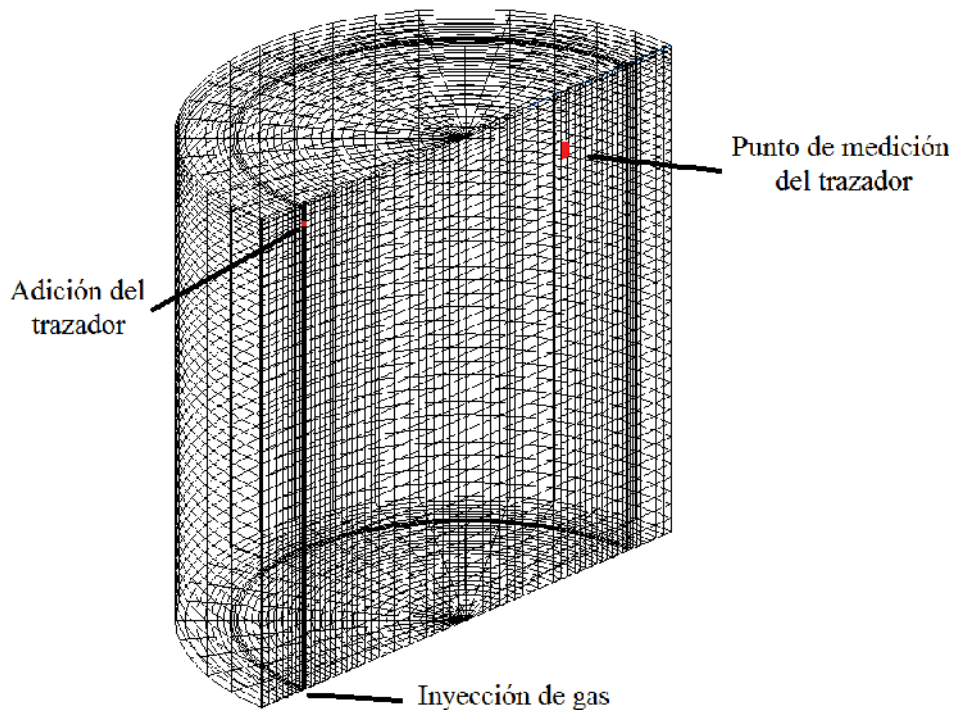
**Tabla 16.** Efectos estimados a partir de un diseño factorial  $2^4$  en el horno olla.

Respuesta	$\tau_m$ (s) (2%)	Velocidad escoria (m/s)	Velocidad acero (m/s)	Temperatura escoria (°K)	Temperatura acero (°K)	Área del ojo (%)	Área del ojo (m <sup>2</sup> )
Valor promedio de la respuesta	297.062	0.00388	0.268427	1888.05	1886.83	21.522	2.166
N	<b>-185.62</b>	<b>-0.00292</b>	<b>0.075542</b>	<b>-10.50</b>	-2.30	<b>4.37</b>	<b>0.440</b>
Q	<b>-38.62</b>	-8.07E-05	<b>0.027706</b>	1.90	0.58	<b>4.38</b>	<b>0.441</b>
r/R	<b>-84.62</b>	0.000673	<b>-0.05011</b>	0.35	-0.34	2.34	0.235
hs/H	30.87	<b>0.004173</b>	<b>-0.03569</b>	2.44	-0.55	<b>-26.99</b>	<b>-2.717</b>
N-Q	<b>35.12</b>	-0.000144	-0.01433	2.67	1.27	-0.44	-0.045
N-r/R	16.62	<b>-0.001387</b>	-0.01255	-0.11	0.13	2.43	0.244
N-hs/H	13.62	-0.000658	-0.01382	1.65	1.20	-2.78	-0.279
Q-r/R	<b>38.12</b>	-0.000176	-0.02534	0.47	0.03	-1.41	-0.142
Q- hs/H	-11.37	-0.000180	0.00527	-2.71	-0.97	-1.59	-0.160
r/R- hs/H	-3.37	-3.76E-05	0.02188	-2.22	-0.97	0.07	0.007

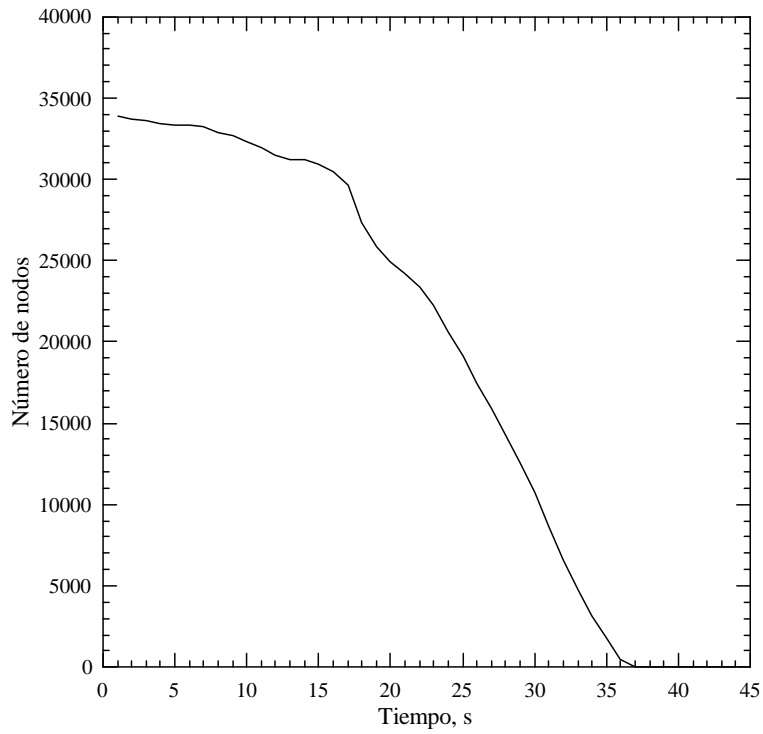
### 3.2.7 Comparación del modelo físico y matemático.

Para validar el modelo matemático se realizó un cálculo en el software phoenics para uno de los casos representativos realizados con el modelo físico con agua, el cual fue bajo las siguientes condiciones: 1 tapón, posición de  $r/R=4/5$ , flujo de gas de 37 l/min, sin la presencia de escoria. La **Figura 69** muestra la malla modificada y con las nuevas condiciones de posición del tapón, para la inyección de gas. Las dimensiones se cambiaron por las del modelo físico, así como las propiedades físicas del agua y del trazador (hidróxido de sodio). El punto de medición del trazador en el modelo matemático fue el mismo que en el modelo físico para obtener la curva de mezclado en el mismo punto. El trazador en el modelo matemático se adicionó en el nodo ubicado sobre el tapón donde se inyecta el gas pero a una altura de 410 mm. La **Figura 70**, muestra el tiempo de mezclado del modelo matemático cuando el número total de nodos alcanza el equilibrio químico con la composición de equilibrio  $\pm 2\%$  (igual a cero nodos), el cual se alcanzó a los 38 segundos. La **Figura 71** muestra la evolución de la concentración medida en el punto de monitoreo en el tiempo obtenida del modelo físico y del modelo matemático. Los resultados del modelo físico involucran tres curvas experimentales, lo que es un experimento con tres réplicas (color azul, verde y magenta), y para el modelo matemático se tiene una curva calculada de color rojo. Se puede apreciar que la curva del modelo matemático solo tiene dos máximos, y solo coincide en el primer máximo con las curvas

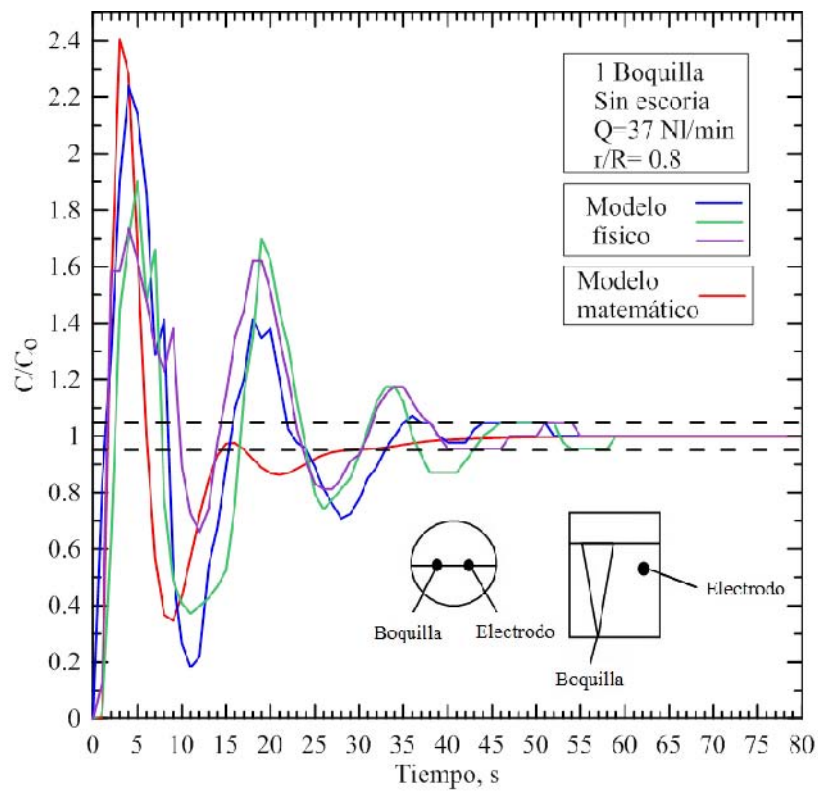
del modelo físico con respecto al tiempo, en el segundo máximo quedan desfasadas las curvas del modelo físico por tres segundos más. También se observa que la máxima concentración se da en el primer pico o máximo, en el segundo máximo la concentración disminuye considerablemente para el modelo matemático no así para el modelo físico en donde disminuye el segundo máximo respecto al primero pero no tanto e inclusive esta curva experimental presenta un tercer máximo que ya no aparece en el modelo matemático. El tiempo de mezclado para la curva del modelo matemático se dio a los 29 segundos con el criterio del 95% de mezclado sobre la concentración de equilibrio. Este valor no coincide con el valor de mezclado con el de la **Figura 70**, del modelo matemático, pero esto es debido a que se usó otro criterio de mezclado de  $\pm 2\%$  y para comparar con los resultados del modelo físico se usó el criterio de  $\pm 5\%$ . Dos de las curvas del modelo físico alcanzan el criterio del mezclado del 95% en 38 segundos.



**Figura 69.** Malla del modelo matemático que representa al modelo en agua, indicando la posición de inyección del gas, punto de adición del trazador (NaOH) y punto de medición de la concentración del trazador.



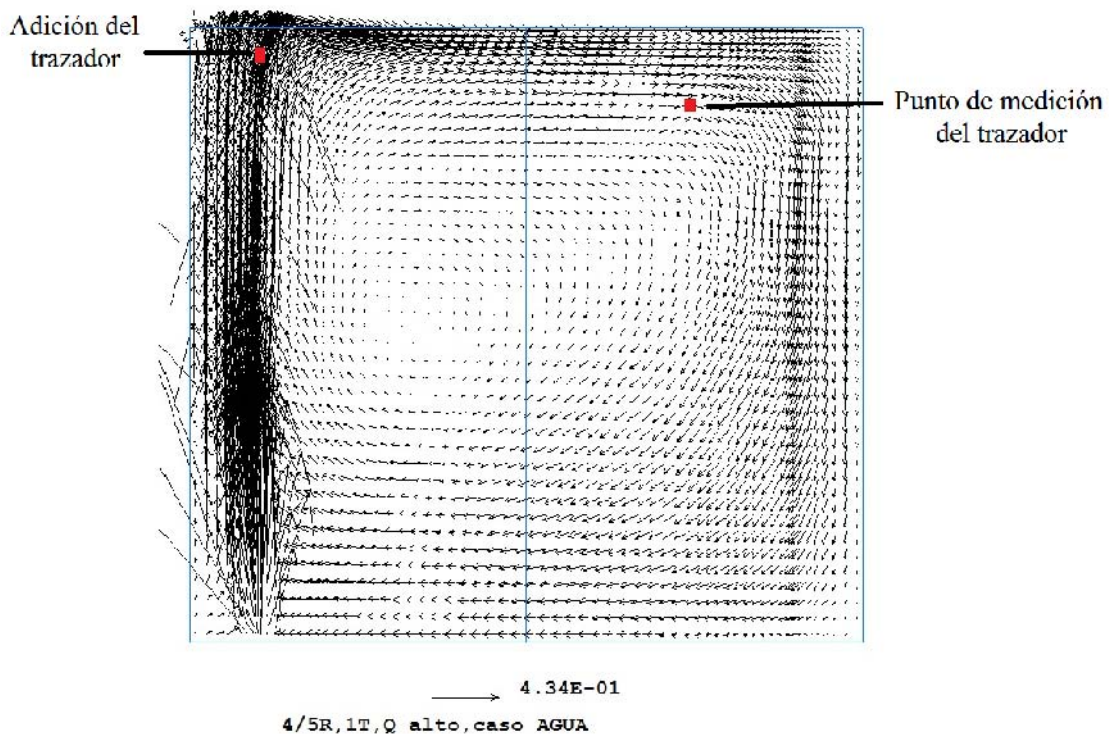
**Figura 70.** Tiempo de mezclado en función del número de nodos totales sin mezclar en el horno olla.



**Figura 71.** Perfil de concentración contra tiempo, del modelo físico y matemático.



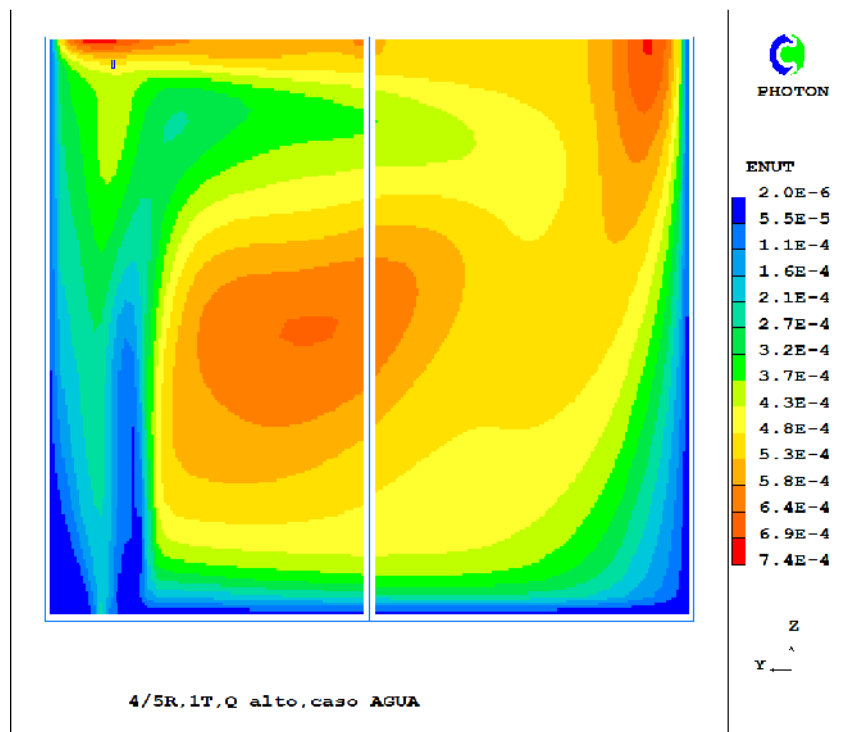
La **Figura 72** muestra el campo de velocidad en el plano de simetría del modelo matemático para agua calculado con Phoenix, con un tapón (N), en posición de  $r/R=4/5$ , con flujo (Q) de 37 l/min, y sin escoria. Se puede observar un patrón de recirculación bien desarrollado que abarca casi completamente todo el modelo físico generando un vórtice muy amplio, se observa que la pluma está prácticamente pegada a la pared, las zonas muertas son muy pequeñas, si se compara este patrón de flujo con los de la **Figura 43**, que son los casos donde el tapón se encuentra más cerca de la pared del horno olla ( $r/R=2/3$ ) y con una capa de escoria, se pueden ver cuatro diferencias, a) mayor campo de recirculación sin escoria, b) el área de las zonas muertas es menor en ausencia de escoria c) la dirección del acero cambia al chocar con la escoria, modificando la recirculación del acero y d) cambia la posición del ojo de la recirculación localizándose más abajo y al centro sin escoria en relación al ojo de la recirculación formado en presencia de escoria..



**Figura 72.** Campos de velocidad en el plano de simetría del modelo matemático para agua, bajo las condiciones de: 1 tapón, posición de  $r/R=4/5$ , flujo de 37 l/min, sin la presencia de escoria

La **Figura 73** presenta la distribución de la viscosidad cinemática turbulenta en el agua del modelo físico, calculado con Phoenix, para el caso de 1 tapón, posición de  $r/R=4/5$ , flujo de 37 l/min, sin la presencia de escoria. Se aprecian tres zonas donde se tienen los valores máximos de  $\nu_t$ , a) en la zona del spout, b) a  $180^\circ$  de la zona del spout, pegado a la pared cerca de la superficie libre, c) en la zona central del vórtice. Se puede ver que al no existir

una capa de escoria como en los casos de la **Figura 56**, (que son los casos donde el tapón se encuentra más cerca de la pared del horno olla,  $r/R=2/3$  y con una capa de escoria) los valores de  $v_t$  son altos, casi en toda el área cerca de la superficie libre, hasta que el fluido choca con la pared de modelo físico, provocando un incremento en el valor de  $v_t$  hasta el valor máximo. Luego, el agua cambia de dirección hacia la parte inferior generando la recirculación del agua en gran parte del modelo físico, formando una recirculación en dirección de las manecillas del reloj y en el centro de la recirculación se genera nuevamente un incremento de  $v_t$  llegando casi al valor máximo. Se puede observar que las zonas donde los valores  $v_t$  son casi cero, son pocas comparadas con los casos de la **Figura 56**, con escoria. Aunque se alerta que estas comparaciones con y sin escoria de patrones de flujo y estructura turbulenta solo son cualitativas, ya que los sistemas son distintos tanto en materiales como en dimensiones (modelo físico de agua a escala versus horno olla industrial de acero).



**Figura 73.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ) en el plano de simetría del modelo físico de agua, con un tapón (N), en  $r/R=4/5$  y flujo de 37 l/min, sin escoria.

### 3.2.8 Comparación del modelo matemático con un modelo mecánico para el tamaño del ojo.

En la **Figura 74** se muestra el área de los ojos adimensionales como una función lineal de la raíz cuadrada del número de Froude. Los cuadros verdes y los óvalos rojos, muestran los

valores obtenidos a partir de los resultados del modelo matemático para 1 y 2 tapones respectivamente, en dos posiciones de tapón de  $r/R= 1/3$  y  $2/3$ . La velocidad de la pluma se calculó con la correlación de Castello-Branco y Schwerdtfeger<sup>62)</sup> que se muestra en la ecuación 27, donde  $U_p$  es la velocidad de acero líquido,  $Q$  es el flujo,  $\rho_g$  y  $\rho$  son las densidades del gas y del acero líquido respectivamente y  $H$  es la altura del baño.

$$U_p = 17.4Q^{0.244} \left( \frac{\rho_g}{\rho} \right)^{0.0218} H^{-0.08} \quad (\text{Ec. 34})$$

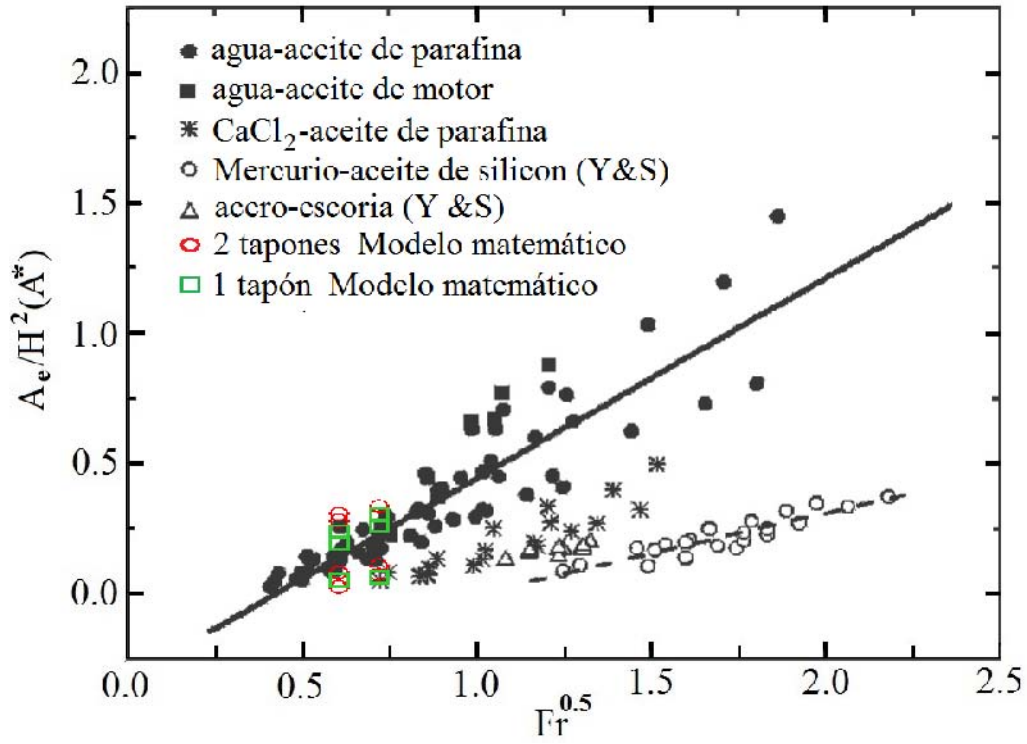
El número de Froude se calculó con la ecuación 28, donde  $Fr$  es el número de Froude,  $g$  es la fuerza gravitacional y  $h$  es la altura de la capa de escoria.

$$Fr = \frac{U_p}{gh} \quad (\text{Ec. 35})$$

El área de los ojos adimensional se calculó con la ecuación 36, donde  $A^*$  es el área adimensional y  $A_e$  es el área expuesta por el ojo.

$$A = \frac{A_e}{H^2} \quad (\text{Ec. 36})$$

Los valores de las áreas expuestas calculadas en este trabajo se presentan de la **Figura 67** a la **68**. La condición para poder comparar los resultados con la **Figura 74** según Krishnakumar y Irons<sup>62)</sup>, es que se debe cumplir que  $h/H$  debe de ser menor a 0.05. En el modelo matemático desarrollado en este trabajo los valores de  $h/H$  fueron de 0.04 y 0.01. Los puntos en la **Figura 74**, para acero-escoria (Y & S) se calcularon con la ecuación 27, donde Krishnakumar y Irons<sup>62)</sup> indican que fue para hornos olla, con tapones excéntricos, sin indicar exactamente la posición del tapón poroso. En este trabajo, para el modelo matemático se utilizaron 1 y 2 tapones con posiciones de  $r/R= 1/3$  y  $2/3$ , y podemos observar en la **Figura 74**, que las áreas de los ojos del modelo matemático es una función lineal de la raíz cuadrada del número de Froude, tanto para uno y dos tapones, con las posiciones ya mencionadas. Entonces, se puede afirmar que los resultados de apertura de escoria obtenidos en este trabajo siguen la correlación ya mencionada.



**Figura 74.** Variación del área de los ojos adimensional vs Número de Froude, comparada con la de la literatura (Y y S: Yonezawa y Schwerdtfeger<sup>62</sup>)

## CONCLUSIONES

La primera parte de este trabajo trató sobre el modelado físico del horno olla y se concluye que:

El fenómeno de mezclado se vuelve complejo en función de múltiples variables como el número de tapones(N), la posición radial del tapón(r/R), el flujo de gas (Q) y el espesor de la capa de escoria ( $h_s$ ). Al incrementar el espesor de escoria, se incrementa el tiempo de mezclado, debido a una mayor disipación de energía de agitación al aumentar el espesor de la escoria. Los tiempos de mezclado también se incrementan disminuyendo el flujo de gas y aumentando el número de tapones.

- Se ha propuesto la siguiente correlación para el tiempo de mezclado que incluye las variables ya citadas y entre las que se encuentra la capa de escoria:

$$=9.83 N^{0.1025} \left(\frac{r}{R}\right)^{-0.364} \left(\frac{h_s}{H}\right)^{0.004}$$

- Un enfoque práctico para medir la velocidad promedio de recirculación se ha sugerido. Este método se usó para estimar la energía de agitación consumida por la capa de escoria en la parte superior. Se encontró que el porcentaje de la energía de agitación que es disipada por la capa de escoria en la parte superior varía entre 4-14%.
- La superficie expuesta de agua (acero) llamada “ojo” se reduce por un aumento en la viscosidad de la escoria. También aumenta este “ojo” a medida que aumenta el flujo de gas, de aproximadamente 30% para un flujo de gas de 7 l/min a 60% para 37 l/min.
- No es posible identificar claramente una configuración óptima de inyección que minimice el tiempo de mezclado porque hay un efecto combinado entre el número de toberas, el flujo de gas y la posición radial del tapón. Hace difícil identificar un arreglo óptimo de todas las variables. Sin embargo, se propone una configuración óptima de número de tapones y posición de los mismos la que fue con una boquilla situada en la mitad del radio.

En la segunda parte de este trabajo se desarrolló un modelo matemático para un horno olla de 250 toneladas, en un sistema trifásico acero-escoria-gas, que está bajo un marco de referencia euleriano-euleriano, para estudiar el flujo de fluidos y fenómenos de transferencia de masa, esto con el fin de entender el efecto de las mismas variables de proceso estudiadas con el modelo físico. Este modelo se validó, encontrando que:

- El tiempo de mezclado medido en el modelo físico fue de 38 segundos y el predicho por el modelo simulando el experimento hecho en el modelo físico fue de 37 segundos en ausencia de escoria. Los patrones de flujo hidrodinámico predichos con

el modelo son concordantes con los reportados experimentalmente con un solo tapón y también sin escoria

- La apertura de los ojos predichos con el modelo matemático desarrollado en este trabajo siguen adecuadamente la correlación propuesta por Yonezawa y Schwerdtfeger.<sup>62)</sup>

Es muy importante considerar en el modelo matemático la fase de la escoria siendo así un sistema trifásico (acero-escoria-gas) siendo tradicional simular ollas de acero solo con dos fases (acero-gas). Con el modelo trifásico se estudió el efecto de variar la capa de escoria, siendo una mucho más realista representación del proceso real y se encontró lo siguiente:

- El espesor de la capa de escoria tienen un efecto muy marcado sobre los patrones de flujo, en la ausencia de escoria la recirculación es más amplia y se encuentra alejada de la pluma, también se observa una zona muerta muy reducida en la esquina inferior del horno olla. Con la presencia de escoria, y al ir aumentando el espesor de esa se observa como la recirculación se acerca más a la pluma y queda más abajo, también incrementándose el tamaño de las zonas muertas. Esto es un claro indicativo de una disminución del estado de agitación del acero y un aumento en el tiempo de mezclado en presencia de escoria. Un aumento del flujo de gas, en presencia de escoria aumenta la velocidad del acero, pero la presencia de las zonas muertas sigue presente, solo que disminuye ligeramente el tamaño de estas.
- Los campos de velocidad del acero, son afectados por el flujo de gas y espesor de la capa de escoria, a flujos altos ( $Q$ ) y a menor espesor de la capa de escoria ( $h_s$ ), es mejor el mezclado en el acero, debido a que a mayor flujo de gas, genera mayor arrastre de acero líquido, transfiriendo mayor movimiento al acero, y al tener una capa de escoria pequeña el acero le transfiere menor movimiento por unidad de masa de escoria que a una capa de escoria mayor, en la interface acero-escoria.
- Al aumentar el espesor de la escoria de 1% a 4%, la velocidad de la escoria aumenta y la velocidad del acero disminuye confirmando una mayor transferencia de movimiento, y al bajar el flujo de gas bajan las velocidades de ambas fases.
- La capa de escoria presenta una recirculación en sentido contrario a la recirculación del acero, debido a que el acero al ser arrastrado por el gas que asciende y al llegar a la superficie cambia su dirección en forma radial, transfiriendo movimiento a la escoria en la misma dirección que el acero, pero la dirección de la escoria cambia, al chocar con la pared del horno olla o al chocar contra otro flujo de escoria que va en otra dirección, generando la recirculación en dirección contraria a la del acero.
- Los patrones de flujo de la escoria son muy complejos, ya que para el caso de dos tapones en  $r/R=1/3$  y con 1% de  $h_s$ , se ve como se incrementa su complejidad al tener hasta cuatro circulaciones distintas en esta capa de escoria.

- La distribución de turbulencia más homogénea en el horno olla (medida a través de la viscosidad cinemática turbulenta), se presenta para los casos con dos tapones y posición en  $r/R=2/3$  seguido de la posición en  $r/R=1/3$ , los cuales concuerdan con los menores tiempos de mezclado. De igual forma los mayores valores y distribución de la viscosidad cinemática turbulenta en la escoria se presenta para espesores de escoria del 4%, en concordancia con las mayores velocidades que se dan en la escoria. También se puede ver que el valor de la viscosidad cinemática turbulenta se aproxima a cero en las zonas muertas, principalmente en la pared del fondo del horno olla y esquinas inferiores.
- Se observa que la dinámica de fluidos en el horno olla, en el cual la agitación se da mediante la inyección de gas argón, por el fondo mediante tapones, es gobernada por el arrastre y la turbulencia generada por las burbujas de argón en el seno del acero líquido, esto permite disminuir o eliminar los gradientes de temperatura en el acero líquido, mejorando el mezclado térmico. La mejor configuración para una rápida transferencia de calor promoviendo uniformidad térmica se presentó para un tapón en  $r/R=1/3$ , notando que con 1% de escoria se disipa mejor el calor de las zonas afectadas por los arcos que con 4% de escoria, ya que a menor contenido de escoria la agitación es más efectiva y es activada eficientemente la transferencia de calor por convección. También se puede ver como el aumento del flujo de argón mejora el mezclado térmico.
- Debido a que la escoria modifica los patrones de flujo del acero generando mayor cantidad de zonas muertas, afectando también al mezclado térmico principalmente en el fondo del horno olla y gran parte de la pared lateral.
- La variable que tiene mayor influencia sobre el área expuesta por el ojo, es el espesor de la capa de escoria, cuando esta disminuye de 4% a 1%, en la mayoría de los casos donde la capa de escoria es del 1% el área expuesta por el acero, oscila entre 3 a 4.5 veces más grande que para los casos que tienen 4% de escoria. A pesar que el flujo de gas como el número de tapones incrementan el área expuesta por el ojo, no es tan significativo este incremento. La última variable que es la posición del tapón ( $r/R$ ) tiene un efecto menos significativo sobre el área expuesta por el ojo que las otras variables.
- Para espesores de escoria de 4%, en sus diferentes posiciones y números de tapones, el ojo siempre tuvo una tendencia a adoptar una forma circular, mientras que para espesores de escoria del 1% la forma del ojo varió. Con dos tapones en la posición para  $r/R= 2/3$ , la forma es de media circunferencia quedando la apertura del ojo hasta la pared. Para dos tapones y posición de  $r/R= 1/3$  se forma un solo ojo por la cercanía de los tapones, adoptando una forma ovalada al centro del horno olla. Para un tapón y  $r/R= 2/3$  la forma que adopta el ojo es de una luna menguante quedando la apertura del ojo hasta la pared. Para un tapón y  $r/R= 1/3$  la forma del ojo tiene

una forma de elipse irregular más alargada hacia el centro del horno. Las aperturas del ojo que tienen contacto con la pared pueden generar desgaste del refractario.

El diseño estadístico factorial completo a dos niveles con cuatro factores o variables ( $2^4$ ) permite establecer el efecto estimado a partir de los valores de las variables, para determinar si aumenta o disminuye el valor de la respuesta, esto con el fin de establecer que efecto domina sobre las respuestas de interés, en el horno olla. Es claro como los efectos combinados muestran la complejidad de la operación del horno olla, y dar efectos aislados cualitativos de cada variable sería un análisis simplista. De este análisis se encontró que:

- Existe mucha complejidad de la operación del horno olla, y queda claro al ver los valores del efecto estimado para el tiempo de mezclado, el efecto del número de tapones (N) es de -185.62, para el flujo (Q) es de -38.62 y para la posición de los tapones (r/R) es de -84.62, todos siendo negativos, indicando que al aumentar el valor de la variable disminuye el tiempo de mezclado. Pero al observar el efecto combinado del número de tapones con el flujo (N-Q) y el flujo con la posición de los tapones (Q-r/R), con valores de 35.12 y 38.12 respectivamente, teniendo ambos valores positivos, indicando un aumento en el tiempo de mezclado al incrementar al mismo tiempo ambas variables. Esto muestra lo complejo de la operación de una olla y que no se pueden tratar las variables por separado con análisis simplificados.
- Los efectos estimados de las dos variables, número de tapones (N) y espesor de la escoria ( $h_s/H$ ) y una de las interacciones dobles, número de tapones-posición del tapón (N-r/R), tienen influencia sobre la velocidad de la escoria. Teniendo la primera y la última valores negativos de -0.00292 y -0.00138 respectivamente (disminución de la velocidad de la escoria), mientras que la segunda tiene el valor más grande de 0.00417, indicativo de que un aumento en el porcentaje de la escoria, incrementa su velocidad, como se había comentado en párrafos anteriores al incrementar el porcentaje de la escoria hay mayor intercambio de movimiento.
- Ninguna de las interacciones dobles afecta significativamente la velocidad del acero, mientras que los cuatro efectos estimados de las variables si tienen un efecto importante sobre la velocidad del acero, teniendo el número de tapones (N) y el flujo de gas (Q) valores positivos de 0.07554 y 0.02770 respectivamente, estos incrementan la velocidad del acero aumentando N y Q. La posición de los tapones (r/R) y el espesor de la escoria ( $h_s/H$ ) tienen valores negativos de -0.05011 y -0.03569 respectivamente, disminuyendo la velocidad del acero al aumentar dichas variables.
- La temperatura promedio de la escoria y del acero no se ven afectadas por las variables estudiadas, por lo que el control de esta solo depende de los parámetros eléctricos o potencia de los arcos.
- Sobre el área expuesta o área del ojo, el efecto estimado más importante es el espesor de la escoria teniendo un valor muy significativo de -2.717 ( $m^2$ ), indicando



que al incrementarse el espesor de la escoria el área del ojo disminuye en dicha cantidad, siguiendo en importancia el número de tapones (N) y el flujo de gas (Q), con valores positivos iguales de 0.44 (m<sup>2</sup>), indicando que al incrementarse tanto el número de tapones o el flujo el área del ojo se incrementa.

## BIBLIOGRAFÍA

- 1) [www.worldsteel.org/media-centre/press-releases/2014/World-crude-steel-output-increases-by-3-5--in-2013.html](http://www.worldsteel.org/media-centre/press-releases/2014/World-crude-steel-output-increases-by-3-5--in-2013.html) (24 de Marzo de 2015).
- 2) [www.canacero.org.mx/otros-datos.html](http://www.canacero.org.mx/otros-datos.html) (25 de Marzo de 2015).
- 3) [www.alacero.org/acero/Paginas/Am%C3%A9ricaLatinaenCifras.aspx](http://www.alacero.org/acero/Paginas/Am%C3%A9ricaLatinaenCifras.aspx) (30 de Marzo de 2015).
- 4) Koichi Endoh: Nippon Steel Technical Report No. 61 April 1994. (1994), 1
- 5) W. Posch, H. Preblinger, M. Mayr, K. Klepp, y H. Hiebler: VII International Conference on Molten Slags Fluxes and Salts, The South African Institute of Mining and Metallurgy, (2004). 249-254
- 6) A. N. Smirnov, K. E. Pismarev, S. V. Kuberskiy. Efficiency of Furnace Slag Cutoff in the Process of Steel Reladle. Metallurgical and Mining Industry, 2, 1 (2010), 3
- 7) [www.substech.com](http://www.substech.com) (1 de Abril de 2015)
- 8) [www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/science\\_techno/table\\_content/sub\\_4/images/pdfs/026.pdf](http://www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/science_techno/table_content/sub_4/images/pdfs/026.pdf) (6 de Abril de 2015).
- 9) J. Szekely, G. Carlsson, L. Helle. Ladle Metallurgy. Ed. Springer-Verlag (1989).
- 10) [www1.eere.energy.gov/industry/steel/pdfs/dev\\_of\\_process.pdf](http://www1.eere.energy.gov/industry/steel/pdfs/dev_of_process.pdf) (7 de Abril de 2015).
- 11) [www.eng-tips.com/viewthread.cfm?qid=177038&page=106](http://www.eng-tips.com/viewthread.cfm?qid=177038&page=106) (7 de Abril de 2015).
- 12) [www.ulcos.org/en/docs/Ref15%20-%20RdM%201-2001.pdf](http://www.ulcos.org/en/docs/Ref15%20-%20RdM%201-2001.pdf) (10 de Abril de 2015).
- 13) [www.razonesdeser.com/vernota.asp?notaid=38676](http://www.razonesdeser.com/vernota.asp?notaid=38676) (11 de Abril de 2015).
- 14) D. Mazumdar, R. Guthrie: ISIJ Int., 35, 1 (1995), 1.
- 15) D. Mazumdar, J. W. Evans: ISIJ Int., 44, 3 (2004), 447.
- 16) K. Krishnapisharody, G. A. Irons: Metall. Trans., 38B (2007), 367.
- 17) D. Guo, G. A. Irons: Metall. Trans., 33B (2002), 377.
- 18) K. Krishnapisharody, G. A. Irons: Metall. Trans., 38B (2007), 377.
- 19) F. Oeters, W. Pluschlell, E. Steinmetz and H. Wilhelmi: Steel Tes., 59 (1988), 192.
- 20) P. E. Anagbo, J. K. Brimacombe and A. H. Castillejos: Metall. Trans., 21B (1990), 637.
- 21) K. H. Tacke, H. G. Schubert, D. J. Weber and K. Schwerdtfeger: Metall. Trans., 16B (1985), 263.
- 22) S. C. Koria and S. Singh: Steel Res., 60 (1989), 301.
- 23) Y. Sheng and G. A. Irons: Metall. Trans., 23B (1992), 779.
- 24) D. Mazumdar: Metall. Trans., 33B (2002), 937.
- 25) K. Okumura and M. Sano: ISIJ Int., 41, 3 (2001), 234.
- 26) D. Mazumdar and J. W. Evans: Metall. Trans., 35B (2004), 400.
- 27) V. S. Zhivchenko and S. A. Frolova: Steel in Translation, 40, 12 (2010), 1085.
- 28) A. H. Castillejos and J. K. Brimacombe: Metall. Trans., 18B (1987), 659.
- 29) M. Peranandhanthan, and D. Mazumdar; ISIJ Int., 50, 11 (2010), 1622.
- 30) D. Mazumdar and R. Guthrie: Metall. Trans., 41B (2010), 976.
- 31) K. Nakanishi, T. Fujii and J. Szekely: Ironmaking Steelmaking, 3, (1975), 193.
- 32) J. Mietz and F. Oeters: Steel Res., 59 (1988), 53.
- 33) J. Mietz and F. Oeters: Steel Res., 60 (1989), 387.
- 34) G. G. Krishnamurthy, S. P. Mehrotra and A. Ghosh: Metall. Trans., 19B (1988), 839.
- 35) D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie: Metall. Trans., 17B (1986), 725.
- 36) M. Sano and K. Mori: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., 23 (1983), 169.
- 37) N. Mazumdar, A. Mahadevan, M. Madan and D. Mazumdar: ISIJ Int., 45, 12 (2005), 1940.

- 38) K. Michalek, K. Gryc, J. Morávka: *Metallurgija* 48, 4 (2009), 215.
- 39) D. Mazumdar, R. Yadav and B. B. Mahato: *ISIJ Int.*, 42, 1 (2002), 106.
- 40) J. Mandal, S. Patil, M. Madan and D. Mazumdar: *Metall. Trans.*, 36B (2005), 479.
- 41) D. Mazumdar, H. B. Kim and R. I. L. Guthrie: *Ironmaking Steelmaking*, 27, 4 (2000), 302.
- 42) Q. Qi, M. Shen, D. Zhang, T. Wu: *Advanced Materials Research* 750-752 (2013), 400.
- 43) C. Chen, Q. Rui and G. Cheng: *Steel Research Int.* 84, 9 (2013), 900.
- 44) M. Zhu, T. Inomoto, I. Sawada, and T. Hsiao: *ISIJ Int.*, 35, 5 (1995), 472.
- 45) S. Joo and R.I.L. Guthrie: *Met. Trans.B.*, 23B (1992), 765.
- 46) S. Pan, Y. Ho and W. Hwang: *J. Matls. Eng. and Performance*, 6, 3 (June 1997), 311.
- 47) L. Zhang, S. Taniguchi, K. Cai and Y. Qu: *Steel research*, 71, 9 (2000), 325.
- 48) A. Jauhainen, L. Jonsson and D. Sheng: *Scand. J. of Metallurgy*, 30 (2001), 242.
- 49) M. Madan, D. Satish and D. Mazumdar: *ISIJ Int.*, 45, 5 (2005), 677.
- 50) J. Mandal, S. Patil, M. Madan and D. Mazumdar: *Met. Trans B.*, 36B (2005), 479.
- 51) G. Zhang, Z. Chen and Y. Xu: 4th Int. Cong. Sci. Tech. Steelmaking, (ICS 2008), ISIJ, Japan, (2008), 335.
- 52) M. Chen, N. Wang, Y. Yao, J. Geng and K. Xiong: *Steel Research Int.*, 78, 6 (2007), 468.
- 53) J. W. Han, S. H. Heo, D. H. Kam, B. D. You, J. J. Pak, and H. S. Song: *ISIJ Int.*, 41, 10 (2001), 1165.
- 54) A. N. Conejo, S. Kitamura, N. Maruoka, and S.-J. Kim: *Metall. Trans.*, 44B (2013), 914.
- 55) O. Haida, T. Emi, S. Yamada and F. Sudo: *Scaninject II, Part I, 2nd Int. Conf. on Injection Metallurgy, MEFOS and JERKONTORET, Lulea, Sweden, (1980), Paper 20.*
- 56) Q. Ying, Y. Liang and L. Liu: *Scaninject III, Part I, 3<sup>rd</sup> Int. Conf. on refining of Iron and Steel by Powder Injection, MEFOS and JERKONTORET, Lulea Sweden, (1983). Paper 21.*
- 57) K. Yonezawa and K. Schwerdtfeger: *Metall. Mater. Trans. B*, 30B (1999), 411.
- 58) A. Maruyama and M. Iguchi: *J. JSEM*, 12 (2012), 7
- 59) S. Yamashita, K. Miyamoto, M. Iguchi and M. Zeze: *ISIJ Int.*, 43, 11 (2003), 1858.
- 60) M. Neifer, S. Rodi and D. Sucker: *Steel Res.*, 64 (1993), 54.
- 61) K. Ogawa and T. Onoue: *ISIJ Int.*, 29 (1989), 148.
- 62) K. Krishnapisharody and G. A. Irons: *Metall. Trans.*, 37B (2006), 763.
- 63) M. Thunman, S. Eckert, O. Hennig, J. Björkvall, and D. Sichen: *Steel Res. Int.* 78, 12 (2007), 849.
- 64) J. Savolainen, T. Fabritius and O. Mattila: *ISIJ Int.*, 49, 1 (2009), 29.
- 65) S. Yamashita and M. Iguchi: *ISIJ Int.*, 43, 9 (2003), 1326.
- 66) D. Guo and G. A. Irons: *Metall. Trans.*, 31B (2000), 1447.
- 67) S. H. Kim, R. J. Fruehan: *Metall. Trans.*, 18B (1987), 381.
- 68) Y. Gu, H. Wang, R. Zhu, J. Wang, M. Lu, and H. Wang: *Steel Research Int.* 85, 4 (2014), 589.
- 69) V. M. Safonov, A. N. Smirnov, A. Yu, and E. V. Oshovskaya: *Russian Matallurgy*, No. 6 (2010), 475.
- 70) W. Lv., Z. Mao, P. Yuan, and M. Jia: *Steel Research Int.* 85, 3 (2014), 405.
- 71) He, D. He, A. Xu, H. Wang, N. Tian: *Journal of Iron and Steel Research, Int.* 21, 2 (2014), 181.
- 72) J. Mietz, S. Schneider and F. Oeters: *Steel Res.* 62, 1 (1991), 1.

- 73) A. H. Castillejos, M. Salcudean and J. K. Brimacombe: *Metall. Trans.*, 21B (1990), 269.
- 74) J. Mietz, S. Scheider and F. Oeters: *Steel Res.*, 62 (1991), 1.
- 75) Y. J. Kang, L. Yu and D. Sichen: *Ironmaking Steelmaking*, 34, 3 (2007), 253.
- 76) S. Zheng and M. Zhu: *Steel Res. Int.* 79, 9 (2008), 685.
- 77) S. Ghorai, G. G. Roy and S. K. Roy: *ISIJ Int.*, 44, 1 (2004), 37.
- 78) L. Zhang, S. Taniguchi, and K. Matsumoto: *Ironmaking Steelmaking*, 29, 5 (2002), 326.
- 79) Y. Pan and B. Björkman: *ISIJ Int.*, 42, 1 (2002), 53.
- 80) Y. Pan and B. Björkman: *ISIJ Int.*, 42, 6 (2002), 614.
- 81) K. Takahashi, K. Utagawa, H. Shibata, S. Kitamura, N. Kikuchi, and Y. Kishimoto: *ISIJ Int.*, 52, 1 (2012), 10.
- 82) A. Alexiadis, P. Gardin, and J. F. Domgin: *Metall. Trans.*, 35B (2004), 949.
- 83) A. Mukhopadhyay, E. W. Grald, K. Dhanasekharan, S. Sarkar and J. Sanyal: *Steel Res. Int.* 76, 1 (2005), 22.
- 84) K. Michalek, J. Morávka, K. Gryc: *Metalurgija* 48, 4 (2009), 219.
- 85) D. Balaji and D. Mazumdar: *Steel Tes.*, 62 (1991), 16.
- 86) S. T. Johansen and F. B. Boysan: *Metall. Trans.*, 19B (1987), 755.
- 87) D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie: *Steel Res.*, 64 (1993), 286.
- 88) A. H. Castillejos, M. Salcudean and J. K. Brimacombe: *Metall. Trans.*, 20B (1989), 603.
- 89) J. S. Woo, J. Szekely, A. H. Castillejos and J. K. Brimacombe: *Metall. Trans.*, 21B (1990), 269.
- 90) D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie: *Metall. Trans.*, 13B (1982), 125.
- 91) D. Guo and Irons: *Metall. Trans.*, 31B (2000), 1457.
- 92) A. jauhiainen, L. jonsson and D. Sheng: *Scandinavian J. Metall.* 30 (2001), 242.
- 93) S. Ganguly, and S. Chakraborty: *Metall. Trans.*, 36B (2005), 541.
- 94) S. Ganguly, and S. Chakraborty: *Ironmaking Steelmaking*, 35, 7 (2008), 524.
- 95) O. J. Llegbusi and J. Szekely: *ISIJ Int.*, 30 (1990), 731.
- 96) O. J. Llegbusi and J. Szekely, M. Iguchi, H. Takeuchi and Z. Morita: *ISIJ Int.*, 33 (1993), 474.
- 97) Y. Sahai and R. I. L. Guthrie: *Metall. Trans.*, 13B (1982), 125.
- 98) D. Mazumdar: *Metall. Trans.*, 20B (1989), 922.
- 99) 61.- Y. Sheng and G. A. Irons: *Metall. Trans.*, 24B (1993), 695.
- 100) P. G. Jönsson, and L. T. I. jonsson: *ISIJ Int.*, 41 (2001), 1289.
- 101) M. Madan, D. Satish, and D. Mazumdar: *ISIJ Int.*, 45 (2005), 677.
- 102) M. B. Goldschmit, and A. H. Coppola Owen: *Ironmaking Steelmaking*, 28, 4 (2001), 337.
- 103) M. Zhu, I. Sawada, N. Yamasaki, and T. Hsiao: *ISIJ Int.*, 36, 5 (1996), 503.
- 104) B. Li, H. Yin, C. Q. Zhou, and F. Tsukihashi: *ISIJ Int.*, 48, 12 (2008), 1704.
- 105) S. Ganguly, A. Kumar and S. Chakraborty: *ISIJ Int.*, 44, 11 (2004), 1960.
- 106) R. Singh, D. Mazumdar and A. K. Ray: *ISIJ Int.*, 48, 7 (2008), 1033.
- 107) P. Sulasalmi, A. Kärnä, T. Fabritius and J. Savolainen: *ISIJ Int.*, 49, 11 (2009), 1661.
- 108) O. J. Llegbusi and J. Szekely: *ISIJ Int.*, 30 (1990), 731.
- 109) O. J. Llegbusi and J. Szekely, M. Iguchi, H. Takeuchi and Z. Morita: *ISIJ Int.*, 33 (1993), 474.
- 110) H. Turkoglu and B. Farouk: *Metall. Trans.*, 21B (1990), 771.

- 111) H. Turkoglu and B. Farouk: *ISIJ Int.*, 30 (1990), 961.
- 112) H. Turkoglu and B. Farouk: *ISIJ Int.*, 31 (1991), 1371.
- 113) M. Ramírez-Argaez: *Mater. Manuf. Process.*, 23 (2008), 59
- 114) S. Cloete, J. Eksteen, S. Bradshaw: *Minerals Engineering* 46-47 (2013) 16.
- 115) X. Wang, M. Isac and R. I. L. Guthrie: *ISIJ Int.*, 49 (2009), 975.
- 116) Y. J. Kwon, J. Zhang and H. G. Lee: *ISIJ Int.*, 48 (2008), 891.
- 117) J. Wikström, K. Nakajima, L. Jonsson and P. Jönsson: *Steel Res. Int.*, 79 (2008), 826.
- 118) L. T. Wang, Q. Y. Zhang, C. H. Deng, and Z. B. Li: *ISIJ Int.*, 45 (2005), 1138.
- 119) L. T. Wang, Q. Y. Zhang, S. H. Peng, and Z. B. Li: *ISIJ Int.*, 45 (2005), 331.
- 120) M. Zhu, S. Zheng, Z. Huang, and W. Gu: *Steel Res. Int.*, 76 (2005), 718.
- 121) M. Söder, P. Jönsson, and L. Jonsson: *Steel Res. Int.*, 75 (2004), 128.
- 122) J. Zhang and H. G. Lee: *ISIJ Int.*, 44 (2004), 1629.
- 123) P. Gardin, S. Gauthier, M. Simonnet and J. Lehmann: *Advanced Engineering Materials*, 13, 7 (2011), 538.
- 124) V. De Felice, I. Daoud, B. Dussoubs, A. Jardy: *ISIJ Int.*, 52, 7 (2012), 1273.
- 125) W. Lou and M. Zhu: *Metall. Trans.*, 44B (2013), 762.
- 126) J. Bellot, V. Descotes and A. Jardy: *JOM*, Published online July 17, 2013
- 127) W. Lou and M. Zhu: *ISIJ Int.*, 54, 1 (2014), 9.
- 128) J. Bellot, V. De Felice, B. Dussoubs, A. Jardy, and S. Hans: *Metall. Trans.*, 45B (2014), 13.
- 129) K. Beskow, N. N. Viswanathan, L. Jonsson and D. Sichen: *Metall. Trans.*, 32B (2001), 319.
- 130) M. A. T. Andersson, L. T. I. Jonsson and P. G. Jönsson: *ISIJ Int.*, 40 (2000), 1080.
- 131) J. Björklund, M. Andersson and P. Jönsson: *Ironmaking Steelmaking*, 34, 4 (2007), 312.
- 132) M. Hallberg, T. L. I. Jönsson and P. G. Jönsson: *ISIJ Int.*, 44 (2004), 1318.
- 133) M. Andersson, M. Hallberg, L. Jonsson, and P. Jönsson: *Ironmaking Steelmaking*, 29, 3 (2002), 224.
- 134) A. N. Conejo, F. R. Lara, M. M. Hernández and R. D. Morales: *Steel Res. Int.*, 78 (2007), 141.
- 135) L. Jonsson and P. Jonsson: *ISIJ Int.*, 36 (1996), 1127.
- 136) L. Jonsson, et al.: Three-phase (steel-gas-slag) modeling of the CAS-OB process. In 80<sup>th</sup> Steelmaking Conference, (1997), Chicago ISS.
- 137) H. J. Richter, J. T. Laaspere, and J. M. Fitzpatrick: Experimental and numerical modeling of mixing and settling in continuous metal production. In *Metallurgical processes for Early Twnty-First Century*. (1994). The Minerals Metals & Materials Society.
- 138) H. Liu, Z. Qi, and M. Xu: *Steel Res. Int.*, 82, 4 (2011), 440.
- 139) T. Kulju, S. Ollila, R. Keiski, and E. Muurinen: *Materials Science Forum*, 762 (2013), 248
- 140) J. L. Xia, T. Ahokainen: *Sandinavian Journal of Metallurgy*, 32 (2003), 211.
- 141) M. Iguchi and H. Tokunaga: *Metall. Trans.*, 33B (2002), 695.
- 142) S. A. Argyropoulos, D. Mazumdar, A. C. Mikrovas, and D. A. Doutre: *Metall. Trans.*, 32B (2001), 247.
- 143) C. M. Fan and W. S. Hwang: *Ironmaking Steelmaking*, 29, 6 (2002), 415.
- 144) M. Ek, L. Wu, P. Valentin and D. Sichen: *Steel Research Int.* 81, 12 (2010), 1056
- 145) P. Valentin, C. Bruch, Y. Kyrylenko, H. Köchner, and C. Dannert: *Steel Res. Int.*, 80 (2009), 552.

- 146) M. Warzecha, J. Jowsa, P. Warzecha, and H. Pfeifer: *Steel Res. Int.*, 79 (2008), 852.
- 147) G. Venturini, and M. B. Goldschmit: *Metall. Trans.*, 38B (2007), 461.
- 148) S. Schneider, Y. Xie, and F. Oeters: *Steel res.*, 62 (1991), 296.
- 149) J. Szekely: *Metall. Trans.*, 7B (1976), 259.
- 150) X. Zheng, P. C. Hayes, y H. Lee: *ISIJ Int.*, 37 (1997), 1091.
- 151) G. E. P. Box, J. S. Hunter, W. G. Hunter, *Statistics for experimenters*, 2ª Edición, Wiley-interscience, U. S., 2005

## Lista de Figuras

### CAPÍTULO 1

**Figura 1.** Producción anual de acero.<sup>1)</sup>

**Figura 2.** Producción de acero en Latinoamérica en el año 2013.<sup>3)</sup>

**Figura 3.** Programa de producción y ruta de producción de diferentes aceros.<sup>5)</sup>

**Figura 4.** Funciones de los equipos en la refinación secundaria en Nippon Steel.<sup>4)</sup>

**Figura 5.** Esquema del programa de suministro de argón durante la refinación secundaria de un acero 1008.<sup>6)</sup>

**Figura 6.** Esquema del Horno Olla, para la refinación secundaria del acero.<sup>7)</sup>

**Figura 7.** Grado de desulfuración alcanzable (Al-0.03% y 15 kg escoria/t acero) en función del índice de saturación de CaO.<sup>8)</sup>

**Figura 8.** Representación esquemática, que muestra la modificación de las inclusiones debido al tratamiento con calcio.<sup>9)</sup>

**Figura 9.** Comparación de las temperaturas y tiempo de procesamiento del acero (desde la fundición hasta la colada) entre un proceso continuo propuesto y un proceso típico de producción continua de acero.<sup>10)</sup>

**Figura 10.** Capacidad de producción en EU en el BOF, capacidad en vacío y LF.<sup>8)</sup>

**Figura 11.** Transición de la tecnología en la refinación del acero por Nippon Steel.<sup>4)</sup>

**Figura 12.** Progreso de la refinación del acero en Nippon Steel.<sup>4)</sup>

**Figura 13.** Cambios en la tecnología de fabricación de aceros de alta pureza en Nippon Steel para: (a) C, S, P y (b) N, O, H.<sup>4)</sup>

**Figura 14.** Progreso de la refinación secundaria del acero por R&D desde 1970 hasta el 2000.<sup>12)</sup>

**Figura 15.** Ruta de fabricación del acero.<sup>13)</sup>

**Figura 16.** Regiones de las fases gas-líquido.<sup>14)</sup>

**Figura 17.** a) Velocidad de ascenso de burbuja en función de su posición axial<sup>14)</sup>, b) Velocidad del líquido como función de la posición axial y del flujo de gas.<sup>14)</sup>

**Figura 18.** Patrón de flujo del líquido en la olla con inyección de gas por el centro.<sup>14)</sup>

**Figura 19.** Medición de las velocidades del líquido en un modelo físico acuoso de un horno olla a escala, con tres diferentes técnicas, video grabadora, LDV (laser doppler velocimeter) y PIV (particle image velocimetry).<sup>30)</sup>

**Figura 20.** a) Calentamiento promedio del acero vs. flujo de gas en un horno olla de 150 ton. b) Efecto del espesor de escoria sobre el tiempo de calentamiento del acero.<sup>69)</sup>

**Figura 21.** Comparación entre las temperaturas medidas y las temperaturas predichas por el modelo híbrido en el proceso del horno olla.<sup>70)</sup>

## CAPÍTULO 2.

**Figure 22.** Arreglo experimental mostrando componentes del modelo físico.

**Figura 23.** Arreglo para los casos de 1, 2, y 3 boquillas.

**Figura 24.** Arreglo experimental a) Vista lateral del modelo físico instrumentado b) vista superior del modelo físico, con electrodo para la medición de pH.

**Figura 25.** Vista del horno olla, mostrando las fronteras.

**Figura 26.** Malla típica del horno olla (22X34X44)

**Figura 27.** Representación de las tres etapas para la solución mediante CFD.

## CAPÍTULO 3.

**Figura 28.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para una boquilla, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.

**Figura 29.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para dos boquillas, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.

**Figura 30.** Efecto de la posición de la boquilla en el tiempo de mezclado, para tres boquillas, con tres flujos de gas, con y sin capa de escoria en la parte superior.

**Figura 31.** Relación entre la energía de agitación y el tiempo de mezclado para una boquilla en diferentes posiciones radiales sin capa de escoria.

**Figura 32.** Relación entre la energía de agitación y el tiempo de mezclado para una boquilla en diferentes posiciones radiales con capa de escoria.



**Figura 33.** Efecto del número de boquillas (N) sobre el tiempo de mezclado en tres diferentes posiciones radiales de las boquillas y tres flujos de gas, con y sin escoria.

**Figura 34.** Relación entre los valores predichos y experimentales en el tiempo de mezclado.

**Figura 35.** Evolución de concentración con el tiempo, para un flujo de gas de 17 NI/min

**Figura 36.** Evolución de concentración con el tiempo, para un flujo de gas de 37 NI/min

**Figura 37.** Efecto del flujo de gas sobre la energía disipada por la capa de escoria.

**Figura 38.** Efecto del flujo de gas sobre la superficie expuesta, con una capa de escoria de 4 mm y posición radial de las boquillas en  $2/3R$ .

**Figura 39.** Efecto del espesor de la escoria y viscosidad, sobre la superficie expuesta, para 1 boquilla en posición radial de  $1/3R$  y flujo de gas de 7 l/min.

**Figura 40.** Efecto del espesor de la escoria y la viscosidad sobre el tiempo de mezclado.

**Figura 41.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 42.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 43.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 44.** Campos de velocidad del acero en el plano de simetría del horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 45.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 46.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 47.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 48.** Vista superior de los campos de velocidad del acero en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 49.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 50.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 51.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 52.** Campos de velocidad en la intercara acero/escoria en el horno olla, bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), número de tapones (T), flujo (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 53.** Distribución del gas argón en el plano de simetría del horno olla, con dos tapones (2T) bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 54.** Distribución del gas argón en el plano de simetría del horno olla, con un tapón (1T) bajo diferentes condiciones como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 55.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ) en el plano de simetría del horno olla, con dos tapones (2T) y diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 56.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ) en el plano de simetría del horno olla, con 1 tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 57.** Vista superior del horno olla sobre la superficie libre, mostrando la variación de la viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ), con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 58.** Vista superior del horno olla sobre la superficie libre, mostrando la variación de la viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ), con 1 tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 59.** Variación de la temperatura (K) en el plano de simetría del horno olla con dos tapones (2T), en diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 60.** Variación de la temperatura (K) en el plano de simetría del horno olla con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 61.** Vista superior del horno olla, mostrando la variación de la temperatura (K), con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 62.** Vista superior del horno olla, mostrando la variación de la temperatura (K), con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 63.** Apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) en el plano de simetría del horno olla con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 64.** Apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) en el plano de simetría del horno olla con un solo tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 65.** Vista superior del horno olla, mostrando la apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) con dos tapones (2T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 66.** Vista superior del horno olla, mostrando la apertura de la capa de escoria (fase roja escoria, fase azul acero) con un tapón (1T) y con diferentes condiciones, como se muestra debajo de cada imagen: posición del tapón ( $r/R$ ), flujo de gas (Q), espesor de escoria (%hs).

**Figura 67.** Las imágenes de la Figura 65, fueron procesadas mediante un analizador de imágenes para obtener el % de cada fase expuesta en la superficie libre (fase negra escoria, fase verde acero).

**Figura 68.** Las imágenes de la Figura 66, fueron procesadas mediante un analizador de imágenes para obtener el % de cada fase expuesta en la superficie libre (fase negra escoria, fase verde acero).

**Figura 69.** Malla del modelo matemático que representa al modelo en agua, indicando la posición de inyección del gas, punto de adición del trazador (NaOH) y punto de medición de la concentración del trazador.

**Figura 70.** Tiempo de mezclado en función del número de nodos totales sin mezclar en el horno olla.

**Figura 71.** Perfil de concentración contra tiempo, del modelo físico y matemático.

**Figura 72.** Campos de velocidad del en el plano de simetría del modelo matemático para agua, bajo las condiciones de: 1 tapón, posición de  $r/R=4/5$ , flujo de 37 l/min, sin la presencia de escoria

**Figura 73.** Viscosidad cinemática turbulenta ( $m^2/s$ ) en el plano de simetría del modelo físico de agua, con un tapón (N), en  $r/R=4/5$  y flujo de 37 l/min, sin escoria.

**Figura 74.** Variación del área de los ojos adimensional vs Número de Froude, comparada con la de la literatura (Y y S: Yonezawa y Schwerdtfegerxx)

## Lista de Tablas

### CAPÍTULO 1

**Tabla 1.** Reacciones que se llevan a cabo en la refinación secundaria del acero.<sup>9)</sup>

**Tabla 2.** Contenidos alcanzados en ppm.<sup>8)</sup>

### CAPÍTULO 2.

**Tabla 3.** Propiedades físicas de los líquidos.

**Tabla 4.** Dimensiones del prototipo y del modelo físico, mm.

**Tabla 5.** Matriz de experimentos utilizada en el diseño experimental.

**Tabla 6.** Condiciones en las que se realizaron los experimentos, usando aceites con diferentes viscosidades y variando el espesor.

**Tabla 7.** Matriz de experimentos utilizada en el modelo matemático.

**Tabla 8.** Condiciones de frontera.

**Tabla 9.** Variables físicas y geométricas del horno olla para realizar los cálculos.

### CAPÍTULO 3.

**Tabla 10.** Valores calculados para la fracción de energía disipada sin escoria

**Tabla 11.** Valores calculados para la fracción de energía disipada con escoria

**Tabla 12.** Superficie expuesta (%) como una función del flujo de gas, para 1 boquilla situada en  $2/3R$  y un espesor de escoria de 4 mm.

**Tabla 13.** Datos del modelo matemático ordenado en forma estándar, para el tiempo de mezclado (s).

**Tabla 14.** Coeficientes de contraste para el tiempo de mezclado.

**Tabla 15.** Valores de respuesta en el horno olla.

**Tabla 16.** Efectos estimados a partir de un diseño factorial 24 en el horno olla.

## **ANEXO 1**

**Ejemplo de archivo q1**

```

TALK=F;RUN( 1, 1)
*****
TEXT(2/3R,2T,Q alto,4%hs(caso 1
REAL(DIAM,RBOQUI,QGAS,DENGAS,DENLIQ,VELGAS)
REAL(PROFUN,PI,VISCOLIQ,VISCOGAS)
REAL(CPLIQ,CPGAS,KLIQ,KGAS)
REAL(TEKIN,EPIN,DP,REYNALDO)
REAL(FLUJELEK,ARAELEK,ARELEK)
BOOLEAN(RESTT,TRAZA)
RESTT=T
TRAZA=T
NAMFI=PHIA
***
QGAS=10.66E-03
RBOQUI=0.013/2
***
DENGAS=0.933
DENLIQ=7200
DIAM=3.58
PROFUN=3.57
DP=0.005
PI=3.1415926535
VISCOLIQ=6.2E-3
VISCOGAS=2.25E-5
CPLIQ=789.9
CPGAS=520
KLIQ=32.7
KGAS=0.01723
VELGAS=QGAS/(PI*RBOQUI**2)
REYNALDO=((RBOQUI*2)*VELGAS*DENGAS)/VISCOGAS
TEKIN=(3/2)*(VELGAS*(0.16*(REYNALDO**(-1/8))))**2
EPIN=((0.09**(3/4))*TEKIN**(3/2))/RBOQUI
FLUJELEK=25.0E06
ARAELEK=0.2035
ARELEK=0.2007
*****fin grupo 1*****
velgas
rboqui
epin
tekin
***** Grupo 2*****Estado Estacionario*****
IF (TRAZA) THEN
STEADY=F
GRDPWR(T,480,240,1)
ELSE
STEADY=T
ENDIF
*****fin Grupo 2*****
***** Grupo 3*****
CARTES=F
NREGX=3
IREGX=1; GRDPWR(X,1,0.00860287/2.0,1)
IREGX=2; GRDPWR(X,20,(PI-(0.00860287)),1)
IREGX=3; GRDPWR(X,1,0.00860287/2.0,1)
***** Grupo 4*****
NREGY=5

```

```

IREGY=1; GRDPWR(Y,14,((DIAM/2)*0.533),-1.05)
IREGY=2; GRDPWR(Y,5,((DIAM/2)*0.133)-(RBOQUI),-1.05)
IREGY=3; GRDPWR(Y,4,RBOQUI*2.,1)
IREGY=4; GRDPWR(Y,5,((DIAM/2)*0.134)-(RBOQUI),1.05)
IREGY=5; GRDPWR(Y,6,((DIAM/2)*0.20),1.05)
***** Grupo 5*****
NREGZ=4
IREGZ=1; GRDPWR(Z,18,0.5*PROFUN,1)
IREGZ=2; GRDPWR(Z,18,0.4*PROFUN,-1.1)
IREGZ=3; GRDPWR(Z,4,0.06*PROFUN,-1.1)
IREGZ=4; GRDPWR(Z,4,0.04*PROFUN,1)
***** Grupo 7*****
IF (TRAZA) THEN
ONEPHS=F
SOLVE(P1,U1,U2,V1,V2,W1,W2,R1,R2,C1,C3,TEM1,TEM2)
SOLUTN(P1,Y,Y,Y,N,N,N)
SOLUTN(U1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(V1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(W1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(C1,Y,Y,N,N,N,N)
SOLUTN(C3,Y,Y,N,N,N,N)
SOLUTN(R1,Y,Y,N,N,N,N)
SOLUTN(R2,Y,Y,N,N,N,N)
SOLUTN(TEM1,Y,Y,Y,N,N,N)
SOLUTN(TEM2,Y,Y,Y,N,N,N)
    SOLUTN(U2,Y,Y,N,Y,N,N)
    SOLUTN(V2,Y,Y,N,Y,N,N)
    SOLUTN(W2,Y,Y,N,Y,N,N)
STORE(CFIPS,ENUT,GENK,REYN,VREL,CD,APRJ,WEB,ENUL,RHO1,T1,T2)
STORE(LISV,LISW,VRAT)
STORE(VMSV,VMSW)
STORE(C5,C7,C9)
TURMOD(KEMODL)
ISOLZ=-50; ISOLY=-50; ISOLX=-50
GALA=T
SCHEME(SUPBEE,R1,C1,C3,U1,V1,W1,R2,U2,V2,W2)
TERMS(R1,N,Y,N,Y,Y,N)
TERMS(TEM1,N,Y,Y,Y,Y,Y)
TERMS(TEM2,N,Y,Y,Y,N,Y)
TERMS(C1,N,Y,N,Y,Y,N)
TERMS(C3,N,Y,N,Y,Y,N)
TERMS(U1,Y,Y,Y,Y,Y,Y)
TERMS(V1,Y,Y,Y,Y,Y,Y)
TERMS(W1,Y,Y,Y,Y,Y,Y)
TERMS(R2,N,Y,N,Y,N,Y)
TERMS(U2,Y,Y,Y,Y,N,Y)
TERMS(V2,Y,Y,Y,Y,N,Y)
TERMS(W2,Y,Y,Y,Y,N,Y)
DIFCUT=0.5
RHO1=GRND
RHO2=DENGAS
ENUL=GRND
PRNDTL(U1)=1
PRNDTL(V1)=1
PRNDTL(W1)=1
PRT(U1)=1
PRT(V1)=1

```



```

PRT(W1)=1
PRNDTL(U2)=GRND
PRNDTL(V2)=GRND
PRNDTL(W2)=GRND
PRT(U2)=1.0E+10
PRT(V2)=1.0E+10
PRT(W2)=1.0E+10
CP1=CPLIQ
PRNDTL(TEM1)=(CP1*ENUL*RHO1)/KLIQ
PRNDTL(TEM1)=GRND
PRT(TEM1)=1.0
CP2=CPGAS
PRNDTL(TEM2)=(CP2*ENUL*RHO1)/KGAS
PRT(TEM2)=1.0E+10
CINT(TEM1)=GRND7
CINT(TEM2)=1.E20
CFIPS=GRND7
CFIPA=0.0
CFIPB=DP
CFIPC=1.8
CFIPD=4
PHINT(TEM1)=CP1/CP2
***
ELSE
ONEPHS=F
SOLVE(P1,U1,U2,V1,V2,W1,W2,R1,R2,TEM1,TEM2)
SOLUTN(P1,Y,Y,Y,N,N,N)
SOLUTN(U1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(V1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(W1,Y,Y,N,Y,N,N)
SOLUTN(TEM1,Y,Y,Y,N,N,Y)
SOLUTN(TEM2,Y,Y,Y,N,N,Y)
STORE(CFIPS,ENUT,GENK,REYN,VREL,CD,APRJ,WEB,T1,T2)
STORE(LISV,LISW)
STORE(VMSV,VMSW)
TURMOD(KEMODL)
*****Grupo 8*****
ISOLZ=-50;ISOLY=-50;ISOLX=-50
TERMS(R1,Y,Y,Y,N,Y,N)
TERMS(R2,Y,Y,Y,N,N,N)
TERMS(TEM1,Y,Y,Y,N,Y,Y)
TERMS(TEM2,Y,Y,Y,N,N,Y)
*****Grupo 9*****
RHO1=DENLIQ
RHO2=DENGAS
ENUL=VISCOLIQ/DENLIQ
*****
PRNDTL(U1)=1
PRNDTL(V1)=1
PRNDTL(W1)=1
PRT(U1)=1
PRT(V1)=1
PRT(W1)=1
PRNDTL(U2)=VISCOLIQ/VISCOGAS
PRNDTL(V2)=VISCOLIQ/VISCOGAS
PRNDTL(W2)=VISCOLIQ/VISCOGAS
PRT(U2)=1.0E+10

```

```

PRT(V2)=1.0E+10
PRT(W2)=1.0E+10
CP1=CPLIQ
PRNDTL(TEM1)=(CP1*ENUL*RHO1)/KLIQ
PRT(TEM1)=1.0
CP2=CPGAS
PRNDTL(TEM2)=(CP2*ENUL*RHO1)/KGAS
PRT(TEM2)=1.0E+10
      *****Grupo 10*****
CFIPS=GRND7;CFIPB=DP;CFIPD=4;CFIPC=1.8
CINT(TEM1)=GRND7
CINT(TEM2)=1.E20
CFIPS=GRND7
CFIPA=0.0
CFIPB=DP
PHINT(TEM1)=CP1/CP2
ENDIF
      *****Grupo 11*****
IF(RESTT) THEN
FIINIT(P1)=0.0
FIINIT(U1)=0.0
FIINIT(V1)=0.0
FIINIT(W1)=0.0
FIINIT(U2)=0.0
FIINIT(V2)=0.0
FIINIT(W2)=0.0
FIINIT(KE)=TEKIN
FIINIT(EP)=EPIN
FIINIT(TEM1)=1870
FIINIT(TEM2)=293
FIINIT(C1)=1.0
FIINIT(C3)=0.0
INIADD=F
FIINIT(R1)=1.0
FIINIT(R2)=0.0
PATCH(SLAG,INIVAL,1,NX,1,NY,40,NZ,1,LSTEP)
VALUE(SLAG,C1,0.0)
VALUE(SLAG,C3,1.0)
PATCH(FRACCVOL,INIVAL,1,1,20,23,1,NZ,1,LSTEP)
INIT(FRACCVOL,R1,0.0,0.9)
INIT(FRACCVOL,R2,0.0,0.1)
PATCH(FRACVOL,INIVAL,NX,NX,20,23,1,NZ,1,LSTEP)
INIT(FRACVOL,R1,0.0,0.9)
INIT(FRACVOL,R2,0.0,0.1)
      ***
ELSE
      *****
FIINIT(P1)=0.0
FIINIT(U1)=0.0
FIINIT(V1)=0.0
FIINIT(W1)=0.0
FIINIT(U2)=0.0
FIINIT(V2)=0.0
FIINIT(W2)=0.0
FIINIT(KE)=TEKIN
FIINIT(EP)=EPIN
FIINIT(TEM1)=1870

```

```

FIINIT(TEM2)=293
      **FIINIT(R1)=1.0
      **FIINIT(R2)=0.0
      ***
INIADD=F
FIINIT(R1)=1.0
FIINIT(R2)=0.0
PATCH(FRACCVOL, INIVAL, 1, 1, 20, 23, 1, NZ, 1, LSTEP)
INIT(FRACCVOL, R1, 0.0, 0.9)
INIT(FRACCVOL, R2, 0.0, 0.1)
PATCH(FRACCVO, INIVAL, NX, NX, 20, 23, 1, NZ, 1, LSTEP)
INIT(FRACCVO, R1, 0.0, 0.9)
INIT(FRACCVO, R2, 0.0, 0.1)

ENDIF
      ***** Grupo 12*****
WALL(PARED, NORTH, 1, NX, NY, NY, 1, NZ, 1, LSTEP)
PATCH(PAREDE, NORTH, 1, NX, NY, NY, 1, NZ, 1, LSTEP)
COVAL(PAREDE, TEM1, FIXFLU, -12500)
WALL(FOND1, LOW, 2, 21, 1, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
VALUE(FOND1, U1, 0.0)
VALUE(FOND1, U2, 0.0)
VALUE(FOND1, V1, 0.0)
VALUE(FOND1, V2, 0.0)
PATCH(FONDE1, LOW, 2, NX, 1, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
COVAL(FONDE1, TEM1, FIXFLU, -12500)
WALL(FOND2, LOW, 1, 1, 1, 19, 1, 1, 1, LSTEP)
PATCH(FONDE2, LOW, 1, 1, 1, 19, 1, 1, 1, LSTEP)
COVAL(FONDE2, TEM1, FIXFLU, -12500)
WALL(FOND3, LOW, 1, 1, 24, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
PATCH(FONDE3, LOW, 1, 1, 24, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
COVAL(FONDE3, TEM1, FIXFLU, -12500)
WALL(FOND4, LOW, NX, NX, 1, 19, 1, 1, 1, LSTEP)
PATCH(FONDE4, LOW, NX, NX, 1, 19, 1, 1, 1, LSTEP)
COVAL(FONDE4, TEM1, FIXFLU, -12500)
WALL(FOND5, LOW, NX, NX, 24, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
PATCH(FONDE5, LOW, NX, NX, 24, NY, 1, 1, 1, LSTEP)
COVAL(FONDE5, TEM1, FIXFLU, -12500)
      INLET(ENT1, LOW, NX, NX, 20, 23, 1, 1, 1, LSTEP)
      VALUE(ENT1, P2, VELGAS*RHO2)
      VALUE(ENT1, W2, VELGAS)
      VALUE(ENT1, R2, 1.0)
      VALUE(ENT1, V2, 0.0)
      VALUE(ENT1, EP, EPIN)
      VALUE(ENT1, KE, TEKIN)
      VALUE(ENT1, TEM2, 311)
      INLET(ENT2, LOW, 1, 1, 20, 23, 1, 1, 1, LSTEP)
      VALUE(ENT2, P2, VELGAS*RHO2)
      VALUE(ENT2, W2, VELGAS)
      VALUE(ENT2, R2, 1.0)
      VALUE(ENT2, V2, 0.0)
      VALUE(ENT2, EP, EPIN)
      VALUE(ENT2, KE, TEKIN)
      VALUE(ENT2, TEM2, 311)
PATCH(ENT1, LOW, 22, 22, 20, 23, 1, 1, 1, 480)
COVAL(ENT1, U1, 0., 0.)
COVAL(ENT1, U2, 0., 0.)

```

```

COVAL(ENT1 ,V1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT1 ,V2 ,0. ,0. )
COVAL(ENT1 ,W1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT1 ,W2 ,0. ,80.312027 )
COVAL(ENT1 ,R1 , FIXFLU ,0. )
COVAL(ENT1 ,R2 , FIXFLU ,1. )
COVAL(ENT1 ,KE ,0. ,17.170641 )
COVAL(ENT1 ,EP ,0. ,1798.656982 )
COVAL(ENT1 ,C1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT1 ,C3 ,0. ,0. )
COVAL(ENT1 ,TEM2,0. ,311. )
COVAL(ENT1 ,TEM1,0. ,0. )

PATCH(ENT2 ,LOW , 1, 1, 20, 23, 1, 1, 1, 480)
COVAL(ENT2 ,U1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,U2 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,V1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,V2 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,W1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,W2 ,0. ,80.312027 )
COVAL(ENT2 ,R1 , FIXFLU ,0. )
COVAL(ENT2 ,R2 , FIXFLU ,1. )
COVAL(ENT2 ,KE ,0. ,17.170641 )
COVAL(ENT2 ,EP ,0. ,1798.656982 )
COVAL(ENT2 ,C1 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,C3 ,0. ,0. )
COVAL(ENT2 ,TEM2,0. ,311. )
COVAL(ENT2 ,TEM1,0. ,0. )
PATCH(SUPRF ,HIGH ,1 ,NX ,1 ,NY ,NZ ,NZ ,1 ,LSTEP)
COVAL(SUPRF ,P2 ,FIXP ,0.0)
COVAL(SUPRF ,W2 ,ONLYMS ,0.0)
COVAL(SUPRF ,V2 ,ONLYMS ,0.0)
COVAL(SUPRF ,U2 ,ONLYMS ,0.0)
COVAL(SUPRF ,W1 ,FIXVAL ,0.0)
COVAL(SUPRF ,KE ,ONLYMS ,0.0)
COVAL(SUPRF ,EP ,ONLYMS ,0.0)
COVAL(SUPRF ,TEM2 ,ONLYMS ,0.0)
#gravity
gravdir=6
href=1960*CP1
rhoref=6907
dvoldt=(1.4E-4)/CP1
#bouss
BUOYC=9.81
BUOYD=-1.4E-04
BUOYE=-BUOYC*1773.*CP1
PATCH(BUOY ,PHASEM ,1 ,NX ,1 ,NY ,1 ,NZ ,1 ,LSTEP)
COVAL(BUOY ,U1 ,FIXFLU ,BOUSS)
COVAL(BUOY ,V1 ,FIXFLU ,BOUSS)
COVAL(BUOY ,W1 ,FIXFLU ,BOUSS)
PATCH(GRAVITY ,PHASEM ,1 ,NX ,1 ,NY ,1 ,NZ ,1 ,LSTEP)
COVAL(GRAVITY ,W1 ,FIXFLU , -9.81)
COVAL(GRAVITY ,W2 ,FIXFLU , -9.81)
PATCH(KEDI ,CELL ,1 ,NX ,1 ,NY ,1 ,NZ ,1 ,LSTEP)
EL1A=0.05
COVAL(KEDI ,EP ,FIXFLU ,GRND3)
COVAL(KEDI ,KE ,FIXFLU ,GRND3)

```

```

PATCH (STRALUNG, HIGH, 1, NX, 1, NY, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (STRALUNG, TEM1, FIXFLU, GRND)
PATCH (ELEKM1, HIGH, 19, 19, 6, 9, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEKM1, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARELEK)
PATCH (ELEKM2, HIGH, 20, 20, 6, 11, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEKM2, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARELEK)
PATCH (ELEKM3, HIGH, 21, 21, 6, 12, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEKM3, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARELEK)
PATCH (ELEKM4, HIGH, NX, NX, 6, 12, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEKM4, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARELEK)
PATCH (ELEK1, HIGH, 6, 6, 6, 10, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK1, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)
PATCH (ELEK2, HIGH, 7, 7, 6, 12, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK2, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)
PATCH (ELEK3, HIGH, 8, 8, 6, 12, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK3, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)
PATCH (ELEK4, HIGH, 9, 9, 6, 12, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK4, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)
PATCH (ELEK5, HIGH, 10, 10, 6, 11, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK5, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)
PATCH (ELEK6, HIGH, 11, 11, 8, 8, NZ, NZ, 1, LSTEP)
COVAL (ELEK6, TEM1, FIXFLU, (FLUJELEK/3)/ARAELEK)

```

\*\*\*

```
IF (TRAZA) THEN
```

```
150 lsweeps!!
```

```
LSWEEP=150
```

```
SELREF=T
```

```
RESFAC=0.1
```

```
RELAX (P1, LINRLX, 0.05)
```

```
RELAX (C1, LINRLX, 7.0E-4)
```

```
RELAX (C3, LINRLX, 7.0E-4)
```

```
RELAX (V1, FALSDT, 0.001)
```

```
RELAX (U1, FALSDT, 0.001)
```

```
RELAX (W1, FALSDT, 0.001)
```

```
RELAX (U2, FALSDT, 1E-6)
```

```
RELAX (V2, FALSDT, 1E-6)
```

```
RELAX (W2, FALSDT, 1E-6)
```

```
RELAX (R1, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (R2, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (KE, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (EP, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (TEM1, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (TEM2, LINRLX, 0.01)
```

```
RELAX (TEM1, LINRLX, .01)
```

```
RELAX (TEM2, LINRLX, .01)
```

```
IDISPA=10
```

```
CSG1=U
```

```
RLOLIM=0.40
```

```
RUPLIM=0.60
```

```
VARMAX (C1)=1.0
```

```
VARMIN (C1)=0.0
```

```
VARMAX (C3)=1.0
```

```
VARMIN (C3)=0.0
```

```
ELSE
```

```
LSWEEP=20
```

```
SELREF=T
```

```
RESFAC=0.1
```

```
RELAX(P1,LINRLX,0.05)
RELAX(U1,FALSDT,.005)
RELAX(V1,FALSDT,.005)
RELAX(W1,FALSDT,.005)
RELAX(TEM1,LINRLX,.01)
RELAX(KE,LINRLX,.05)
RELAX(EP,LINRLX,.05)
ENDIF
NXPRIN=1
NYPRIN=1
NZPRIN=1
IXMON=1;IYMON=17;IZMON=18
TSTSWP=-1
NUMCLS=5
IPROF=2
NOCOPY=T;NOCOMM=T
NODEF=T
STOP
```

## **ANEXO 2**

**Ejemplo de archivo Ground.for**





```

C     there are 10 GRound-earth SPare arrays, GRSP1,...,GRSP10,
C     supplied solely for the user, which are not used by GREX. If
C     the call to GREX has been deactivated then all of the arrays
C     may be used without reservation.

```

```

C
C*****
*****

```

```

C
      IXL=IABS(IXL)
      IF(IGR.EQ.13) GO TO 13
      IF(IGR.EQ.19) GO TO 19
      GO TO
(1,2,3,4,5,6,25,8,9,10,11,12,13,14,25,25,25,25,19,20,25,
 121,23,24),IGR
      25 CONTINUE
      RETURN

```

```

C*****

```

```

C
C--- GROUP 1. Run title and other preliminaries

```

```

C
      1 GO TO (1001,1002,1003),ISC

```

```

C
1001 CONTINUE
C     OPEN(60,FILE='Jonsson1.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(61,FILE='Jonsson2.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(62,FILE='Jonsson3.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(63,FILE='Jonsson4.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(60,FILE='TPROMEDIO.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(61,FILE='TDOWN.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(62,FILE='TMIDDLE.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(63,FILE='TUP-2.txt',STATUS='unknown')
C     OPEN(64,FILE='TUP.txt',STATUS='unknown')

```

```

C
C * -----GROUP 1 SECTION 3 -----
C--- Use this group to create storage via MAKE, GXMAKE etc which
it is

```

```

C     essential to dump to PHI (or PHIDA) for restarts
C     User may here change message transmitted to the VDU screen
C     IF(.NOT.NULLPR.AND.IDVCGR.EQ.0)
      1 CALL WRYT40('GROUND file is GROUND.F of: 240802 ')

```

```

C
      CALL MAKE (VOL)

```

```

      RETURN
C * -----GROUP 1 SECTION 3 -----
C--- Use this group to create storage via GXMAKE which it is not
C     necessary to dump to PHI (or PHIDA) for restarts

```

```

C
1003 CONTINUE

```

```

        GO TO 25
1002 CONTINUE
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 2. Transience; time-step specification
C
        2 CONTINUE
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 3. X-direction grid specification
C
        3 CONTINUE
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 4. Y-direction grid specification
C
        4 CONTINUE
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 5. Z-direction grid specification
C
        5 CONTINUE
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 6. Body-fitted coordinates or grid distortion
C
        6 CONTINUE
        RETURN
C*****
C   * Make changes for this group only in group 19.
C--- GROUP 7. Variables stored, solved & named
C*****
C
C--- GROUP 8. Terms (in differential equations) & devices
C
        8 GO TO
(81,82,83,84,85,86,87,88,89,810,811,812,813,814,815,816)
        1,ISC
        81 CONTINUE
C   * ----- SECTION 1 -----
C   For U1AD.LE.GRND--- phase 1 additional velocity. Index VELAD
        RETURN
        82 CONTINUE
C   * ----- SECTION 2 -----
C   For U2AD.LE.GRND--- phase 2 additional velocity. Index VELAD
        RETURN
        83 CONTINUE

```

```

C * ----- SECTION 3 -----
C For V1AD.LE.GRND--- phase 1 additional velocity. Index VELAD
  RETURN
84 CONTINUE
C * ----- SECTION 4 -----
C For V2AD.LE.GRND--- phase 2 additional velocity. Index VELAD
  RETURN
85 CONTINUE
C * ----- SECTION 5 -----
C For W1AD.LE.GRND--- phase 1 additional velocity. Index VELAD
  RETURN
86 CONTINUE
C * ----- SECTION 6 -----
C For W2AD.LE.GRND--- phase 2 additional velocity. Index VELAD
  RETURN
87 CONTINUE
C * ----- SECTION 7 ---- Volumetric source for
gala
  RETURN
88 CONTINUE
C * ----- SECTION 8 ---- Convection fluxes
C--- Entered when UCONV =.TRUE.; block-location indices are:
C LD11 for east and north (accessible at the same time),
C LD12 for west and south (accessible at the same time),
C LD2 for high (which becomes low for the next slab).
C User should provide INDVAR and NDIREC IF's as appropriate.
  RETURN
89 CONTINUE
C * ----- SECTION 9 ---- Diffusion coefficients
C--- Entered when UDIFF =.TRUE.; block-location indices are LAE
C for east, LAW for west, LAN for north, LAS for
C south, LD11 for high, and LD11 for low.
C User should provide INDVAR and NDIREC IF's as above.
C EARTH will apply the DIFCUT and GP12 modifications after the
user
C has made his settings.
C
  RETURN
810 CONTINUE
C * ----- SECTION 10 --- Convection neighbours
  RETURN
811 CONTINUE
C * ----- SECTION 11 --- Diffusion neighbours
  RETURN
812 CONTINUE
C * ----- SECTION 12 --- Linearised sources
  RETURN
813 CONTINUE
C * ----- SECTION 13 --- Correction coefficients
  RETURN
814 CONTINUE
C * ----- SECTION 14 --- User's own solver

```

```

      RETURN
815 CONTINUE
C   * ----- SECTION 15 --- Change solution
      RETURN
816 CONTINUE
C   * ----- SECTION 16 --- Change DVEL/DPs
      RETURN
C
C   * See the equivalent section in GREX for the indices to be
C     used in sections 7 - 16
C
C   * Make all other group-8 changes in GROUP 19.
C*****
C
C--- GROUP 9. Properties of the medium (or media)
C
C   The sections in this group are arranged sequentially in their
C   order of calling from EARTH. Thus, as can be seen from below,
C   the temperature sections (10 and 11) precede the density
C   sections (1 and 3); so, density formulae can refer to
C   temperature stores already set.
      9 GO TO
(91,92,93,94,95,96,97,98,99,900,901,902,903,904,905),ISC
C*****
      900 CONTINUE
C   * ----- SECTION 10 -----
C   For TMP1.LE.GRND----- phase-1 temperature Index TEMP1
      RETURN
      901 CONTINUE
C   * ----- SECTION 11 -----
C   For TMP2.LE.GRND----- phase-2 temperature Index TEMP2
      RETURN
      902 CONTINUE
C   * ----- SECTION 12 -----
C   For EL1.LE.GRND----- phase-1 length scale Index LEN1
      RETURN
      903 CONTINUE
C   * ----- SECTION 13 -----
C   For EL2.LE.GRND----- phase-2 length scale Index LEN2
      RETURN
      904 CONTINUE
C   * ----- SECTION 14 -----
C   For SOLVE(TEM1)----- phase-1 specific heat
      RETURN
      905 CONTINUE
C   * ----- SECTION 15 -----
C   For SOLVE(TEM2)----- phase-2 specific heat
      RETURN
      91 CONTINUE
C   * ----- SECTION 1 -----
C   For RHO1.LE.GRND--- density for phase 1          Index DEN1

```

```

CALL GETYX(C1,GC1,NYD,NXD)
CALL GETYX(C3,GC3,NYD,NXD)
DO IY=1, NY
DO IX=1, NX
GXST(IY,IX)=(7200*GC1(IY,IX))/((7200*GC1(IY,IX))
&+(GC3(IY,IX)*2690))
GXSL(IY,IX)=(GC3(IY,IX)*2690)/((7200*GC1(IY,IX))
&+(GC3(IY,IX)*2690))
GRHO(IY,IX)=7200*GXST(IY,IX)+2690*GXSL(IY,IX)
ENDDO
ENDDO
CALL SETYX(DEN1,GRHO,NYD,NXD)
RETURN
92 CONTINUE
C * ----- SECTION 2 -----
C For DRH1DP.LE.GRND--- D(LN(DEN))/DP for phase 1
C                                     Index D1DP
C RETURN
93 CONTINUE
C * ----- SECTION 3 -----
C For RHO2.LE.GRND--- density for phase 2      Index DEN2
C RETURN
94 CONTINUE
C * ----- SECTION 4 -----
C For DRH2DP.LE.GRND--- D(LN(DEN))/DP for phase 2
C                                     Index D2DP
C RETURN
95 CONTINUE
C * ----- SECTION 5 -----
C For ENUT.LE.GRND--- reference turbulent kinematic viscosity
C                                     Index VIST
C RETURN
96 CONTINUE
C * ----- SECTION 6 -----
C For ENUL.LE.GRND--- reference laminar kinematic viscosity
C                                     Index VISL
C CALL GETYX(C1,GC1,NYD,NXD)
C CALL GETYX(C3,GC3,NYD,NXD)
C DO IY=1, NY
C DO IX=1, NX
C GXST(IY,IX)=(7200*GC1(IY,IX))/((7200*GC1(IY,IX))
C &+(GC3(IY,IX)*2690))
C GXSL(IY,IX)=(GC3(IY,IX)*2690)/((7200*GC1(IY,IX))
C &+(GC3(IY,IX)*2690))
C GENU(IY,IX)=GXST(IY,IX)*(8.611E-7)+(9.903E-5)*GXSL(IY,IX)
C ENDDO
C ENDDO
C CALL SETYX(VISL,GENU,NYD,NXD)
C RETURN
97 CONTINUE
C * ----- SECTION 7 -----
C For PRNDTL( ).LE.GRND--- laminar PRANDTL nos., or diffusivity

```

```

IF (INDVAR.EQ.LBNAME('TEM1')) THEN
  CALL GETYX(C1,GC1,NYD,NXD)
  CALL GETYX(C3,GC3,NYD,NXD)
  DO IY=1, NY
  DO IX=1, NX
    GXST(IY,IX)=(7200*GC1(IY,IX))/((7200*GC1(IY,IX))
&+(GC3(IY,IX)*2690))
    GXSL(IY,IX)=(GC3(IY,IX)*2690)/((7200*GC1(IY,IX))
&+(GC3(IY,IX)*2690))
    GPRT(IY,IX)=GXST(IY,IX)*(0.1497)+(171.342)*GXSL(IY,IX)
  ENDDO
  ENDDO
  CALL SETYX(LAMPR,GPRT,NYD,NXD)
ENDIF

```

```

IF (INDVAR.EQ.LBNAME('U2')) THEN
  LOVISL=LOF(VISL)
  LODEN1=LOF(DEN1)
  L0LAMPR=LOF(LAMPR)
  DO IY=1, NY
  DO IX=1, NX
    II=IY+NY*(IX-1)
    F(L0LAMPR+II)=(F(LOVISL+II)*F(LODEN1+II))/(2.25E-5)
  ENDDO
  ENDDO
ENDIF

```

```

IF (INDVAR.EQ.LBNAME('V2')) THEN
  LOVISL=LOF(VISL)
  LODEN1=LOF(DEN1)
  L0LAMPR=LOF(LAMPR)
  DO IY=1, NY
  DO IX=1, NX
    II=IY+NY*(IX-1)
    F(L0LAMPR+II)=(F(LOVISL+II)*F(LODEN1+II))/(2.25E-5)
  ENDDO
  ENDDO
ENDIF

```

```

IF (INDVAR.EQ.LBNAME('W2')) THEN
  LOVISL=LOF(VISL)
  LODEN1=LOF(DEN1)
  L0LAMPR=LOF(LAMPR)
  DO IY=1, NY
  DO IX=1, NX
    II=IY+NY*(IX-1)
    F(L0LAMPR+II)=(F(LOVISL+II)*F(LODEN1+II))/(2.25E-5)
  ENDDO
  ENDDO
ENDIF

```

```

ENDDO
ENDDO
ENDIF

RETURN
98 CONTINUE
C * ----- SECTION 8 -----
C For PHINT( ).LE.GRND--- interface value of first phase
C                                     Index FII1
RETURN
99 CONTINUE
C * ----- SECTION 9 -----
C For PHINT( ).LE.GRND--- interface value of second phase
C                                     Index FII2
RETURN
C*****
C
C--- GROUP 10. Inter-phase-transfer processes and properties
C
10 GO TO (101,102,103,104,105),ISC
101 CONTINUE
C * ----- SECTION 1 -----
C For CFIPS.LE.GRND--- inter-phase friction coeff.
C                                     Index INTFRC
RETURN
c<a name="10.2"></a>
102 CONTINUE
C * ----- SECTION 2 -----
C For CMDOT.EQ.GRND- inter-phase mass transfer Index INTMDT
RETURN
103 CONTINUE
C * ----- SECTION 3 -----
C For CINT( ).EQ.GRND--- phase1-to-interface transfer
coefficients
C                                     Index COI1
RETURN
104 CONTINUE
C * ----- SECTION 4 -----
C For CINT( ).EQ.GRND--- phase2-to-interface transfer
coefficients
C                                     Index COI2
RETURN
105 CONTINUE
C * ----- SECTION 5 -----
C For CVM.EQ.GRND--- virtual mass coefficient
C                                     Index LD12
RETURN
C*****
C
C--- GROUP 11. Initialization of variable or porosity fields
C                                     Index VAL

```





```

        CALL FN5 (VAL, LBNAME( 'TEM1' ), 0, 0, 0, 0, -5.67E-8*0.8)
        RETURN
1312 CONTINUE
C----- SECTION 13 ----- value = GRND1
        RETURN
1313 CONTINUE
C----- SECTION 14 ----- value = GRND2
        RETURN
1314 CONTINUE
C----- SECTION 15 ----- value = GRND3
        RETURN
1315 CONTINUE
C----- SECTION 16 ----- value = GRND4
        RETURN
1316 CONTINUE
C----- SECTION 17 ----- value = GRND5
        RETURN
1317 CONTINUE
C----- SECTION 18 ----- value = GRND6
        RETURN
1318 CONTINUE
C----- SECTION 19 ----- value = GRND7
        RETURN
1319 CONTINUE
C----- SECTION 20 ----- value = GRND8
        RETURN
1320 CONTINUE
C----- SECTION 21 ----- value = GRND9
        RETURN
1321 CONTINUE
C----- SECTION 22 ----- value = GRND10
        RETURN
C*****
C
C--- GROUP 14. Downstream pressure for PARAB=.TRUE.
C
    14 CONTINUE
        RETURN
C*****
C* Make changes to data for GROUPS 15, 16, 17, 18 GROUP 19.
C*****
C
C--- GROUP 19. Special calls to GROUND from EARTH
C
    19 GO TO (191,192,193,194,195,196,197,198,199,1910,1911),ISC
    191 CONTINUE
C   * ----- SECTION 1 ---- Start of time step.
GSUMA(y,x)

C   ASUMA(NY,1)=0
C   BSUMA(NY,1)=0
CSUMA(NY,NX)=0

```

DSUMA(NY,NX)=0

```

      RETURN
192  CONTINUE
C   * ----- SECTION 2 ---- Start of sweep.
C     RG(1)=0
C     RG(2)=0
C     RG(3)=0

      RETURN
193  CONTINUE
C   * ----- SECTION 3 ---- Start of iz slab.
      RETURN
194  CONTINUE
C   * ----- SECTION 4 ---- Start of iterations over
slab.
      RETURN
1911 CONTINUE
C   * ----- SECTION 11---- After calculation of
convection
C                               fluxes for scalars, and of
volume
C                               fractions, but before
calculation of
C                               scalars or velocities

      RETURN
199  CONTINUE
C   * ----- SECTION 9 ---- Start of solution
sequence for
C                               a
variable

      RETURN
1910 CONTINUE
C   * ----- SECTION 10---- Finish of solution
sequence for
C                               a
variable

      RETURN
195  CONTINUE
C   * ----- SECTION 5 ---- Finish of iterations over
slab.

      RETURN
196  CONTINUE
C   * ----- SECTION 6 ---- Finish of iz slab.
      CALL FN21(C5,V1,R1,0.0,1.0)
      CALL FN21(C7,W1,R1,0.0,1.0)
      CALL FN21(C9,U1,R1,0.0,1.0)
```

```

C   * ----- TEMPERATURA PROMEDIO-----
- *
C EN FENIX: RESULTADOS=[VELOCIDADES,VOLUMENES,TEMPERATURAS]
C CON LOF LLAMO UN VALOR ANTERIOR A EL PRIMER VALOR DEL VEKTOR
REKERIDO!
C POR EJEMPLO LOF (VOL), LLAMA A LA PARTE DE LOS RESULTADOS DE LOS
VOLUMENES,ESTE ARREGLO ES NXNY!
C VER F-ARRAY of EARTH (F-ARRAY, EN POLIS!)
C   LOFVOL=LOF(VOL)
C   LOFTEM=LOF(LBNAME('T1'))
C   * ----- TEMPERATURA PROMEDIO INICIO-----*

C       IF (isweep.eq.lisweep) THEN
C           DO IX=1, NX
C               DO IY=1, NY
C                   II=IY+NY*(IX-1)
C                   RG(2)=F(LOFTEM+II)*F(LOFVOL+II)+RG(2)
C                   RG(3)=RG(3)+F(LOFVOL+II)
C                   ENDDO
C               ENDDO
C                   IF (IZ.EQ.NZ) THEN
C                       RG(1)=RG(2)/RG(3)
C                       WRITE(60,*) ISTEP, RG(1), RG(3)
C                   ENDIF
C               ENDIF
C   * ----- TEMPERATURA PROMEDIO FIN-----*

C   * ----- TEMPERATURA MAYOR INICIO-----
--*

C       IF (isweep.eq.lisweep) THEN
C           MAYOR=0
C           IF (IZ.EQ.1) THEN
C               DO IX=1, NX
C                   DO IY=1, NY
C                       II=IY+NY*(IX-1)
C                       IF (MAYOR.LT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                           MAYOR=F(LOFTEM+II)
C                       ENDIF
C                   ENDDO
C               ENDDO
C           MENOR=MAYOR
C           DO IX=1, NX
C               DO IY=1, NY
C                   II=IY+NY*(IX-1)
C                   IF (MENOR.GT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                       MENOR=F(LOFTEM+II)
C                   ENDIF
C               ENDDO
C           ENDDO

```

```

C          TMAX=MAYOR
C          TMIN=MENOR
C          WRITE(61,*) ISTEP, TMAX, TMIN
C          ENDIF
C *****
C          MAYOR=0
C          IF(IZ.EQ.NZ/2) THEN
C              DO IX=1, NX
C                  DO IY=1, NY
C                      II=IY+NY*(IX-1)
C                      IF (MAYOR.LT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                          MAYOR=F(LOFTEM+II)
C                      ENDIF
C                  ENDDO
C              ENDDO
C          MENOR=MAYOR
C          DO IX=1, NX
C              DO IY=1, NY
C                  II=IY+NY*(IX-1)
C                  IF (MENOR.GT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                      MENOR=F(LOFTEM+II)
C                  ENDIF
C              ENDDO
C          ENDDO
C          TMAX=MAYOR
C          TMIN=MENOR
C          WRITE(62,*) ISTEP, TMAX, TMIN
C          ENDIF
C *****
C *****
C          MAYOR=0
C          IF(IZ.EQ.NZ-2) THEN
C              DO IX=1, NX
C                  DO IY=1, NY
C                      II=IY+NY*(IX-1)
C                      IF (MAYOR.LT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                          MAYOR=F(LOFTEM+II)
C                      ENDIF
C                  ENDDO
C              ENDDO
C          MENOR=MAYOR
C          DO IX=1, NX
C              DO IY=1, NY
C                  II=IY+NY*(IX-1)
C                  IF (MENOR.GT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                      MENOR=F(LOFTEM+II)
C                  ENDIF
C              ENDDO
C          ENDDO
C          TMAX=MAYOR
C          TMIN=MENOR

```

```

C          WRITE(63,*) ISTEP, TMAX, TMIN
C          ENDIF
C *****
C          MAYOR=0
C          IF(IZ.EQ.NZ) THEN
C              DO IX=1, NX
C                  DO IY=1, NY
C                      II=IY+NY*(IX-1)
C                      IF (MAYOR.LT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                          MAYOR=F(LOFTEM+II)
C                      ENDIF
C                  ENDDO
C              ENDDO
C          MENOR=MAYOR
C          DO IX=1, NX
C              DO IY=1, NY
C                  II=IY+NY*(IX-1)
C                  IF (MENOR.GT.F(LOFTEM+II)) THEN
C                      MENOR=F(LOFTEM+II)
C                  ENDIF
C              ENDDO
C          ENDDO
C          TMAX=MAYOR
C          TMIN=MENOR
C          WRITE(64,*) ISTEP, TMAX, TMIN
C          ENDIF
C *****FIN cálculo de temperatura
mayor y menor*****
C *****
C ESTE ES ENDIF DE LAS ISWEEPS
C          ENDIF
C          * ----- TEMPERATURA MAYOR FIN

          RETURN
197 CONTINUE
C          * ----- SECTION 7 ---- Finish of sweep.
          RETURN
198 CONTINUE
C          * ----- SECTION 8 ---- Finish of time step.
C
          RETURN
C*****
C
C--- GROUP 20. Preliminary print-out
C
          20 CONTINUE
          RETURN
C*****
C--- GROUP 21. Special print-out to screen
          21 CONTINUE
          GO TO 25
C*****

```

```
C* Make changes to data for GROUP 22 only in GROUP 19.
C*****
C
C--- GROUP 23. Field print-out and plot control
    23 CONTINUE
    RETURN
C*****
C
C--- GROUP 24. Dumps for restarts
C
    24 CONTINUE
    END
c</pre></strong></body></html>
```

## **ANEXO 3**

### **PRODUCCIÓN DERIVADA DEL PRESENTE ESTUDIO**

### Experimental Study on Mixing in Gas-Stirred Ladles with and without the Slag Phase through a Water Physical Model

Adrián M. Amara-Villeda, Jorge A. González Belló, Marco A. Ramírez-Argáez,  
<sup>1</sup>Facultad de Química, Universidad Nacional Autónoma de México, Mexico City, Mexico  
[adriamvilleda@yahoo.com.mx](mailto:adriamvilleda@yahoo.com.mx), [marco.ramirez@unam.mx](mailto:marco.ramirez@unam.mx)

#### ABSTRACT

A 1/6<sup>th</sup> gas-stirred water physical model of a 140 ton steel ladle is used to evaluate mixing in air-water and air-water-oil systems to model argon-steel and argon-steel-slag systems respectively. Thickness of the slag layer is kept constant at 0.004 m. The effect of the gas flow rate (7, 17, and 37 l/min), plug position (0, 1/3, 1/2, and 2/3 of the ladle radius, R), and number of plugs (1, 2, and 3) on mixing time is also analyzed in this work. Gas is injected at the bottom of the ladle under several plug configurations varying both position and number of plugs. Chemical uniformity of 95% is selected as mixing criterion. Mixing times are experimentally determined when a tracer is suddenly injected into the ladle and the model is instrumented with a pH meter to track the time evolution of the tracer concentration (NaOH 1 M solution) in a given location inside the ladle. Process conditions for best mixing in both water-gas and water-gas-slag systems are: a single plug located at 2/3 of the ladle radius with a gas flow rate of 17 l/min.

#### INTRODUCTION

There is growing interest to improve steel properties through optimization of steelmaking processes. Ladle furnaces play a key role in promoting steel quality where refining operations such as deoxidation, desulphurization, inclusion removal and/or modification, adjustment of the chemical composition, thermal and chemical uniformity are performed. These refining operations are assisted and accelerated by stirring the liquid steel by argon gas injected through porous plugs located at the ladle bottom and in the presence of a slag layer on the top of the steel. Although this process has been widely used in steelmaking for several decades, there are several physical phenomena not fully understood in secondary refining, which drives numerous research efforts currently being developed [1-3]. Research tools include physical and mathematical modeling.

Measurements in physical models have characterized the gas-liquid plume structure, gas holdup, bubble frequency, bubble velocity, mixing times, heat and mass transfer.

Mathematical models, developed by stating the set of conservation equations involved in the gas-liquid fluid flow problem, have been used to represent hydrodynamics of the ladle, heat and mass transfer as well as mixing and turbulent structure in the ladle.

There are many studies in gas-stirred ladles by physical modeling on mixing phenomena which do not present a general agreement about the process conditions required to optimize mixing and these works do not take into account the slag layer [4-9]. Therefore, mixing studies in ladles are still necessary in ladle systems with the presence of the slag.



In this work a study on mixing in a gas-stirred ladle assisted by an acrylic physical model is performed by injecting a tracer into the physical model filled with water, a layer of oil on top of the bath and air injected at the bottom, simulating steel, slag and argon respectively. The objective is to determine the effect of gas flow rate, location and number of plugs on mixing time in a three phase (steel-slag-gas) physical model of a gas-stirred ladle.

#### EXPERIMENTAL PROCEDURE

An acrylic physical model is filled with distilled water and a layer of red engine oil on its top to simulate steel and slag, respectively. Air is injected from the bottom of the ladle through nozzles and the flow rate coming from a gas compressor is controlled by flowmeters (see Figure 1). Mixing time is monitored by measuring the bath pH with a probe located at a fixed position inside the ladle. Mixing time is determined as the time taken to reach 95% chemical uniformity starting from the time at which a NaOH 1M solution is injected at the top of the ladle. Experiments are recorded with a video camera and data of NaOH concentration and time are casted in a Microsoft Excel™ worksheet. Table 1 presents dimensions of the physical model which is scaled to 1/6<sup>th</sup> of an industrial ladle.



Figure 1. Photograph of the experimental setup.

Table 1: Geometric similarity between our physical model and the prototype

	Height of furnace ladle (m)	Bath height (m)	Furnace diameter (m)
Industrial ladle (140 Tons)	3.736	2.460	3.226
Physical Model	0.622	0.410	0.537

In addition to geometric similarity with a scale factor  $\lambda=1/6$ , dynamic similarity is accomplished by scaling the forces driving the flow by equating the modified Froude numbers in both the model and the industrial ladle. This dynamic scaling determines gas flow rates to be injected into the model ( $Q_{gas,m}$ ) as a function of gas flow rates used in industrial ladles ( $Q_g$ ).

Equation 1 presents the relationship between  $Q_{model}$  and  $Q_b$  while Table II shows flows computed from Equation 1 and used in the physical model.

$$Q_{model} = \lambda^{2.5} Q_b \quad (1)$$

**Table II:** Data for scaling gas flow rate in the physical model

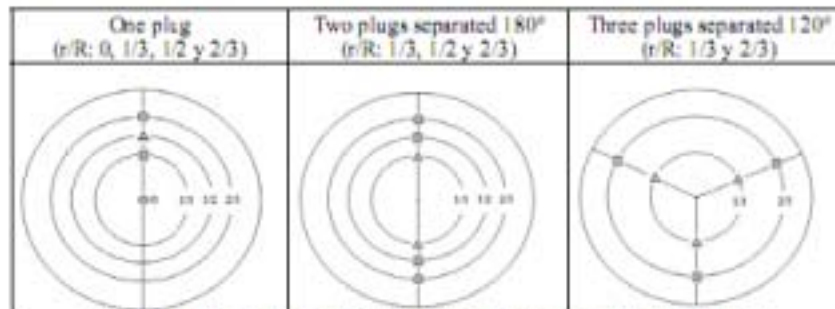
	Gas flow rates (m <sup>3</sup> /min)			Gas flow rates (l/min)		
	0.882	1.764	3.527	882	1764	3527
Industrial ladle	0.882	1.764	3.527	882	1764	3527
Physical model	0.007	0.017	0.037	7	17	37

Table III shows steel and water physical properties. As can be seen, steel and water have practically the same kinematic viscosity, which results in kinematic similarity and warrants similar motions for both the water and the steel. This similarity explains why water has been widely used to simulate liquid steel in physical modeling.

**Table III:** Physical properties of water and steel

	Density ( $\rho$ , Kg/m <sup>3</sup> )	Molecular viscosity ( $\eta$ , N s <sup>2</sup> /m <sup>2</sup> )	Kinematic Viscosity ( $\nu$ , m <sup>2</sup> /s)
Water at 20 °C	998.2 <sup>10</sup>	0.0010 <sup>10</sup>	1X10 <sup>-6</sup>
Steel at 1600 °C	7000 <sup>11</sup>	0.0068 <sup>12</sup>	0.97X10 <sup>-6</sup>

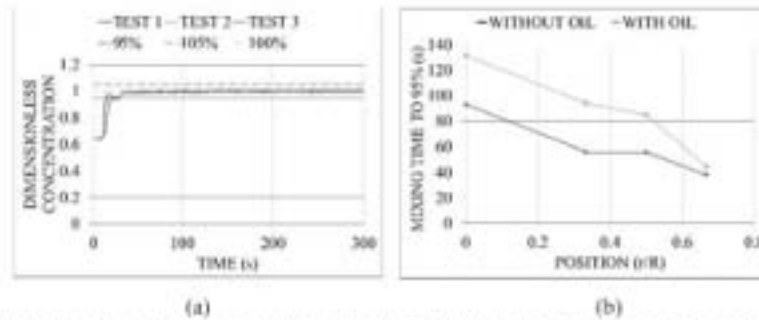
An experimental design accounted for the number of plugs (1, 2 and 3 plugs), plug position ( $r/R=0, 1/3, 1/2$  y  $2/3$ ) and air flow rate (7, 17, 37 l/min) as the main process variables. Figure 2 shows several gas injection configurations formed by changing the number of plugs and their position at the bottom of the ladle. Internal nozzle diameter is 0.005m. All experiments in the experimental design are run with and without slag layer (slag layer of 0.004m).



**Figure 2:** Different configurations of plug positions at the bottom of the ladle.

## RESULTS AND DISCUSSION

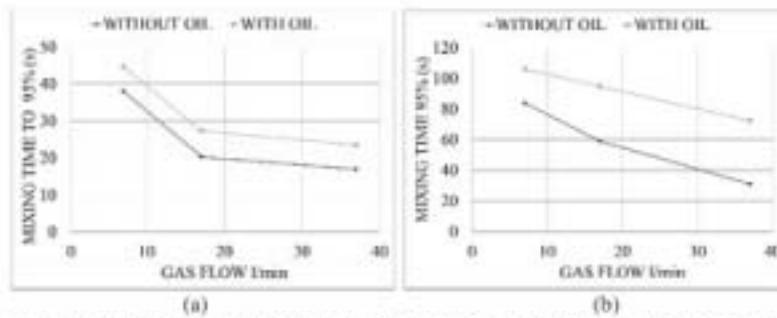
Figure 3(a) shows the tracer evolution with time for a gas flow rate of 17 l/min injected with one plug located at  $2/3R$ . Every experiment is run 3 times to determine the experimental error and therefore three lines are included in this figure. Additionally, three horizontal lines can be seen which represent: the equilibrium concentration and concentrations 5% below and above the equilibrium, i. e. the mixing criterion of 95% of uniformity. From this type of plots, mixing times are determined when the tracer concentration meets the mixing criteria. Figure 3(b) shows mixing times as a function of plug position, with one plug without oil and a gas flow rate of 7 l/min. As the plug is moved away from the center towards the wall, mixing time decreases (this result is also found for air flow rates of 17 and 37 l/min). As the plug moves from the center to the wall, better stirred baths are created by a single circulation flow pattern of liquid, covering larger ladle volumes, while center gas injection creates two upper circulations but the bottom of the ladle presents dead zones. Presence of slag (oil) increases mixing times since water losses momentum by friction with the oil phase.



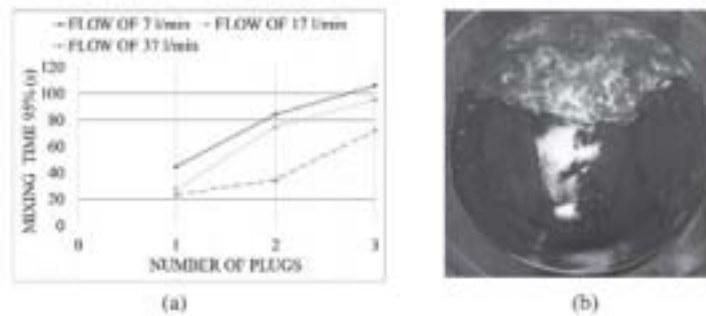
**Figure 3:** (a) Dimensionless concentration vs. time to determine mixing time with one plug located at  $r/R=2/3$  and a gas flow rate of 17 l/min with oil. (b) Mixing time as a function of plug position, with and without a layer of oil, with one plug and a gas flow rate of 7 l/min.

To evaluate the effects of gas flow rate and number of plugs, plug location of  $2/3$  of radius is fixed (best mixing plug position). Figure 4(a) shows mixing times versus gas flow rate for a single plug at  $r/R=2/3$ , with and without oil. Mixing time decreases with an increment in gas flow rate since more bubbles drag more fluid and create more turbulence. Additionally, poorer mixing is achieved with oil than without oil due to the friction at the water oil interface.

Figure 4(b) shows the mixing time as a function of the gas flow rate with three plugs at  $r/R=2/3$ , with and without oil. It can be seen that mixing is worst with more plugs at a constant gas flow rate. In this case, every plug creates an independent circuit of fluid which does not allow the tracer injected inside a liquid loop to reach the other loops by convection and makes turbulent transfer the only mechanism available to reach the entire ladle. Again, mixing is improved without the oil layer and with an increment in the gas flow rate.



**Figure 4:** (a) Mixing time as a function of gas flow rate with and without oil, with one plug at  $r/R=2/3$ . (b) Mixing time as a function of gas flow rate with and without oil, with three plugs separated  $120^\circ$  and located at  $r/R=2/3$ .



**Figure 5:** (a) Mixing time with oil varying the number of plugs and air flow rate. (b) Top view of the physical model with an oil layer of 0.004 m, with one plug at  $r/R=2/3$ , and the air flow rate of 7 l/min.

**Table IV:** Estimated averaged area of water exposed with one, two and three plugs at  $r/R=2/3$ , varying the air flow rate

	Number of plugs	Air flow rate (l/min)		
		7	17	37
Percentage of exposed both area	1	30.26	46.97	67.44
	2	35.46	51.62	59.86
	3	33.15	46.15	63.04

Figure 5(a) shows mixing times as a function of the number of plugs located at  $R= 2/3$  with oil. As the number of plugs increase mixing times increase. Each plug creates an independent

recirculation flow pattern and the tracer injected above one plug is entrapped in one loop and it cannot reach the other loops by convection making turbulent transfer the only mechanism to reach mixing.

Figure 5(b) shows a photograph depicting the exposed surface area ("open eyes") created by the gas plumes. The case presented showed the lowest percentage of exposed area (two plugs located at 2/3R and a gas flow rate of 7 l/min). Table IV shows percentage of area exposed for the different plug configurations explored in this work. Less area exposed is better since steel is not over exposed to air preventing oxidation.

## CONCLUSIONS

Blowing gas away from ladle centre, with and without oil, decreases the mixing time due to convective motion promoted in most of liquid volume.

Mixing time decreases with increasing the gas flow rate, with and without oil, since as air flow increases more drag is exerted by bubbles to liquid, enhancing convection and turbulence.

Mixing times are increased in the presence of a layer of oil on the bath due to the momentum transfer or friction between water and oil.

Mixing time increases in the oil-water system by increasing the number of plugs, due to development of independent recirculation circuits, preventing convective mass transport. Under these conditions, turbulent mass transport becomes the only way to reach chemical equilibrium.

Lower mixing times with oil are found for a single plug at 2/3R and gas flows of 17 and 37 l/min (27.33 and 23.33 seconds respectively).

## REFERENCES

1. D. Mazumdar and R. Guthrie: The physical and mathematical modelling of gas stirred ladle Systems, *ISIJ int.* **35**No.1, 1-20 (1995).
2. D. Mazumdar and J. W. Evans: Macroscopic models for gas stirred ladles, *ISIJ Int.* **44** No.3, 447 (2004).
3. P. G. Jönsson, and L. T. I. Jonsson: The use of fundamental process models in studying ladle refining operations, *ISIJ Int.* **41**, 1289 (2001).
4. M.-Y. Zhu, T. Inomoto, I. Sawada: Fluid flow mixing phenomena in the ladle stirred by argon through multi-tuyere, *ISIJ int.* **35**No.5, 472-479 (1995).
5. Y. Takatsuka y M. Iguchi: Effect of swirl motion on mixing time in water bath agitated by upward gas injection, *ISIJ int.*, **41**, No.2, 124-127 (2001).
6. D. Mazumdar, H. B. Kim and R. I. L. Guthrie: Modelling criteria for flow simulation in gas stirred ladles: experimental study. *Ironmaking & Steelmaking*, **27**, No.4, 302 (2000).
7. M. Madan, D. Satish, and D. Mazumdar. Modeling of mixing in ladles fitted with dual plugs, *ISIJ Int.*, **45**, 677. (2005).
8. J. Mandal, S. Patil, M. Madan and D. Mazumdar: Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs, *Metall. Trans.*, **36B**, 479 (2005).
9. J. W. Han, S. H. Heo, D. H. Kam, B. D. You J. J. Pak and H. S. Song: Transient fluid flow phenomena in a gas stirred liquid bath with top oil layer-approach by numerical simulation and water model experiments, *ISIJ Int.*, **41** No. 10, 1165-1173 (2001).

### Effect of Slag on Mixing Time in Gas-Stirred Ladles Assisted with a Physical Model

Adrián M. Amaro-Villeda<sup>1</sup>, A. Conejo<sup>2</sup> and Marco A. Ramírez-Argáez<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Facultad de Química, Universidad Nacional Autónoma de México, Mexico City, Mexico  
[adriamvilleda@yahoo.com.mx](mailto:adriamvilleda@yahoo.com.mx), [marco.ramirez@unam.mx](mailto:marco.ramirez@unam.mx)

<sup>2</sup> Centro de Graduados, Instituto Tecnológico de Morelia, Avenida Tecnológico 1500, Col Lomas de Santiaguilla, Morelia, Michoacán, México.

#### ABSTRACT

A 1/6<sup>th</sup> water physical model of a 140 tons gas-stirred steel ladle is used to evaluate mixing times ( $t_{95}$  at 95% of chemical uniformity) in a two phase system without slag (air-water) and in a more realistic three phase system (air-water-oil) to simulate the argon-steel-slag system and quantify the effect of the slag layer on the mixing time. Slag layer is kept constant at 0.004 m. Mixing times are estimated through measured changes in pH due to the addition of a tracer (NaOH 1 M). The effect of the following variables on the mixing time is evaluated for a single injector: gas flow rate (7, 17 y 37 l/min) and the injector position ( $R/r=0, 1/3, 1/2, 2/3$  and  $4/5$ ). Experimental results obtained in this work show good agreement when compared against mixing time correlations reported by Mazumdar for the two phase air-water case (no slag considered). Another comparison is done using the new concept called "effective bath height" proposed by Barati, where the mixing time is a function of the size of the slag layer since this layer dissipates part of the total amount of stirring energy introduced into the ladle by the injection of gas. Agreement is not good in this case. Finally, an estimation of the percentage of the stirring energy dissipated by the slag is computed, including other factors that govern the dissipation of stirring energy. Percentage of energy dissipated by the slag is found to be between 2.7 to 12 % depending on the process conditions.

#### INTRODUCTION

Many research works have been developed on the gas-stirred ladle furnace through physical and mathematical models as presented by the excellent reviews by Mazumdar [1,2]. Most of the models on ladle furnace through physical and/or mathematical models are carried out neglecting the presence of the slag layer. The slag phase plays several roles in the secondary steelmaking: a) to avoid reoxidation of liquid steel, b) to eliminate non-metallic inclusions, c) to eliminate sulphur, d) to prevent radiation losses from the steel to the surroundings.

There are only a few works about physical models of the ladle furnace that considered the three phase system gas-steel-slag [3-6]. These works evaluate several issues, being one of the most important to quantify how much is the mixing time increased by the presence of the slag layer. Most of the physical models considering the slag are based on a water-oil system. A great variety of oils have been used as well as other volatile and dangerous organic compounds to simulate the slag. However, usually these substances do not satisfy kinematic similarities or density ratio (steel density/slag density). Despite the similarity criteria are missed, contributions have been presented on the determination of the exposed areas during bottom blowing. One of the most important issues still to be defined is the effect of the presence of a slag layer on the mixing time. A few studies [2,3,8] report that mixing times increase when the slag is present.

However, the fraction of the stirring energy input that is dissipated by the slag phase has not been properly estimated yet. New ultrasonic techniques have been introduced in the literature to determine wave propagation in the free surface and the amount of energy consumed there, finding that this lost represent less than 1% at low flow rates [9]. The objective of this work is to determine the fraction of the stirring energy input dissipated by the presence of the slag phase with a 0.004 m of thickness and also to determine mixing times under the presence of slag assisted by a physical model.

## EXPERIMENT

A transparent acrylic cylinder with a geometric scale factor  $\lambda=1/6$  is used to simulate a 140 tons industrial ladle furnace. The physical model of a 0.52 m diameter and a 0.42 m of bath height operates at gas flow rates of 7, 17 and 37 l/min, injected through nozzles located at the bottom with different radial positions of  $r/R=0, 1/3, 1/2, 2/3$  and  $4/5$ . Mixing times are determined by using the pH measurement technique and using the criteria of 95% of uniformity. A NaOH 1 M solution is used as a tracer to be added in the ladle. The Engine Oil with the properties presented in the Table 1 is selected after a screening process with several substances, since this oil satisfies better some of the similarity criteria. Physical properties of all the other substances in the model and in the ladle furnace are also presented in Table 1. Further details on the experimental conditions and experimental setup can be found in [10].

**Table 1.** Physical properties of the fluids in the physical and industrial systems

	Density ( $\rho$ , Kg/m <sup>3</sup> )	Molecular viscosity ( $\eta$ , N s <sup>2</sup> /m <sup>2</sup> )	Kinematic Viscosity ( $\nu$ , m <sup>2</sup> /s)
Steel at 1600 °C	7000 <sup>11</sup>	0.0068 <sup>12</sup>	0.97X10 <sup>-6</sup>
Water at 20 °C	998.2 <sup>10</sup>	0.0010 <sup>10</sup>	1X10 <sup>-6</sup>
Slag	3000	0.18 to 0.35	6X10 <sup>-7</sup> to 12X10 <sup>-7</sup>
Engine Oil	890	0.19135	2.15X10 <sup>-7</sup>

## RESULTS AND DISCUSSION

Figure 1 presents mixing times as a function of plug position for different gas flow rates and with or without slag. From this plot it is clear that regardless the gas flow rate, mixing time decreases when the plug is placed away from the center, reaches a minimum at position of  $r/R=1/3$  and  $r/R=1/2$ , but increases again as the plug approaches to the ladle wall. The same trend is maintained when a 0.004 m oil layer is placed but mixing times are around 10 s longer than those mixing times obtained without slag.

### Model to determine mixing times and stirring energies without slag

Equation (1) is used to predict mixing times without slag [1]. This equation is derived from a physical model study with a single plug located at the center of the bottom of the ladle ( $r/R=0$ ) and varying the height of the bath ( $L$ ) from 0.05 m to 1.1 m and maintaining a diameter of the ladle in 1.12 m (radius of ladle  $R=0.56$  m). Stirring energy is determined by using equation (2) [8]. Equations (1) and (2) are derived by Mazumdar to predic: mixing times as a function of

the stirring energy and we used them to compare these predictions against our experimental measured mixing times ( $\tau_m$ ). Such a comparison is presented in Figure 2, where the mixing time is plotted as a function of the stirring energy ( $\epsilon_m$ ) for all cases with a single plug.

$$\tau_m = 37\epsilon_m^{-0.33}L^2R^{0.66} \quad (1)$$

$$\epsilon_m = \frac{\rho_l g Q L}{\rho_l \pi R^2 L} \quad (2)$$

where  $\rho_l$  is the density of the water,  $Q$  is the gas flow rate and  $g$  is the gravity constant.

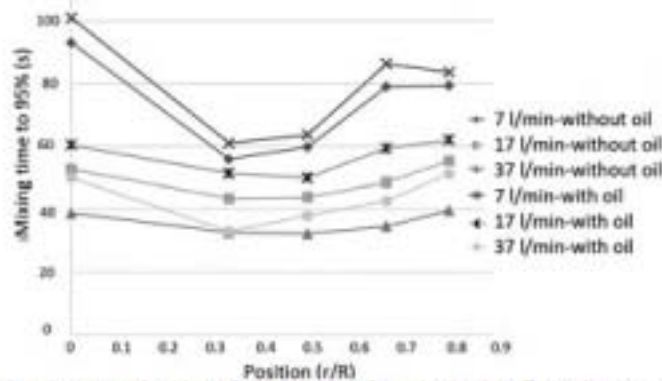


Figure 1: Mixing times as a function of plug position for a single plug. Every line represents a different gas flow rate and the presence or the absence of a slag layer.

From Figure 2 it is observed that experimental curves follow the same trend, i.e. the mixing time decreases as the stirring energy ( $\epsilon_m$ ) increases. The curve representing the correlation of Mazumdar (equation (1)) lies below our experimental data, and actually only our experimental curves obtained with plugs located at  $r/R=1/3$  and  $1/2$  are close to predictions from equation (2). The rest of experimental curves (with plugs at  $r/R=0, 2/3$  and  $4/5$ ) show discrepancies with Mazumdar's correlation.

#### Mixing times estimated with the "effective height" parameter

Nowadays there are some efforts to express mathematically the effect of the presence of a slag layer on the top of the ladle furnace. Barati [7] introduced a new concept called "effective height",  $h_{eS}$ , which is represented by equation (3) as a function of the thickness of slag layer ( $h_s$ ) and the height of liquid steel ( $h_m$ ). Equation (4) is used to compute a blending energy ( $\epsilon_{blending}$ ) based on the stirring energy ( $\epsilon_m$ ) and by combining equation (3) with equation (4), mixing time ( $\tau_m$ ) can be predicted with equation (5).



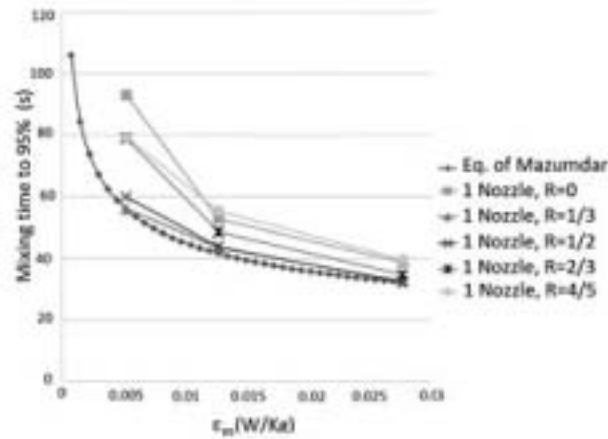


Figure 2: Mixing times as a function of stirring energy computed with equations (1) and (2) and measured in this work for a single plug located at 5 different positions,

$$h_{eff} = h_n + \frac{\rho_s}{\rho_n} h_s \quad (3)$$

$$\begin{cases} \tau_{mixing} = 1.41 \exp\left(-3.16 \frac{h_s}{h_n}\right) \tau_n & \frac{h_s}{h_n} > 0.1 \\ \tau_{mixing} = \tau_n & \frac{h_s}{h_n} \leq 0.1 \end{cases} \quad (4)$$

$$\tau_n = 2.33 \epsilon_{mixing}^{-0.34} h_{eff}^{-2} \quad (5)$$

where  $\rho_n$  is the bath density and  $\rho_s$  is the slag density.

Figure 3 shows mixing times against stirring energy predicted by using equations (3), (4) and (5) together with the experimental results obtained in this work with a single plug located at different positions. Our results follow the same trend as the Barati's correlation, but our measurements show greater mixing times values than Barati's predictions. None of the 5 curves (corresponding to different radial positions of the plug) approaches to Barati's predictions. However, Barati's correlation erroneously predicts that mixing times are reduced with the presence of a slag layer, which is contradictory to our results and common sense.

#### Computation of the energy dissipated by the slag in the physical model

Mazumdar [8] proposes several equations to estimate the magnitude of the factors that contributes to the stirring energy being dissipated in the ladle. Some of these factors (which do not include the slag layer yet) may be estimated by experimental measurements or by using equations (6), (7) and (8) which are related to the dissipation of energy due to the conversion of

input energy to turbulence energy dissipation ( $\eta_{\text{turb}}$ ), due to the bubbles ( $\eta_{\text{bub}}$ ) and due the walls ( $\eta_{\text{wall}}$ ) respectively. It is also assumed that when the opening of the slag occurs, during bubbling, the exposed surface present some factors of energy dissipated computed by equations (9) and (10). Calculations of all these factors are shown in Table II, which are used to estimate the effect of the slag layer on the mixing time in the ladle furnace. Operational conditions include a 0.004 m slag thickness, a plug position of  $r/R=4/5$ . When the gas flow rate is 7 l/min, the percentage of energy dissipated by the slag phase is estimated with equation (11) and it is found to be in the range of 4.5 to 12%. With a gas flow rate of 17 l/min, this percentage remains almost unchanged in values from 4.37 to 11.9% and for high gas flow rates of 37 l/min, those percentages decrease to a range between 2.68 and 10.2%.

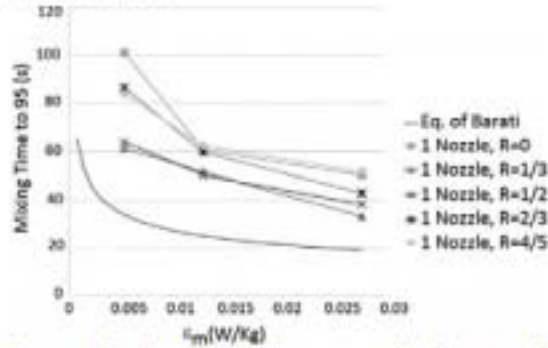


Figure 3: Mixing times as a function of the stirring energy using the concept from Barati [7] of "effective height".

Table II. Computed factors of dissipation of energy for all experimental conditions.

Without oil, $r/R=4/5$	Bubble velocity $U$ (m/s)	$\eta_{\text{turb}}$	$\eta_{\text{bub}}$	$\eta_{\text{wall}}$		
1 nozzle, $Q=7$ l/min	0.05508	0.1060	0.341	0.445		
1 nozzle, $Q=17$ l/min	0.08324	0.1699	0.316	0.414		
1 nozzle, $Q=37$ l/min	0.12487	0.3059	0.294	0.322		
With oil, $r/R=4/5$	$U$ (m/s)	$\eta_{\text{turb}}$	$\eta_{\text{bub}}$	$\eta_{\text{wall}}$	$\eta_{\text{slag}}(\text{without})$	$\eta_{\text{slag}}(\text{with})$
1 nozzle, $Q=7$ l/min	0.04407	0.0430	0.341	0.496	0.120	0.0451
1 nozzle, $Q=17$ l/min	0.06812	0.0755	0.315	0.491	0.119	0.0437
1 nozzle, $Q=37$ l/min	0.11017	0.1837	0.294	0.421	0.102	0.0268

$$\eta_{\text{turb}} = 0.618U^3 R^{2.25} Q^{-1.25} L^{-1} \quad (6)$$

$$\eta_{\text{bub}} = \frac{1.05Q^{0.2}}{3.8Q^{0.25} L^{0.25} R^{0.25} + 1.05Q^{0.2}} \quad (7)$$

$$\eta_{\text{wall}} = \frac{0.5R + L}{R + L} (1 - \eta_{\text{turb}} - \eta_{\text{bub}}) \quad (8)$$

$$(\eta_{\text{slag}})_{\text{at}} = 0.0 \quad (9)$$

$$\left(\eta_{\text{Diss-kinetic}}\right)_{\text{sl}} = \left(\eta_{\text{Diss-kinetic}}\right)_{\text{st}} = 0.075 \quad (10)$$

$$\eta_{\text{sl}} = 1 - \left( \eta_{\text{Thermal}} + \eta_{\text{Buoy}} + \eta_{\text{VerticalDiff}} + \left( \eta_{\text{FreeSurface}} \right)_{\text{sl}} \right) \quad (11)$$

## CONCLUSIONS

Experimental results of mixing times without slag with a single plug located at  $r/R=1/3$  and  $1/5$  correlates well with empirical correlation proposed in literature (Equation 1) for all gas flow rates explored in this work.

Experimental results do not agree with the correlation reported by Barati. It is concluded that Barati's correlation erroneously predicts that mixing times are reduced with the presence of a slag layer, which is contradictory to ours and other results reported.

By using Mazumdar's correlation (Equation 11) it is found that the percentage of the stirring energy dissipated by the slag layer (oil layer of 0.004 m) is between 2.68% to 12 % depending on the values of the process variables.

## REFERENCES

1. D. Mazumdar and R. Guthrie, "The physical and mathematical modelling of gas stirred ladle Systems," *ISIJ Int.* **35**No.1, 1 (1995).
2. D. Mazumdar and J. W. Evans: Macroscopic models for gas stirred ladles, *ISIJ Int.* **44** No.3, 447 (2004).
3. J. W. Han, S. H. Heo, D. H. Kam, B. D. You J. J. Pak and H. S. Song: Transient fluid flow phenomena in a gas stirred liquid bath with top oil layer-approach by numerical simulation and water model experiments, *ISIJ Int.*, **41** No. 10, 1165 (2001).
4. K. Krishnapishandy and G. A. Irons, "Modeling of slag eye formation over a metal bath due to gas bubbling," *Metall. Trans.*, **37B**, 763 (2006).
5. P. Dayal, K. Beskow, J. Björkvall and D. Sichen, "Study of slag/metal interface in ladle treatment," *Ironmaking & Steelmaking*, **33**, No.6, 454 (2006).
6. M. Thunman, S. Eckert, O. Hennig, J. Björkvall and D. Sichen, "Study on the formation of open-eye and slag entrainment in gas stirred ladle," *Steel research int.* **78**No. 12, 849 (2007).
7. L. T. Khajavi and M. Barati, "Liquid mixing in thick-slag-covered metallurgical baths-blending of bath," *Metall. Trans.*, **41B**, 86 (2010).
8. D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Modeling Energy Dissipation in slag-covered steel baths in steelmaking ladles," *Metall. Trans.*, **41B**, 976 (2010).
9. Y. Kishimoto, Y. Sheng, G. A. Irons and Jen-Shih Chang: "Energy dissipation distribution in gas-stirred liquids", *ISIJ Int.* **39**No.2, 113 (1999).
10. A. M. Amaro-Villeda, J. A. González, M. A. Ramirez-Argáez: "Experimental study in gas-stirred ladles with and without the slag phase trough a water physical model," *Mater. Res. Soc. Symp. Proc. Vol.* **1373**, 155 (2012).

# Effect of Slag Properties on Mixing Phenomena in Gas-stirred Ladles by Physical Modeling

Adrian Manuel AMARO-VILLEDA,<sup>1</sup> Marco Aurelio RAMÍREZ-ARGAÉZ<sup>2</sup> and A. N. CONEJO<sup>2\*</sup>

1) Facultad de Química, Universidad Nacional Autónoma de México, Av. Universidad 3000, Coyocacán, 04510, México City, México. 2) Morelia Technological Institute, Graduate Program in Metallurgy, Av. Tecnológico 1500, BB120, Morelia México.

(Received on March 24, 2013; accepted on August 19, 2013)

The effect of slag properties (thickness and viscosity) have been evaluated in terms of mixing time, exposed surface or ladle eye and energy dissipation. A nozzle configuration defined in terms of the number of nozzles, its radial position and gas flow rate has been employed to describe the influence of the top layer on mixing phenomena. It has been found a negative effect of both slag thickness and slag viscosity on mixing time, on the other hand, the same properties are useful to decrease the exposed surface or ladle eye.

An empirical approach using water modeling is suggested to evaluate the average velocity of the bulk liquid. The method was used to define the fraction of stirring energy consumed by the top layer. The result is in agreement with a previous investigation.

**KEY WORDS:** mixing time; slag eye; energy dissipation; physical modeling; gas-stirred ladles; gas injection; concretion; slag covered gas stirred ladles; water model; multi-tuyere; hydrodynamics; empirical equations.

## 1. Introduction

There are several ways to improve mixing in the bath; Induction stirring (ASEA-SKF process), bubble stirring (Ladle furnace process) and mechanical stirring (Kambara reactor). One advantage<sup>1)</sup> of induction stirring over argon stirring is the elimination of the spout and therefore minimization of steel oxidation and improved efficiency of alloying elements, however, gas stirring provide higher stirring intensities, required in the desulfurization of liquid steel.<sup>2)</sup>

Argon injection is most commonly done with porous plugs located in the bottom of a ladle. In industrial ladles it is typical to have one or two porous plugs, depending on the size of the ladle. Its position is critical to achieve the expected benefits of thermal and chemical homogenization as well as a strong meta-slag interaction.<sup>3,4)</sup> In the past, a large amount of research has been conducted by physical and mathematical models to describe fluid flow in the ladle,<sup>5–7)</sup> however, the effect of the top slag layer has been incorporated only in few investigations.<sup>8–12)</sup> In this work, it is reported the effects of the top slag layer on mixing time, as a function of gas flow rate, number of nozzles and nozzle radial position.

## 2. Experimental Work

An industrial site ladle of 140 tonnes of nominal capacity

was used as prototype to design a physical model with a geometric scale factor 1:6. The dimensions of both prototype and physical model are indicated in Table 1. Air was injected through nozzles with a diameter of 8 mm. In order to evaluate the effect of nozzle radial position and number of nozzles, the arrangement shown in Fig. 1 was employed. Figure 2 shows the nozzle arrangement in the set of experiments. The experimental arrangement includes the possibil-

Table 1. Dimensions of prototype and physical model, mm.

	Total height	Bath height	Diameter
Prototype	3 736	2 460	3 226
Water model	622	410	537

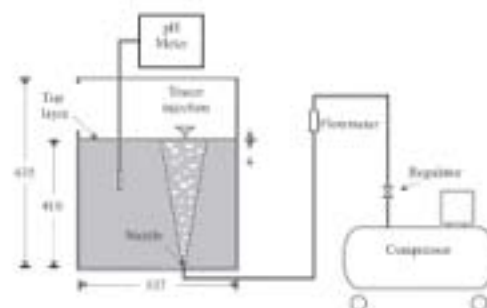


Fig. 1. Experimental set-up.

\*Corresponding author; E-mail: anconejo@gmail.com  
DOI: <http://dx.doi.org/10.2353/ijisinternational.54.1>

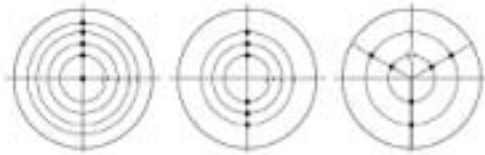


Fig. 2. Nozzle arrangement for the cases of 1, 2 and 3 nozzles.

Table 2. Variables included in the experimental work.

N	nR	#	Q (Nl/min)	$h_0$ , mm
1	0, 0.33, 0.50, 0.67, 0.80	—	7, 17, 37	0,4
2	0, 0.33, 0.50, 0.67	180°	7, 17, 37	0,4
3	0, 0.33, 0.67	120°	7, 17, 37	0,4

ity to evaluate the influence of 1 to 3 nozzles at different nozzle radial positions and three gas flow rates, with and without a top slag layer of 4 mm. Table 2 describes the variables included in the experimental work.

The gas flow rate in the physical model was computed using the similarity criteria based on the modified Froude number. This criterion is expressed by the following relationship:

$$Q_w = \lambda^2 Q_s \quad (1)$$

Where:  $Q_w$  represents the gas flow rate in the water model,  $\lambda$  is the geometric scale factor, defined as the ratio of liquid heights ( $H_w/H_s$ ) and  $Q_s$  is the gas flow rate in the full-scale system.

The corresponding gas flow rate in the water model was defined in the range from 7–37 Nl/min. The term “low” gas flow rate is assigned to the value 7 Nl/min, “medium” for 17 Nl/min and “large” gas flow rate for 37 Nl/min.

Mixing time was measured using pH data. A pH meter model PC510 manufactured by Eutech was employed. In all experiments distilled water was employed with an approximate initial pH of 6.0. The alkalinity is increased to 10.0 by the addition of 10 ml of a solution of NaOH 1 M. To repeat the experiment, the initial pH was restored with additions of HCl 1 M. The tracer was added on the top of one of the spots.

The position of the electrode was chosen at a point visually matching the periphery of the largest recirculating loop. Before tracer addition, air was injected to promote steady state conditions in the flow pattern. Mixing time was measured based on the criteria of 95% homogenization. Every set of experiments was repeated three times.

The top slag layer was simulated with oil. The standard experiments consisted of engine oil with a thickness ( $h_0$ ) of 4 mm, equivalent to 1% of the bath height. Its density is slightly below that of the density of liquid water and its kinematic viscosity is 200 times higher than water, which is similar to the slag/steel system. A group of experiments was chosen to evaluate the influence of both slag thickness and viscosity on mixing time and on the opening of the slag eye. Table 3 summarizes the physical properties of the oils employed in the experimental work.

Table 3. Physical properties of liquids

	Density, kg/m <sup>3</sup>	Viscosity, m <sup>2</sup> /s × 10 <sup>7</sup>
Steel, 160°C	7000	0.97
Water at 20°C	998.2	1.00
Slag	3000	60–120
Engine oil (red)	890	2.15
Engine oil (blue)	881	192
Soybean oil	919	60

### 3. Results and Discussion

This section reports the influence of the variables investigated (nozzle radial position and number of nozzles, gas flow rate and slag thickness) on mixing time, as well as the effect of slag physical properties on the opening of the slag eye. A procedure to compute the stirring energy consumed by the top slag layer is also suggested using the concentration signal as a function of time.

#### 3.1. Effects of Process Variables on Mixing Time

Figures 3–4 show the effect of nozzle radial position on mixing time. Each plot shows three solid lines corresponding to each gas flow rate with slag (thickness of 4 mm) and other three dashed lines for each gas flow rate without slag. Figure 3 corresponds to experiments with a single nozzle and Fig. 4 for two nozzles. Mixing time values fall in the range from 30–100 seconds.

**Effect of slag thickness on mixing time:** Figures 3–4 clearly indicate that the presence of a top slag layer always increases mixing time, independently of gas flow rate, radial position and number of nozzles, taking into account that the minimum stirring energy is in the order of 5 Watts/tonne. This effect is associated with a fraction of the total energy consumed in the motion of the top layer. The energy dissipated by the top slag layer is estimated in a subsequent section. Haida *et al.*<sup>13</sup> and Ying *et al.*<sup>14</sup> also reported experimental data for axisymmetrical gas injection and one single nozzle indicating an increase in mixing time in the presence of the top slag layer.

**Effect of nozzle radial position:** Figures 3–4 describe the influence of the nozzle radial position on mixing time. It can be seen that there is an overall minimum value in the cases of 1 and 2 nozzles. This minimum is identified, in general, at half radius, independently of slag thickness and gas flow rate. In the past, a large amount of investigations have been reported indicating different nozzle radial positions that yield the shortest mixing time.<sup>15–20</sup> There is general agreement about the nozzle radial position, indicating half radius as the optimum value, however there are big discrepancies in regard with the separation angle. Joo and Guthrie<sup>15</sup> as well as Zhang *et al.*<sup>17</sup> suggest a separation angle of 180° with 2 nozzles, on the other hand, Jauhainen *et al.*<sup>16</sup> and Chen *et al.*<sup>20</sup> suggest 60° and 45°, respectively. It should be noticed that only the work by Chen *et al.*<sup>20</sup> reports mixing time in the presence of a top slag layer.

**Effect of gas flow rate:** The effect of gas flow rate (in

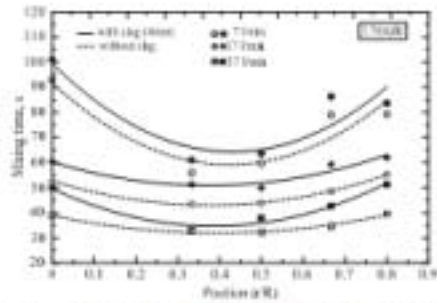


Fig. 3. Effect of nozzle radial position on mixing time, for one nozzle at three different gas flow rates with and without a top slag layer.

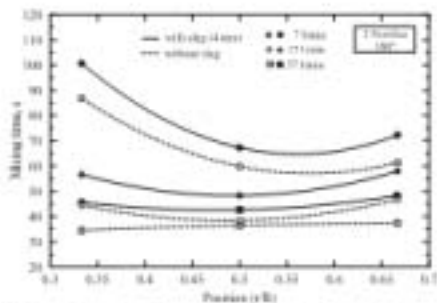


Fig. 4. Effect of nozzle radial position on mixing time, for two nozzles at three different gas flow rates with and without a top slag layer.

terms of stirring energy) on mixing time is shown in Figs. 5-6 for the case of 1 nozzle located at different radial positions, with a top slag layer (Fig. 5) and without the top slag layer (Fig. 6). In both cases it is shown that mixing time decreases as stirring energy increases. This result is perfectly well known, however it is important to bear in mind that in order to minimize mixing time, the gas flow rate cannot be increased *ad infinitum* because as the gas flow rate increases it also increases the ladle eye (and therefore reoxidation becomes critical to the cleanliness of the steel), as well as a more severe erosion of the refractory walls.

**Effect of the number of nozzles:** Figure 7 shows the effect of the number of nozzles on mixing time at three different nozzle radial positions (0.33R, 0.5R and 0.66R). All experimental gas flow rates are also included in this figure. Dotted and solid lines are accounted for cases with and without slag, respectively. At large or medium gas flow rates mixing time slightly increases with an increase in the number of nozzles. However, this increment is small and in some cases slightly decreases the mixing time with an increase in the number of nozzles. At low gas flow rates, there is an opposite behavior as the number of nozzles increases. At a nozzle radial position of 0.33R there is a maximum mixing time with two nozzles, however for the nozzle radial position of 0.66R there is a minimum mixing time with also two nozzles.

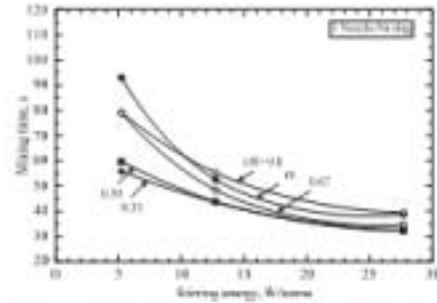


Fig. 5. Relationship between stirring energy and mixing time for one nozzle without the top slag layer at different nozzle radial positions.

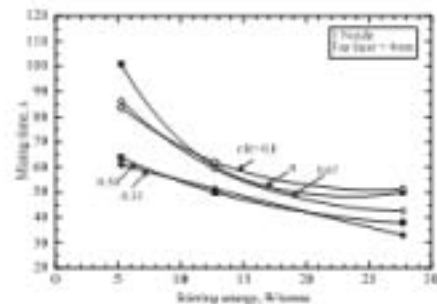


Fig. 6. Relationship between stirring energy and mixing time for one nozzle with a top slag layer at different nozzle radial positions.

It would be expected that by increasing the number of nozzles the number of circulation loops also increase. These circulation loops are independent from each other, therefore convective mass transfer is not allowed from one loop to the other. Only turbulent diffusion allows mass transfer from one loop to the other, then, by increasing the number of nozzles mixing could be negatively affected. This behavior could explain the experiments conducted at medium and large gas flow rates because mixing time increases with an increase in the number of nozzles. However, at low gas flow rates it seems that the combined effect of nozzle radial position, gas flow rate and number of nozzles makes more complicated to isolate the effect of the number of nozzles on mixing time.

The nozzle radial position makes the circulation loops to change its volume. If two nozzles are located near the center or near the wall, only one loop for each nozzle is created. At other intermediate positions, like 0.5R, two circulation loops for each nozzle are created. At a nozzle radial position of 0.5R, the volume of liquid in the circulation loops is uniform, in contrast to other nozzle radial positions where the volume in each circulation loop is different.

Zhu *et al.*<sup>20</sup> as well as Ramirez-Argaez<sup>24</sup> have previously described mixing time as a function of the number of nozzles, reporting an increase in mixing time as the number of nozzles increases. The following equations summarize their

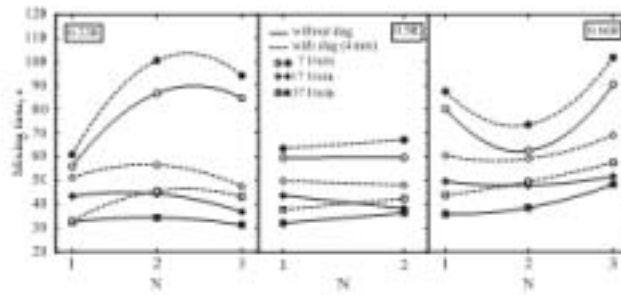


Fig. 7. Effect of the number of nozzles (N) on mixing time at three different nozzle radial positions and three gas flow rates with and without the top slag layer.

results:

$$\tau = 8.52e^{-0.22} N^{0.25} \dots\dots\dots (2)$$

$$\tau = 3.41 W^{0.1} Q^{-0.25} N^{0.4} (r/R)^{-0.12} (H/D)^{-0.04} \dots\dots (3)$$

Where:  $\tau$  represents mixing time in seconds, is stirring energy in wats/kg, N is the number of nozzles, W represents mass in kg, Q is the gas flow rate in l/s, r/R is the nozzle radial position and H/D is the ratio between height to diameter of the bulk liquid.

**General equation:** a general equation summarizing the combined effects of the number of nozzles (N), specific energy input rate ( $\epsilon$ ) (defined by Mazumdar [6] and function of the gas flow rate, Q), nozzle radial position (r/R), and layer of slag in dimensionless way ( $h_s/H$ , where  $h_s$  is the thickness of oil in mm and H is the liquid depth in mm), was developed using the software Statgraphics with a correlation coefficient of 0.8. This correlation (Eq. (4)) express the mixing time as a function of universal variables that may be used to any system either physical models or industrial ladles and also includes the effect of the slag layer.

$$\tau = 9.83N^{0.1025} \epsilon^{-0.0051} \left(\frac{r}{R}\right)^{-0.004} \left(\frac{h_s}{H}\right)^{0.004} \dots\dots (4)$$

This equation indicates that mixing time decreases by decreasing the number of nozzles, decreasing the layer of slag, increasing the specific energy input rate (or the gas flow rate) and nozzle radial position. The gas flow rate through the variable  $\epsilon$  is the variable that influence the most on the mixing time promoting good mixing. On the contrary, the effect of the nozzle radial position and slag layer in this equation are less important due to the low value of those exponents (-0.0051 and 0.004 respectively). Figure 8 shows the relationship between predicted and experimental values. The exponent associated with the number of nozzles is small (0.1025), an indication that mixing time slightly increases with an increase in the number of nozzles.

**3.2. Stirring Energy Consumed by the Top Slag Layer**

The total input mechanical energy due to bottom gas injection is consumed by interaction with different zones of the liquid-top layer-wall system present in a ladle. Ideally it would be desirable that this energy should be consumed in the motion of the liquid phases (steel and slag), which includes gas-liquid interactions within the ascending plume,

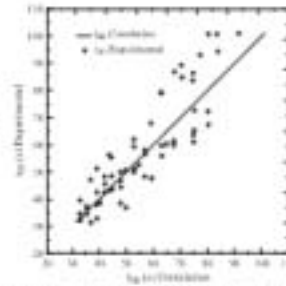


Fig. 8. Relationship between predicted and experimental values on mixing time.

turbulent motion within the recirculation circuits, bulk phase-top layer interaction and slag surface motion. In addition to these mechanisms, spout formation and liquid-wall interaction complete the consumption mechanisms of stirring energy. These mechanisms are summarized in the following relationship:

$$E_{bubble} + E_{TMC} + E_{slag} + E_{surface} + E_{wall} = 1 \dots\dots (5)$$

Where:  $E_{bubble}$  represents a fraction of the total energy consumed by the bubble-liquid interaction,  $E_{TMC}$  represents the energy consumed by turbulent motion of the recirculation circuits,  $E_{slag}$  is the fraction of energy consumed by the top layer,  $E_{surface}$  includes the energy consumed by motion of the free surface as well as spout formation and  $E_{wall}$  the fraction of energy consumed by the liquid-wall interaction.

Mazumdar and Guthrie<sup>[21]</sup> reported values for the previous energy dissipation mechanisms, for the case of axisymmetric gas injection. Their analysis suggested that the top slag layer consumes approximately 9–19% stirring energy. The maximum value corresponds to conditions neglecting motion of the slag free surface and spout formation due to a very thick slag layer, in the order of 7% of slag height. In order to compute the energy dissipated by the top slag layer in the present work, using a procedure similar to that proposed by the previous authors, it is necessary to obtain data on the average speed of both recirculation. In the following paragraphs a procedure to compute that velocity is proposed.

The concentration signal described in Figs. 9–10 was

obtained by a proper selection of the electrode position. If the electrode is placed at a point outside of the main recirculation circuit, for instance in a dead zone, the concentration signal changes, corresponding to a diffusion dominant mechanism, represented by a continuous increment in concentration however if the position corresponds to a convective dominant mechanism, the concentration signal oscillates periodically. It was observed that the elapsed time between peaks in the concentration signal was relatively constant in each experiment. This time was associated with the time taken by the tracer to complete its motion along the circuit. If the circuit is assumed an ellipse, it is possible to estimate the average velocity using the concentration data as a function of time. In all cases, the tracer was added in one of the largest recirculation circuits.

The average velocity is computed as follows:

$$\bar{U} = \frac{\text{ellipse perimeter}}{t_{\text{avg}}} = \frac{\pi(a+b) \left( 1 + \frac{1}{4}e^2 + \frac{1}{64}e^4 + \frac{1}{256}e^6 + \dots \right)}{t_{\text{avg}}} \quad \text{---(6)}$$

Where:  $\bar{U}$  represents the average velocity,  $a$  is the semi-major axis,  $b$  is the semi-minor axis,  $t_{\text{avg}}$  is the average time for the tracer to complete one loop and  $e$  is defined as follows:

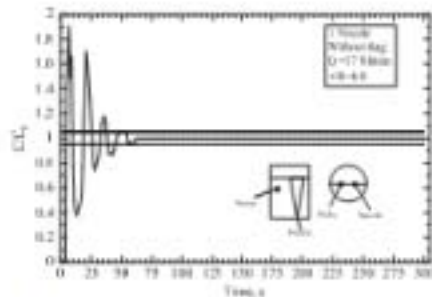


Fig. 9. Concentration profile versus time for a gas flow rate of 7 Nl/min.

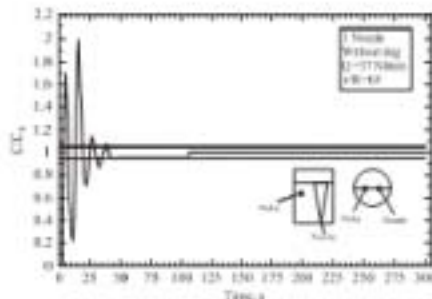


Fig. 10. Concentration profile versus time for a gas flow rate of 27 Nl/min.

$$e = \frac{a-b}{a+b}$$

In the procedure employed by Mazumdar and Guthrie<sup>28)</sup> the terms  $E_{\text{free}}$  and  $E_{\text{TBC}}$  were computed using the following expressions:

$$E_{\text{free}} = \frac{1.05Q^{0.2}}{(3.8Q^{0.22}H^{0.22}R^{0.22} + 1.05Q^{0.2})} \quad \text{---(7)}$$

$$E_{\text{TBC}} = 0.618\bar{U} R^{0.25} Q^{-0.25} H^{-0.5} \quad \text{---(8)}$$

Where:  $Q$  is the gas flow rate corrected to mean height and temperature of the liquid in  $\text{m}^3/\text{s}$ ,  $H$  is the height of liquid in  $\text{m}$ ,  $R$  is the radius of the vessel in  $\text{m}$  and  $\bar{U}$  is the mean speed of bath recirculation in  $\text{m/s}$ . Due to room temperature conditions, correction for the gas flow rate is not required.

In the absence of the top slag layer and neglecting surface motion in experiments carried out with a wooden disk to represent the top layer, the previous authors computed the term  $E_{\text{slag}}$  as follows:

$$E_{\text{slag}} = \frac{0.5R+H}{R-H} (1 - E_{\text{free}} - E_{\text{TBC}}) \quad \text{---(9)}$$

The values for  $E_{\text{slag}}$  were roughly estimated as 0.4. In order to compute the term  $E_{\text{atmos}}$ , data from slag free experiments were used, obtaining values between 0.06 and 0.09. Finally, the previous authors computed the term  $E_{\text{slag}}$  for two limiting conditions, one corresponds to the presence of a thick slag layer and the other to a thin slag layer. In the first case,  $E_{\text{surface}}$  is set to zero and for the second case it was used an average value of 0.075. In such conditions, they reported values for  $E_{\text{slag}}$  in the range from 0.09-0.19.

Tables 4-5 report the results obtained in our work using the previous procedure and Fig. 11 is a schematic representation of the results for 1 nozzle at a position of 4/5 R. It can be observed that the energy dissipated by the top slag layer is in the range from 3-12%. Mazumdar and Guthrie<sup>28)</sup> reported slightly higher values, from 9-19%, however this is attributed to a large slag volume employed in their experiments. As the energy dissipation by the top slag layer increases, it is expected a decrease in the energy available to move the bulk liquid and a decrease in its average velocity. The data in Tables 4-5 indicate that a top slag layer of 4 mm decreases the average velocity of the bulk liquid from 15-30%, for example, for a gas flow rate of 7 Nl/min and one nozzle located in the center, the average velocity of the bulk liquid decreases from 64.5 to 45.5 mm/s. It is also observed that the values for energy dissipation from the free surface without a top slag layer range from 8-9%, similar to those of Mazumdar and Guthrie,<sup>28)</sup> who reported values in the range from 6-9%.

### 3.3. Effect of Slag on Ladle Eye and Mixing Time

In order to evaluate the effect of slag thickness and viscosity on mixing phenomena, three types of oils with different viscosities were chosen, as shown in Table 3. Two oils correspond to engine oils and a third one is soybean oil. Their viscosity ranges from 60-215  $\times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ , which covers realistic viscosity ratios between slag and steel. The slag



**Table 4.** Computed values of dispersed fractional energy without a top slag layer.

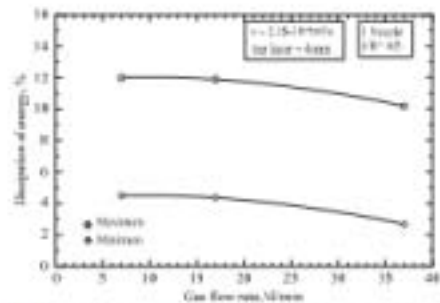
Q, m³/s x 10³	U, mm/s	N	r/R	E, W/kg	Computed values			
					E <sub>rac</sub>	E <sub>flow</sub>	E <sub>flow</sub> min max	E <sub>ag</sub>
1.17	64.49	1	0	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.63	88.95	1	0	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	117.26	1	0	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.38
1.17	63.86	1	1/3	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.63	92.83	1	1/3	0.0127	0.26	0.32	0.08	0.34
6.17	124.82	1	1/3	0.0276	0.31	0.29	0.08	0.32
1.17	64.60	1	1/2	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.63	88.61	1	1/2	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	117.79	1	1/2	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.37
1.17	65.14	1	2/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.63	89.57	1	2/3	0.0127	0.23	0.32	0.09	0.37
6.17	119.43	1	2/3	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	63.91	1	4/5	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.63	89.87	1	4/5	0.0127	0.23	0.32	0.09	0.36
6.17	119.83	1	4/5	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	65.02	2	1/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.63	88.98	2	1/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	120.75	2	1/3	0.0276	0.27	0.29	0.09	0.35
1.17	64.00	2	1/2	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.37
0.63	88.89	2	1/2	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.37
6.17	120.01	2	1/2	0.0276	0.26	0.29	0.09	0.36
1.17	63.56	2	2/3	0.0052	0.19	0.34	0.09	0.38
2.63	88.47	2	2/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.38
6.17	118.91	2	2/3	0.0276	0.25	0.29	0.09	0.37
1.17	65.02	3	1/3	0.0052	0.21	0.34	0.09	0.36
2.63	89.05	3	1/3	0.0127	0.21	0.32	0.09	0.38
6.17	117.40	3	1/3	0.0276	0.24	0.29	0.09	0.38
1.17	64.63	3	2/3	0.0052	0.20	0.34	0.09	0.37
2.63	88.49	3	2/3	0.0127	0.22	0.32	0.09	0.38
6.17	118.20	3	2/3	0.0276	0.25	0.29	0.09	0.38

thickness was also changed from 4 to 10 mm, equivalent to 1-2.5% of the total height.

Table 6 summarizes the results for the exposed surface or ladle eye as a function of gas flow rate for the case with an oil thickness of 4 mm and one nozzle placed at a nozzle radial position of 2/3 R. The surface area exposed or ladle eye was measured using a photographic and weighing method. In each experiment three photographs were taken in order to obtain an average value. The ladle eye in each photograph was cutted, weighed and finally expressed as a percentage. This process is accurate due to the high contrast in color between oil and water. The same results are illustrated in Fig. 12 which shows that as slag thickness increases, the exposed surface linearly increases. It also shows that as the slag viscosity increases, the exposed surface decreases. For the purpose of a faster refining process in the ladle furnace it is important to operate with relatively fluid slags. This

**Table 5.** Computed values of dispersed fractional energy with a top slag layer.

Q, m³/s x 10³	U, mm/s	N	r/R	E, W/kg	Computed values						
					E <sub>rac</sub>	E <sub>flow</sub>	E <sub>flow</sub> min max	E <sub>ag</sub> min max	E <sub>ag</sub>		
1.17	43.52	1	0	0.0053	0.05	0.34	0	0.08	0.49	0.04	0.12
2.63	70.36	1	0	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	99.22	1	0	0.0276	0.12	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11
1.17	52.81	1	1/3	0.0053	0.09	0.34	0	0.07	0.46	0.04	0.11
2.63	73.82	1	1/3	0.0128	0.10	0.32	0	0.07	0.47	0.04	0.11
6.17	114.42	1	1/3	0.0276	0.21	0.29	0	0.08	0.40	0.02	0.10
1.17	52.70	1	1/2	0.0053	0.09	0.34	0	0.07	0.46	0.04	0.11
2.63	71.52	1	1/2	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	100.12	1	1/2	0.0276	0.13	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11
1.17	48.86	1	2/3	0.0053	0.07	0.34	0	0.08	0.48	0.04	0.12
2.63	74.13	1	2/3	0.0128	0.11	0.32	0	0.07	0.47	0.04	0.11
6.17	107.49	1	2/3	0.0276	0.17	0.29	0	0.08	0.43	0.03	0.11
1.17	57.52	1	4/5	0.0053	0.13	0.34	0	0.07	0.43	0.03	0.10
2.63	79.34	1	4/5	0.0128	0.14	0.32	0	0.08	0.44	0.03	0.11
6.17	106.52	1	4/5	0.0276	0.16	0.29	0	0.08	0.44	0.03	0.11
1.17	44.49	2	1/3	0.0053	0.04	0.34	0	0.08	0.49	0.04	0.12
2.63	67.62	2	1/3	0.0128	0.07	0.32	0	0.08	0.49	0.04	0.12
6.17	93.92	2	1/3	0.0276	0.10	0.29	0	0.08	0.49	0.04	0.12
1.17	50.53	2	1/2	0.0053	0.07	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.63	69.57	2	1/2	0.0128	0.08	0.32	0	0.08	0.49	0.04	0.12
6.17	91.43	2	1/2	0.0276	0.09	0.29	0	0.07	0.50	0.03	0.12
1.17	51.44	2	2/3	0.0053	0.08	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.63	70.44	2	2/3	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	92.16	2	2/3	0.0276	0.09	0.29	0	0.07	0.50	0.03	0.12
1.17	51.23	3	1/3	0.0053	0.08	0.34	0	0.07	0.47	0.04	0.11
2.63	70.44	3	1/3	0.0128	0.09	0.32	0	0.08	0.48	0.04	0.12
6.17	93.92	3	1/3	0.0276	0.10	0.29	0	0.08	0.49	0.04	0.12
1.17	55.57	3	2/3	0.0053	0.11	0.34	0	0.08	0.44	0.03	0.11
2.63	76.27	3	2/3	0.0128	0.12	0.32	0	0.07	0.46	0.04	0.11
6.17	100.53	3	2/3	0.0276	0.13	0.29	0	0.07	0.47	0.04	0.11



**Fig. 11.** Effect of gas flow rate on the energy dissipated by the top slag layer.

TABLE 6. Exposed surface (%) as a function of gas flow rate for 1 nozzle located at 23 R and a slag thickness of 4 mm.

Number of plugs	Flow rate (N/min)		
	7	17	37
Exposed Surface (%) (average)	30.20	43.97	67.44
2	39.47	51.62	59.80
3	33.14	44.14	63.54

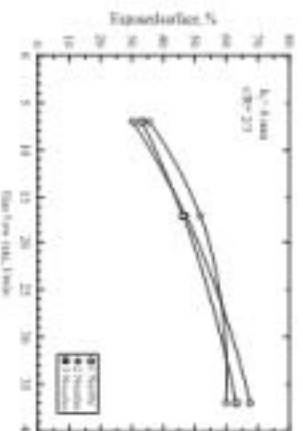
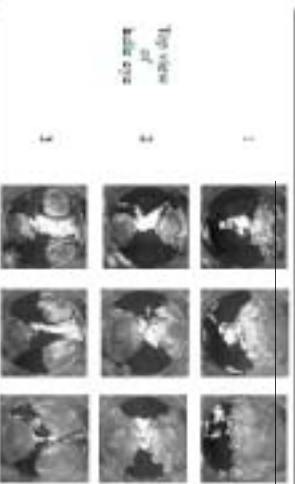


Fig. 13. Effect of gas flow rate on the exposed surface for a top layer of 4 mm and nozzle radial position of 23 R.

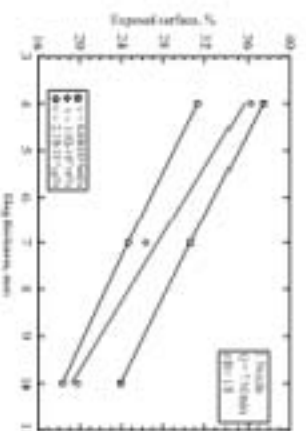


Fig. 14. Effect of slag thickness on exposed surface for 7 nozzle as a radial position of 1/3 R and gas flow rate of 7 N/min.

type of slags are then more susceptible to increase the ladle eye for the same gas flow rate and therefore more susceptible to steel recarburization.

Figure 13 shows the effect of slag thickness on ladle eye

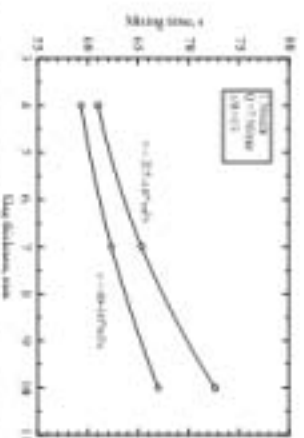


Fig. 15. Effect of slag thickness and slag viscosity on mixing time.

formation, for a configuration with one nozzle at a nozzle radial position of 1/3 R, a gas flow rate of 7 N/min and three different slag viscosities. The slag thickness was increased from 4 to 10 mm. It is quite clear that an increase in both slag thickness and viscosity decreases the exposed surface. A decrease of the exposed surface as slag thickness increases, was also reported by Yonezawa and Schwaninger<sup>25</sup> and by Morigama and Iguchi.<sup>26</sup> In the first case the system investigated was mercury-silicone oil and in the second case a water-polyethylene glycol system.

Figure 14 shows the effect of slag thickness on mixing time. It is shown that as the slag thickness increases, mixing time of the underlying phase also increases. This is due to an increase in the energy consumed by the top slag layer.

#### 4. Conclusion

Mixing phenomena becomes complex in the presence of multiple injection elements as a function of nozzle radial position, gas flow rate and the top slag layer. As the slag thickness increases, it also increases mixing time. This is due to higher energy dissipation as the slag thickness increases. Mixing times are also increased by decreasing the gas flow rate and increasing the number of nozzles.

A practical approach to measure the average recarburization velocity has been suggested. This method has been used to estimate the stirring energy consumed by the top slag layer. It has been found that the energy dissipated by the top layer ranges from 4–12%.

Ladle eye or exposed surface is decreased by an increase in slag viscosity. It also increases as gas flow rate increases, from approximately 30% for a gas flow rate of 7 N/min to 60% for 37 N/min.

It is not possible to clearly identify an optimum number of injection elements that provide the shortest mixing time because there is a combined effect between the number of nozzles, the gas flow rate and the nozzle radial position that makes difficult to indicate an optimum value of the number of injection. However, the shortest value was found with one nozzle located at half radius.

#### Acknowledgements

Adrian Armano thanks DEAPA-CNAM for financial support through a Ph.D. thesis scholarship.

List of symbols:

- a: Ellipse semi-minor axis
  - b: Ellipse semi-major axis
  - D: Diameter of the bulk liquid.
  - E<sub>mix</sub>: Fraction of energy consumed by the bubble-liquid interaction.
  - E<sub>rec</sub>: Fraction of energy consumed by turbulent motion of the recirculation devices.
  - E<sub>top</sub>: Fraction of energy consumed by the top layer.
  - E<sub>surf</sub>: Fraction of energy consumed by motion of the free surface as well as spout formation
  - E<sub>tot</sub>: Fraction of energy consumed by liquid-wall interaction.
  - h<sub>l</sub>: Thickness of oil layer
  - H: Height of the bulk liquid
  - N: Number of nozzles.
  - Q: Gas flow rate in l/s.
  - Q<sub>0</sub>: Gas flow rate in the water model.
  - Q<sub>0</sub>: Gas flow rate in the full-scale system
  - R: Radius of the vessel in m.
  - r<sub>FB</sub>: Nozzle radial position
  - T: Average time for the reactor to complete one loop
  - U: Mean speed of bulk recirculation in m/s.
  - W: Mass in kg.
- Greek symbols:
- Δ: Geometric scale factor
  - τ: Mixing time in seconds.
  - ε: Stirring energy in watts/kg

REFERENCES

1) U. Meuld, H. Yang, J.-E. Schwann and R. Foubert Roue *Stoff Tech., 4* (2009), No. 7, 48

2) K. W. Langer, *Int. Mater. Rev.*, **31**(1986), No. 2, 45

3) D. Matarombar and R. Gossens, *Mater. Trans.*, **6**, 578 (1965), 722

4) D. Matarombar and R. Gossens, *Proceeding Symposium*, 27(2000), 802

5) D. Krishna Murthy, S. P. Mathema and A. Ghosh, *Mater. Trans.*, **6**, 1581(1965), 439

6) D. Matarombar and R. Gossens, *Met. Trans.*, **30**(1997), No. 1, 1

7) D. Matarombar and L. W. Sang, *Met. Trans.*, **44**(2004), No. 3, 447

8) L. W. Sang, S. H. Han, D. H. Kim, B. D. Yoo, J. I. Park and S. Kang, *Met. Trans.*, **41**(2007), No. 10, 1103

9) D. Matarombar and L. W. Sang, *Mater. Trans.*, **6**, 598(2004), 401

10) D. Matarombar and O. A. Torres, *Mater. Trans.*, **6**, 579(2004), 933

11) K. P. Anil Kumar, M. Suresh Babu and D. Matarombar, *Met. Trans.*, **44**(2007), No. 6, 1177

12) L. T. Kupfers and M. Berger, *Mater. Trans.*, **6**, 418(2004), 86

13) O. Haldin, T. Enck, S. Yoneda and F. Kuder, *Schweizer. P.*, Part 1, 2nd Int. Conf. on Injection Molding, MEFES and SEMKONTRIT, Lake, Sweden, (1980), Paper 20

14) O. Yang, Y. Sang and L. Lee, *Met. Trans.*, Conf. on Refining of Iron and Steel by Powder Injection, Kashiwanishi, 11, Part 1, MEFES and Injection, Sweden, (1983), Paper 21

15) S. Inada and S. I. L. Gomes, *Mater. Trans.*, **6**, 238(1997), 54

16) S. Inada, Y. Ito and M. Inoue, *J. Mater. Eng. Japan*, **6**(1997), No. 2, 111

17) L. Zhang, S. Terajima, K. Chikawa, Y. Qiu, *Met. Trans.*, **11**(2001), No. 9, 132

18) A. Koshizuka, T. Jimenez and D. Cheng, *Met. Trans.*, **30**(2001), 242

19) M. Marone, D. Matarombar, D. Matarombar, *Met. Trans.*, **6**, 577

20) J. Matarombar, S. Park, M. Marone and D. Matarombar, *Mater. Trans.*, **6**, 548(2004), 479

21) O. Zhang, Z. Chen and Y. Xu, *40th Int. Cong. Sci. Tech. Supramat'04* (2004), IUT, 2099, (2004), 318

22) M. Chen, N. Wang, Y. Yao, J. Gong and K. Xiong, *Met. Trans.*, **7**(2007), No. 6, 408

23) M. Zou, J. Jansson, I. Karasaka and T. Sato, *Met. Trans.*, **34**(1993), No. 5, 472

24) S. Kampana-Angtze, *Mater. Mater. Process.*, **21**(2008), 39

25) D. Matarombar and R. Gossens, *Mater. Mater. Trans.*, **6**, 418(2004), 976

26) K. Vinnarsas and K. Schwenninger, *Mater. Mater. Trans.*, **6**, 588(1994), 411

27) A. Maroyana and M. Iguchi, *J. JMSI*, **11**(2012), 47