



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**

POSGRADO EN METALURGIA Y MATERIALES  
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERIA QUIMICA  
E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS



*Doctorado en ciencias en metalurgia y materiales*

**HIDRODINÁMICA DEL ACERO LÍQUIDO  
DURANTE EL LLENADO DE LA OLLA.**

**TESIS DOCTORAL**

PRESENTA:

**M. en I. Jafeth Rodriguez Avila**

DIRECTOR:

**Dr. Rodolfo Morales Dávila**

México DF Marzo 2012



# INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

## ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México, D. F., siendo las 16:00 horas del día 12 del mes de Marzo del 2012 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de la Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de ESIQIE para examinar la tesis titulada:  
"HIDRODINÁMICA DEL ACERO LIQUIDO DURANTE EL LLENADO DE LA OLLA"

Presentada por el alumno:

<u>RODRÍGUEZ</u>	<u>AVILA</u>	<u>JAFETH</u>
Apellido paterno	Apellido materno	Nombre(s)
Con registro:		
A	0	9
0	2	1
3		

aspirante de:

DOCTOR EN CIENCIAS EN METALURGIA Y MATERIALES

Después de intercambiar opiniones, los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

### LA COMISIÓN REVISORA

Director(a) de tesis

DR. RODOLFO MORALES DÁVILA

DR. JOSÉ FEDERICO CHÁVEZ ALCALÁ

DR. JESÚS GILBERTO GODÍNEZ SALCEDO

DR. ALEJANDRO CRUZ RAMÍREZ

DR. ALONSO NAJERA BASTIDA

DR. JOSÉ JAVIER CASTRO ARELLANO



PRESIDENTE DEL COLEGIO DE PROFESORES

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERIA QUIMICA  
INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL  
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO  
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**  
**SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO**

*CARTA CESIÓN DE DERECHOS*

En la Ciudad de México D. F. el día 21 del mes Marzo del año 2012, el (la) que suscribe M. en I. Jafeth Rodriguez Avila alumno del Programa de Doctorado en Ciencias en Metalurgia y Materiales con número de registro A090213, adscrito a La Sección de Investigación y Posgrado de la Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas del IPN, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección del Dr. Rodolfo Morales Dávila y cede los derechos del trabajo intitulado Hidrodinámica del acero liquido durante el llenado de la olla, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección jafethra@hotmail.com. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

M. en I. Jafeth Rodriguez Ávila

Nombre y Firma

## Índice

Índice .....	I
Resumen.....	III
Abstract.....	IV
Lista de figuras.....	V
Lista de tablas.....	VII
Nomenclatura.....	VIII
1. Introducción.....	12
1.1 Justificación .....	16
1.2 Objetivo general.....	17
1.2.1 Objetivos particulares.....	17
1.3 Metas .....	17
2. Antecedentes.....	18
2.1 La agitación del baño en la olla.....	18
2.2 La adición de ferroaleaciones.....	20
2.3 La experimentación.....	24
2.4 Calculo de la Potencia de agitación debida a la caída de acero. ....	28
1.5    Calculo de la potencia de agitación con Argón.....	30
3. Análisis teórico.....	32
3.1 Dinámica de fluidos computacional.....	32
3.2 Modelos Matemáticos.....	33
3.2.1 Conservación de masa .....	33
3.2.2 Ecuación de momento. ....	34
3.3 Modelo de turbulencia .....	34
3.3.1 El modelo k- $\epsilon$ .....	36

---

3.4 Introducción para modelar flujos multifásicos .....	37
3.4.1 Modelo Multifásico VOF (Volumen de fluido).....	38
4. Desarrollo matemático y experimental .....	41
4.1 Las consideraciones de simulación .....	41
4.2 Modelo matemático con las consideraciones de la simulación.....	42
4.2.1 Ecuación de la fracción de volumen.....	45
4.3 Modelo de fase discreta .....	45
4.4 Experimentación .....	46
4.5 Las propiedades de las fases.....	49
4.6 Flujo acero-ferroaleaciones .....	50
5. Análisis y discusión de resultados.....	51
5.1 Dinámica de fluidos.....	51
5.2 Dinámica de las burbujas de aire en el acero fundido .....	56
5.3 Dinámica de las aleaciones ferrosas .....	59
6. Conclusiones .....	72
7. Bibliografía. ....	73

## Resumen

Un análisis numérico de un flujo multifásicos centrado en la dinámica de fluidos y las trayectorias de las partículas de ferroaleaciones, durante las operaciones de llenado de la olla, fue desarrollado en el presente trabajo.

El objetivo de la investigación es determinar, a través de simulación física y modelación matemática con DFC (Dinámica de fluidos Computacional), los valores óptimos de las variables que intervienen en el llenado de la olla y que estos parámetros sirvan de referencia para aprovechar la energía del vaciado en el proceso de fabricación del acero.

La metodología desarrollada, consistió en simular la dinámica de fluidos del chorro en caída libre que se presenta durante el llenado de la olla y sus efectos sobre las adiciones. El flujo multifásico considerado consta de la fase líquida (acero 1873 K) la fase gaseosa (aire) y una fase sólida (ferroaleaciones). Se hacen 100 simulaciones para la adición de cada ferroaleación, para cada posición de caída. Se analiza tres diferentes posiciones de caída de las adiciones entre el chorro y la orilla de la olla, para determinar la influencia del flujo en el tiempo mínimo de residencia (MRT).

El MRT es el tiempo que tarda la ferroaleación, desde que se introduce en el baño hasta que emerge por primera vez a la superficie de acero líquido. Los resultados numéricos indican que la ferroaleaciones con densidades menores a la del acero tienen MRT cortos como el ferro-silicio (Fe-Si) y aluminio (Al). Además, el comportamiento es independiente del nivel del baño, la altura de caída y la dinámica de flujo de la masa fundida. Las ferroaleaciones con densidades similares a la del acero como el ferromanganeso (Fe-Mn) son muy dependientes de la dinámica de fluidos y nivel de baño. Adiciones más densas como el ferro-niobio (Fe-Nb) se obtiene un MRT largo. Sin embargo, cuando estas ferroaleaciones se añaden a niveles altos de baño, cerca del final del llenado de la olla, las partículas permanecen en las esquinas inferiores de la olla durante largos tiempos. Este posicionamiento, provoca una distribución no uniforme de la composición final del acero.

## **Abstract**

The computational approach of this model involves the solution of Navier-Stokes Equations for a multiphase flow through an explicit method using the Volume of Fluid (VOF) model in order to define sharp interfaces, among air and liquid steel. A multiphase numerical analysis focused on flow dynamics and particle trajectories during steel tapping operations was developed.

The three-dimensional (3-D), multiphase and unsteady turbulent fluid flow model of steel tapping operations was simulated through the solution of a set of continuity equations, one for each phase, and a set of momentum transfer equations for all phases and the standard  $k$ - $\epsilon$  two-equation turbulence model as is explained below.

The minimum residence times (MRT) refers to those minimum times that a particle remains in the metal bulk before it emerges to the bath surface.

The numerical results indicate that the MRT for lighter additions than steel (ferrosilicon and aluminum) are independent from bath level, fall height and flow dynamics of the melt.

Neutral buoyant additions (Fe-Mn) are strongly dependent on fluid dynamics of the melt and bath height. Denser additions (like Fe-Nb) yields long residence time inside the melt before first emerging to the bath surface. However, when this ferroalloy is added at high bath levels, close to the end of tapping, the particles remain in the corner formed by the bottom and the wall of the ladle during long times prolonging their melting rates.

## Lista de figuras

Figura 1 Etapas de la fabricación del acero.....	12
Figura 2 Esquema del llenado de la olla.....	13
Figura 3 Metodología de la investigación.....	14
Figura 4 Campo de velocidades experimental, a) Mediciones b) Fotografía.....	19
Figura 5 Campos de velocidades de una olla a diferentes alturas a) 1 m, b) 1.6 m y c) 2 m.....	19
Figura 6 Fuerzas que actúan en una partícula esférica dentro del seno de liquido.....	21
Figura 7 Fuerzas que actúan en la partícula sumergida en un campo de flujo.....	22
Figura 8 Experimental y predicción del la penetración de una partícula esférica con densidad de $600 \text{ kg/m}^3$ . .....	23
Figura 9 Posición de caída a) Cerca del chorro; b) En medio del chorro y la orilla; y c) En la orilla.....	24
Figura 10 Drenado de una HAE para el llenado de una olla.....	28
Figura 11 Potencia de agitación teórica debida a la caída del acero durante el llenado de la olla de 75 ton. ....	30
Figura 12 Procedimiento para simular en fluent .....	33
Figura 13 Velocidad en flujos laminar, en transición y turbulento.....	35
Figura 14 Discretización de la olla, a) Vista isométrica de la parte superior b) Vista interior de la base de la olla.....	41
Figura 15 Selección del modelo multifásico .....	44
Figura 16 Dimensiones de la olla en planta.....	47
Figura 17 Modelo a escala 1/3.....	47
Figura 18 Configuración del experimento .....	48
Figura 19 Movimiento de la interface aire-acero. ....	51



Figura 20 Flujo bifásico aire-acero en el plano central.....	52
Figura 21 Campo de velocidades del llenado de la olla a) 10 ton, b) 30 ton, c) 50 ton y d) 75 ton.....	53
Figura 22 Campo de velocidades diferenciado por fases.....	55
Figura 23 Distribución de burbujas a) Vista inferior, b) Vista frontal.....	56
Figura 24 Distribución de burbujas de aire un nivel a) 50 ton, b) 70 ton.....	57
Figura 25 Modelo físico a)10 ton, b) 75 ton.....	58
Figura 26 La adición de ferroaleaciones con un tamaño diferente) de Fe-Mn diámetro de 1 cm de MRT 5,6 s. b) Fe-Mn diámetro de 5 cm de MRT 22,2 s. c) Fe-Si diámetro de 1 cm de MRT 0,5 s. d) Fe-Si diámetro de 5 cm de MRT 0,8 s. ....	60
Figura 27 Diferentes tipos de ferroaleaciones con diámetro de 5 cm y el nivel de acero de 50 toneladas. a) Fe-Mn MRT 22,2 s, b) Fe-Si MRT 0,8 s, c) Al MRT 1 s, d) Fe-Nb MRT 15,4 s.....	61
Figura 28 La posición de caída de partículas ferro-niobio con diámetro de 5 cm a 50 toneladas a) Cerca del chorro, MRT 14,1 s, b) En el punto medio, MRT 18,2 s; c) Cerca de la pared de la olla, MRT 20,5 s. ....	62
Figura 29 Partícula de 5 cm de diámetro que cae cerca del chorro, en el punto medio entre el chorro y la pared cuchara, y cerca de la pared. ....	63
Figura 30 Las trayectorias de las partículas de Fe-Mn con un diámetro de 5 cm a nivel del baño de 50 toneladas y las posiciones de descenso a) Cerca del chorro, MRT 9,4 s, b) en el punto medio, MRT 14,5 s, c) Cerca de la pared, MRT 1,6 s .....	64
Figura 31 Intensidad del color a distintos niveles de llenado.....	70

**Lista de tablas**

Tabla 1 Propiedades del agua (293 K) y del acero líquido (1873 K) .....	27
Tabla 2 Dominio de la geometría.....	42
Tabla 3 Flujos de argón en planta y equivalente de aire según Froude .....	49
Tabla 4 Las propiedades macroscópicas del acero.....	49
Tabla 5 Las propiedades macroscópicas del aire.....	49
Tabla 6 Propiedades macroscópicas de las ferroaleaciones.....	50

## Nomenclatura

$G_k$	Generación de energía cinética turbulenta
$G_b$	La generación de turbulencia debida a la flotación
$\sigma_k$	Numero de Prandtl turbulento para la energía cinética turbulenta
$\sigma_\varepsilon$	Numero de Prandtl turbulento para tasa de disipación
$\rho_a$	Densidad del acero
$M_a$	Masa acero
$h_o$	Altura en la olla
$h_m$	Altura en el modelo
$A_m$	Área del modelo
$\dot{m}_{pq}$	Tasa de transferencia de masa de la fase q a la fase p.
$\dot{m}_{qp}$	Transferencia de masa de la fase p a la fase q.
$S_{\alpha_q}$	Constante o fuente definida por el usuario de cada fase.
$\alpha_q$	Fracción volumen de la fase q.
$\rho_q$	Densidad de la fase q.
$v_q$	Velocidad de la fase q.
$\alpha_a$	Fracción volumen de la fase de aire.
$\rho_a$	Densidad de aire.
$v_a$	Velocidad de la fase de aire.
$\alpha_s$	Fracción volumen de la fase acero.
$\rho_s$	Densidad de la fase de acero.
$v_s$	Velocidad de la fase acero.
HAE	Horno de arco eléctrico con sistema de drenado exentrico.

---

CAS	Ajuste de c composición por sistemas de inyección de argón.
VOF	Modelo volumen de fluido
$\rho$	Densidad de la mezcla.
$\mu$	Viscosidad de la mezcla
$p$	Presión
$\mu_{eff}$	Viscosidad efectiva
$\mu_0$	Viscosidad laminar del fluido
$\mu_t$	Viscosidad Turbulenta del fluido.
$u_{pi}$	Velocidad de la partícula en la dirección i.
$t$	Tiempo
$Re_p$	Numero de Reynolds de la partícula.
$d_p$	Diámetro de la partícula.
$\rho_p$	Densidad de la partícula
$u_i$	Velocidad instantánea del fluido.
$\bar{u}_i$	Velocidad de la fase de fluido principal
$\xi$	Numero Random normalmente distribuido
$k$	Energía cinética turbulenta
$v$	Velocidad de caída de las ferroaleaciones
$g$	Aceleración estándar debida a la caída libre
$g_i$	Componente gravitacional en la dirección i
$h$	Altura de la caída libre
$S$	El modulo del tensor de esfuerzos
$Pr_t$	Prandtl turbulento
$F_G$	Fuerza de gravedad

---

$F_B$	Fuerza de flotación
$F_D$	Fuerza de arrastre
$F_A$	Fuerza de masa
$F_H$	Fuerza debida al término de historia
$F_{GP}$	Fuerza debida al gradiente de presión
$u_s$	Velocidad de la partícula esférica
$C_D$	Coefficiente de arrastre
$C_A$	Coefficiente de la masa virtual o de adición de masa.
$C_H$	Coefficiente del término de historia
$\gamma$	Densidad relativa de la partícula
$Fr_p$	Numero de Froude del prototipo
$Fr_m$	Numero de Froude del modelo
$v_m$	Velocidad del modelo
$L_m$	Longitud del modelo
$L_p$	Longitud del prototipo
$L_f$	Factor de escala
$h_H$	Altura de nivel de baño en el HAE
$h_m$	Altura de nivel de baño en el modelo
$h_p$	Altura de nivel de baño en el prototipo
$m_c$	Masa de colorante
$C$	Concentración del colorante
$V_b$	Volumen del baño

$Q$	Caudal del HAE a la olla
$H$	Altura de caída
$M_t$	Masa de acero en el baño
$M_0$	Masa de acero a un determinado tiempo del llenado
$\varepsilon(t)$	Potencia de agitación en una olla (Watt/ton)
$Q_a$	Flujo de argón (l/min)
$\Lambda$	Conductividad térmica

## 1. Introducción

La fabricación del acero consiste básicamente en dos etapas. La primera es la producción del acero con la composición, temperatura y limpieza requerida. La segunda, es la solidificación adecuada del acero líquido en las máquinas de colada continua <sup>(1)</sup>.

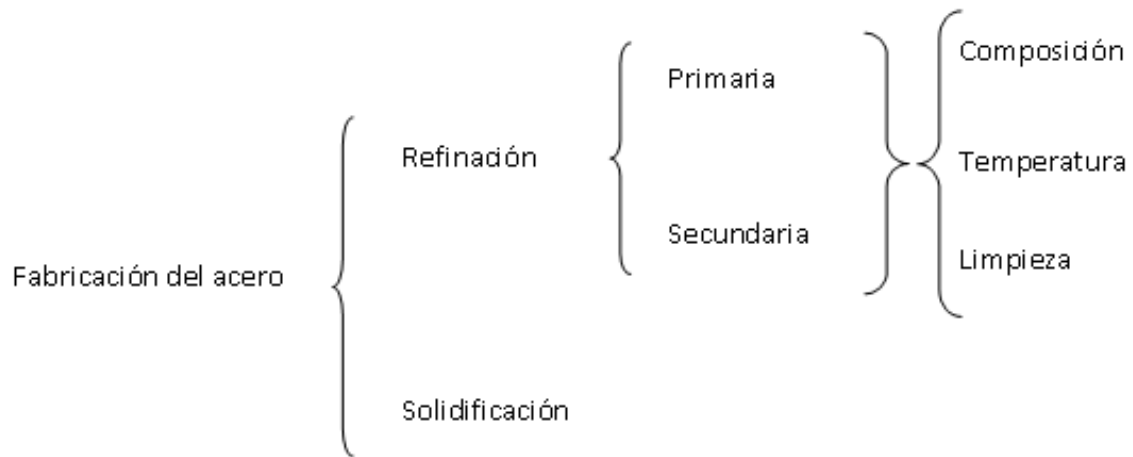


Figura 1 Etapas de la fabricación del acero.

En la primera etapa, como lo muestra en la figura 1, se realiza la refinación primaria y secundaria del acero. La refinación primaria se realiza durante la fusión dentro del Horno de Arco Eléctrico (HAE).

La refinación secundaria se realiza en una olla, en esta última se obtiene la composición, temperatura y limpieza requerida del producto final para continuar el proceso en la etapa de solidificación.

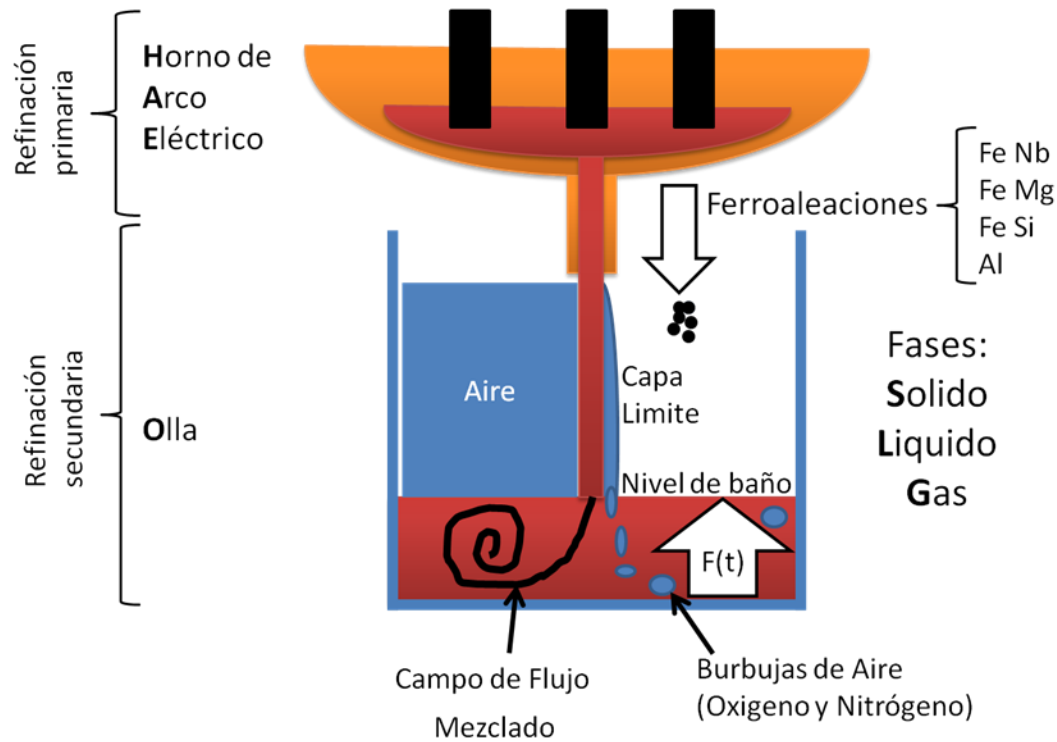


Figura 2 Esquema del llenado de la olla.

Como se muestra en la figura 2 las fases que intervienen en el llenado de la olla, se realiza la adición de las ferroaleaciones que van a dar origen a la composición final del acero. La agitación del baño por medio de un gas inerte permite aumentar el rendimiento de las ferroaleaciones utilizadas, disminuyendo el contenido de gases disueltos  $H_2$  y  $N_2$ , homogeneizando composición química en tiempos más cortos <sup>(1,2)</sup>. La homogenización de la composición y temperatura es necesaria para obtener un producto con calidad uniforme, algunas reacciones metalúrgicas requieren un fuerte mezclado del metal y la escoria (desulfurización y decarburización), mientras que requieren un suave mezclado en la interface metal-escoria y mantener sin romper la capa de escoria (desoxidación y remover inclusiones) <sup>(2)</sup>. El nivel de acero en el baño se incrementa constantemente durante el llenado de la olla y el chorro de acero agita el acero líquido que se encuentra en la olla produciendo un mezclado debido al flujo turbulento <sup>(3)</sup>. La agitación, debida al llenado de la olla y su efecto sobre las ferroaleaciones es el tema central del presente trabajo de investigación.

La metodología empleada para el desarrollo del mismo se describe en la figura 3. En primer lugar, se realizó una revisión bibliográfica de los fenómenos multi-físicos que



ocurren durante el llenado de la olla, además de realizar visitas a Grupo SIMEC, S.A. de C.V. planta industrial de colada continua.

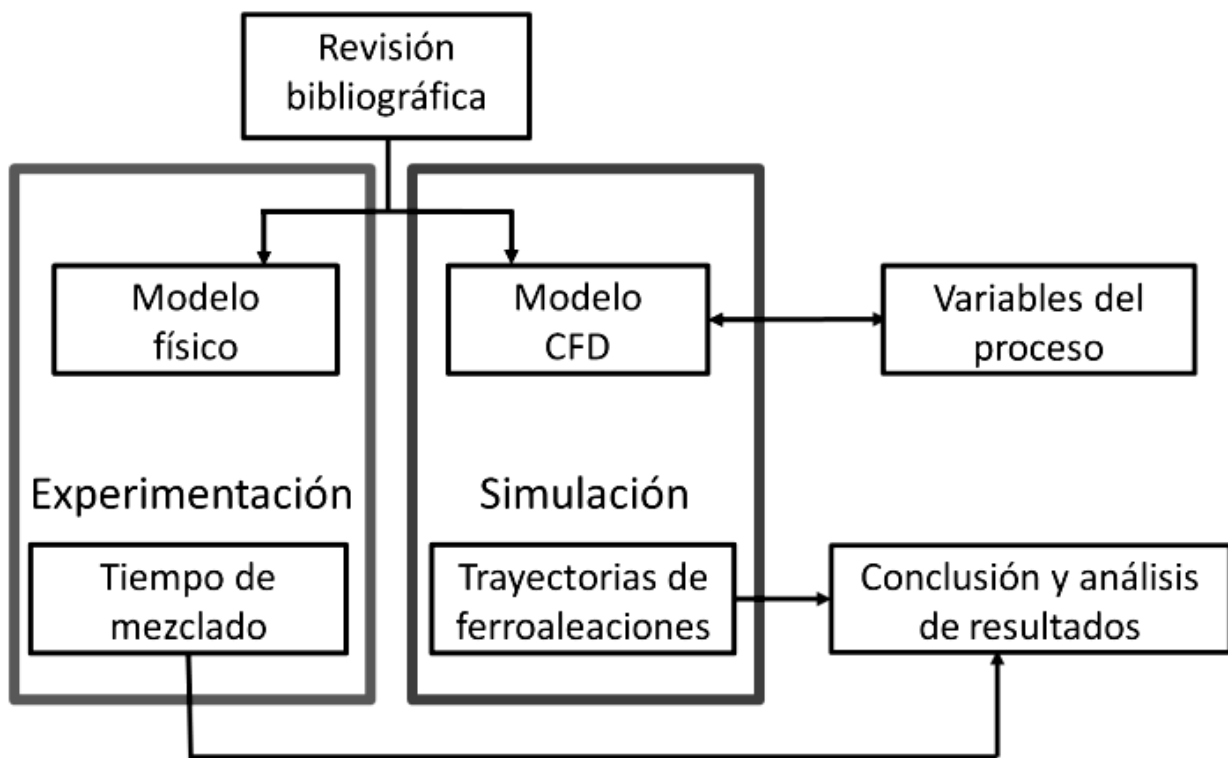


Figura 3 Metodología de la investigación

Después se realizó un estudio a través de la simulación matemática con dinámica de fluidos computacional (DFC) y la modelación física a escala, con la finalidad de conocer las interacciones entre las fases presentes. Debido a la importancia de esta operación y la dificultad de experimentar directamente en planta condiciones del proceso, es necesario usar el conocimiento fundamental de las interacciones del flujo multifásico. Además de utilizar la simulación matemática y modelación física con el objetivo final de poder implementar mejores prácticas de llenado de la olla.

Se realizaron dos corridas en la simulación matemática; una para el caso térmico donde se resuelve la ecuación de energía y la otra considerando las paredes de la olla como adiabáticas es decir únicamente la dinámica del fluido. Para el caso térmico, se realizó una discretización de la geometría, lo anterior, para activar el flujo hacia el exterior del calor en las paredes de la olla a medida que va incrementando el nivel de llenado.

A medida que se incrementa el nivel de llenado de la olla se reduce la magnitud de los campos de velocidad, esto se debe a que la potencia es calculada por unidad de masa. La masa durante el llenado se incrementa a diferencia de la altura de caída del acero por lo que la reducción de la potencia de agitación cae bruscamente. Sin embargo, velocidad de los campos de velocidad permite arrastrar las partículas en el seno de líquido, lo que permite a las ferroaleaciones tener una mayor movilidad y mejorar su disolución.

Los resultados obtenidos del presente trabajo son que durante el llenado de la olla la energía de agitación proveniente de la energía potencial del acero, supera, a la energía proveniente de la agitación convencional con argón. La caída del chorro de acero se puede aprovechar para la mezcla de las ferroaleaciones dentro del baño, para favorecer el mezclado del acero. El parámetro utilizado en este trabajo es el Mínimo Tiempo de Residencia (MRT) de la ferroaleación, definido como el tiempo que tarda una ferroaleación que sumerge en al baño antes de emerger y en llegar a la superficie del baño. El MRT cambia en función de la densidad de la ferroaleación, posición de caída, nivel del baño durante el llenado de la olla y altura de caída. El tiempo de mezclado durante el llenado de la olla no es afectado significativamente si se incrementa el flujo de argón. Se encontró los mejores parámetros para adicionar las ferroaleaciones dependiendo la densidad relativa de estas y la posición de caída.

## **1.1 Justificación**

Actualmente la globalización, demanda una mayor competitividad en la calidad y costo de los productos terminados de acero. Por ello, es necesario, continuar con el análisis detallado de las etapas críticas del proceso de fabricación del acero para mejorar la calidad del producto. La operación de llenado de la olla es la etapa más importante para la producción de acero limpio, es además, una oportunidad para la aleación y la refinación del mismo. Es fundamental para evitar que la olla se pueda convertir en un cuello de botella para la producción. Desafortunadamente no siempre se está consciente de ello, lo cual, es causa de problemas dentro del proceso afectando a la calidad del producto final del acero.

La presente investigación se concentra en un análisis sobre esta etapa crítica durante la fabricación del acero. La hipótesis fundamental de este trabajo es que el flujo generado por la caída de acero durante el llenado de la olla afecta a los patrones de mezcla del baño, afectando la eficiencia de las ferroaleaciones. Un entendimiento cabal de esta operación permitirá, en el futuro, contar con bases para mejorarla.

En el proceso de fabricación de acero durante el llenado de la olla, representa un movimiento del acero líquido en el baño. La manera de representar el movimiento es a través de campos vectoriales del flujo. La geometría y velocidad de los campos mencionados dependen de las variables que intervienen como: la densidad, la altura de la caída libre del acero, el arrastre de aire durante la caída, el ángulo de entrada y la ubicación en la que cae el líquido dentro de la olla. Por lo anterior, se hizo la simulación para ver cuáles son las variables de mayor impacto sobre las ferroaleaciones.

## **1.2 Objetivo general**

El objetivo de la investigación es determinar, a través de simulación física y modelación matemática con DFC (Dinámica de fluidos Computacional), los valores óptimos de las variables que intervienen en el llenado de la olla y que estos parámetros sirvan de referencia para aprovechar la energía del vaciado en el proceso de fabricación del acero.

### **1.2.1 Objetivos particulares**

Los objetivos particulares se enuncian a continuación.

- Analizar el mecanismo de mezclado que se desarrolla durante la operación del llenado de la olla.
- Definir el arrastre de aire al interior del acero en la olla como una función del área que transfiere el momento del chorro incidente en el baño.
- Encontrar como afectan el mecanismo de mezclado y las burbujas de aire la cinética de la disolución de las ferroaleaciones.
- Demostrar que no es necesario inyectar flujos elevados de argón, solo lo mínimo para que no para evitar que se tapen los tapones porosos.
- Mediante la experimentación demostrar el comportamiento del mezclado durante el llenado de la olla variando los flujos de inyección de aire en el modelo a escala 1/3 para estimar los tiempos de mezclado.
- Plantear el mejor aprovechamiento para las ferroaleaciones Fe-Si, Fe-Mn, Fe-Ni y Al durante el llenado de la olla.

## **1.3 Metas**

- Desarrollar un modelo numérico multifásico para simular matemáticamente la operación de llenado de la olla.
- Determinar el mejor aprovechamiento de las dentro del baño durante el llenado de la olla.
- Modelar el cambio de concentración en la olla durante el llenado, como parámetro de mezclado.

## **2. Antecedentes**

La mayor parte del acero se produce en hornos de arco eléctrico o en convertidores de oxígeno. La razón de esto es que la demanda de costo y calidad siempre está en aumento. La investigación para la optimización de este proceso, es necesaria para reducir los costos en la fabricación del acero y mejorar la calidad. Además, el proceso de llenado de la olla es una etapa crítica para determinar la calidad de los productos de acero. La cual, depende en gran medida la refinación secundaria para obtener las especificaciones finales de composición y una distribución homogénea de la misma. Para alcanzar un baño homogéneo en temperatura y composición química, el acero es agitado en la olla, a menudo por un gas inerte<sup>(5-7)</sup>. Para mejorar la eficiencia de las ferroaleaciones es necesario agitar el baño y el método más utilizado es el uso de inyección de argón. Todos estos fenómenos están estrechamente relacionados con la agitación del baño líquido y son gobernados, principalmente, por la turbulencia, los mecanismos convectivos, difusivos, de transporte, cantidad de movimiento, de materia y de energía<sup>(1,3)</sup>.

### **2.1 La agitación del baño en la olla.**

Durante el llenado de la olla el nivel de acero en el baño incrementa constantemente. El chorro de acero impacta con el baño que se encuentra en la olla ocasionando un mezclado debido al flujo turbulento<sup>(3)</sup>. El aumento de masa dentro de la olla provoca una reducción de la agitación por unidad de masa. El mantener la agitación constante, implica incrementar la energía de agitación si se desea mezclar el baño en el mismo tiempo<sup>(1)</sup>. Además, la agitación promueve la homogenización del baño física y químicamente. La primera por los efectos de la temperatura y flujo turbulento, y la segunda por las reacciones de nitrógeno y oxígeno.

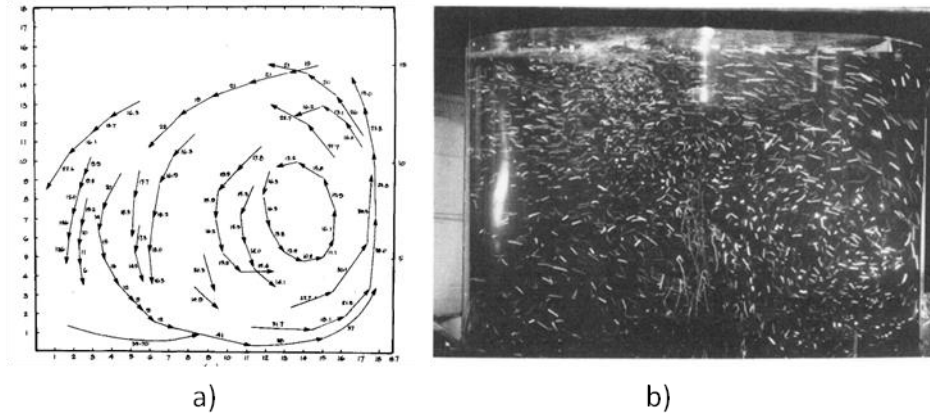


Figura 4 Campo de velocidades experimental, a) Mediciones b) Fotografía.

Los efectos del flujo turbulento se pueden observar en el movimiento del flujo mostrado en campos vectoriales de velocidad. El campo de velocidad de un prototipo experimental de una olla de 165 ton, con escala de un decimo es mostrado en la Figura 4 <sup>(4)</sup>. El análisis numérico que predice el comportamiento del campo de velocidades realizado por estos investigadores a diferentes alturas de llenado es mostrado en la Figura 5.

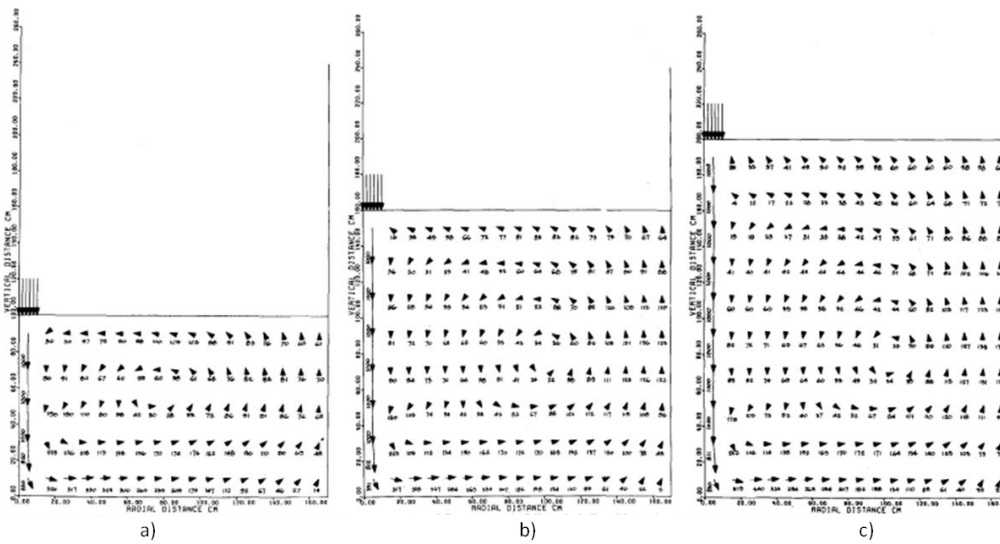


Figura 5 Campos de velocidades de una olla a diferentes alturas a) 1 m, b) 1.6 m y c) 2 m.

La agitación del baño por medio de un gas inerte permite aumentar el rendimiento de las ferroaleaciones utilizadas, disminuyendo el tiempo total entre colada y colada, disminuyendo el contenido de gases disueltos como el hidrógeno (H<sub>2</sub>) y nitrógeno

(N<sub>2</sub>), homogeneizando tanto la temperatura como la composición química en tiempos más cortos <sup>(1,3,4)</sup>.

Actualmente, para este propósito, la inyección de gas argón o nitrógeno es suministrado por la parte inferior <sup>(1,9)</sup>. Sin embargo, a pesar de que el uso del burbujeo de argón para agitar el baño de acero en la olla es común y se conocen los beneficios asociados, hay ciertos aspectos que aún se requiere comprender para utilizarlo adecuadamente <sup>(1)</sup>. La agitación del baño en la olla tiene un campo de velocidades provocado por la inyección del baño como se muestra en la figura 2.

## 2.2 La adición de ferroaleaciones

La adición de sólidos al baño de acero líquido para ajustar la composición química del acero de acuerdo con la especificación es una práctica común en su fabricación. Las Aleaciones de baja densidad como el Aluminio, tienen tiempos de inmersión muy cortos menores a 1 s <sup>(5)</sup>. Por otro lado las aleaciones de mayor densidad como el Fe Mn, tienen tiempos de inmersión alrededor de un minuto en baño de acero quieto <sup>(5)</sup>.

Modelo matemático para movimiento de partículas esféricas en agua estancada

Tanaka y colaboradores, realizo un análisis de trayectorias de partículas esféricas para modelar las ferroaleaciones durante las operaciones del llenado de la olla. Se basó en la segunda ley de newton mostrada en la ecuación para considerar las fuerzas que actúan sobre la partícula y un modelo experimental para definir las trayectorias de las partículas <sup>(11-12)</sup>. Las fuerzas se observan en Figura 7.

$$\sum F = \frac{d}{dt}(m_p u_p) \quad (1)$$

Donde  $m_p$  es la masa de la partícula esférica,  $u_p$  es la velocidad instantánea de la esfera. R. I. L. Guthie y colaboradores, realizo experimentos con partículas de madera, con diferentes pesos específicos, en caída libre que penetraban en una columna de agua estancada. El modelo matemático para medir la penetración de la partícula, basado en la segunda ley de newton, considera las fuerzas de externas que actúan sobre la partícula. En la figura 6 se encuentran las fuerzas actuando sobre la partícula,

el peso  $F_G$ , la fuerza de flotacion  $F_B$ , La fuerza de arrastre  $F_D$ , la fuerza de adición de masa  $F_A$  y la fuerza de historia  $F_H$ .

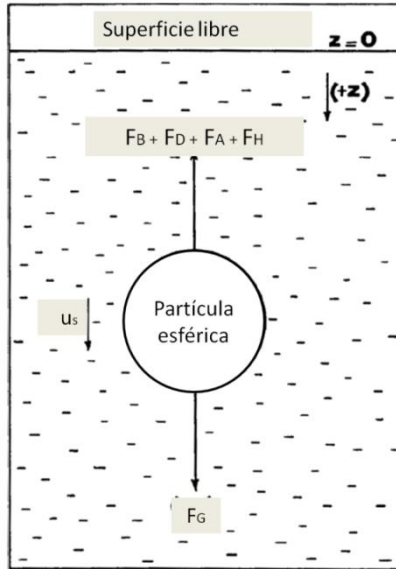


Figura 6 Fuerzas que actúan en una partícula esférica dentro del seno de líquido.

Al relizar el analisis dinamico de la partícula en la dirreccion z y considerando el fluido sin movimiento, se muestra en la ecuación 2.

$$m_s \frac{du_s}{dt} = F_G - F_B - F_D - F_A - F_H \quad (2)$$

La ecuacion 2 comprende el termino del peso de la partícula  $F_G = m_s g$ . La fuerza de flotacion  $F_B = mg$  donde  $m$  es la masa del liquido desplazada por la partícula. La fuerza de arrastre  $F_D = (C_D \pi d_p^2 \rho u_p |u_p|)(C_D \pi d_p^2 \rho u_p |u_p|)/8$ , donde  $d_p$  es el diametro de la partícula,  $u_s$  es la velocidad a traves del fluido,  $\rho$  es la densidad del liquido, y  $C_D$  es el coeficiente de arrastre. La fuerza de adición de masa  $F_A = C_A m du_s/dt$ , donde  $C_A$  es 0.5. La fuerza de historia  $F_H = C_H (d_p^2/4) \sqrt{\pi \rho \mu} \int_0^t (du/d\tau)(d\tau/\sqrt{t-\tau})$ , el termino historia depende de la aceleracion o de la desaceleracion del pasado. El coeficiente  $C_H$  adopta generalmente el valor de 6. Según R. I. L. Guthie y colaboradores, el termino de historia tiene una importancia menor en la determinacion de la trayectoria de las partículas, por lo que es despreciado, se enfatiza la importancia de las fuerzas de arrastre, gravitacionales,



flotacion y la de adición de masa. Como se muestra en la ecuacion 3 considerando los terminos de las fuerzas actuando en la sola direccion z.

$$\frac{\pi d_p^3}{6} \rho_p \frac{du_p}{dt} = -g \frac{\pi d_p^3}{6} (\rho - \rho_p) - \frac{C_D \pi d_p^2 \rho u_p |u_p|}{8} - C_A \frac{\pi d_p^3}{6} \rho \frac{du_p}{dt} - C_H \left(\frac{d^2 p}{4}\right) \sqrt{\pi \rho \mu} \int_0^t \left(\frac{du_p}{d\tau}\right) \left(\frac{d\tau}{\sqrt{t-\tau}}\right) \quad (3)$$

Ademas

$$u_p = \frac{dz}{dt} \quad (4)$$

Donde z es la distancia entre la superficie y la partícula sumergida. El termino de historia (5)

Separando variables y dividiendo entre  $\pi d_p^3/6$  se obtiene la ecuación 5 y despreciando el termino de historia

$$(\rho_s + C_A \rho) \frac{dp}{dt} = -g(\rho - \rho_p) - \frac{3C_D \rho u_p |u_p|}{4d} \quad (5)$$

Considerando la densidad de la partícula relativa  $\gamma = \rho_p/\rho$  a la densidad del fluido se tiene la ecuación

$$\frac{du_p}{dt} = -\frac{g(1-\gamma)}{(\gamma+C_A)} - \frac{3C_D \rho u_p |u_p|}{4d(\gamma+C_A)} \quad (6)$$

El Modelo matemático para movimiento de partículas esféricas en campo de flujo.

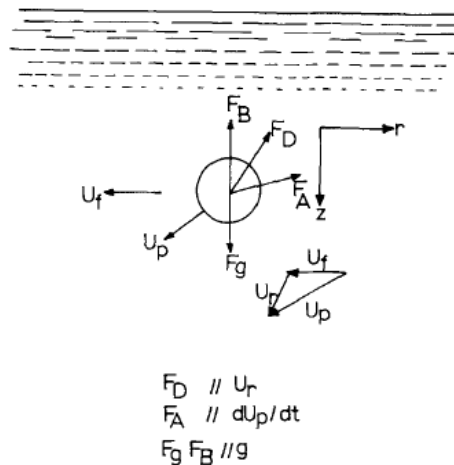


Figura 7 Fuerzas que actúan en la partícula sumergida en un campo de flujo.

R. I. L. Guthie y colaboradores, utilizaron densidades aparentes desde 0.4 hasta 0.8 para sus modelos numéricos y los comparo los resultados de la experimentación en un modelo a escala de 0.15 de una olla de 250 ton y empleo partículas de madera con densidades de 0.4 a 0.8 kg/l. La profundidad alcanzada de una ferroaleación con densidad aparente de 0.6 se puede observar en Figura 8.

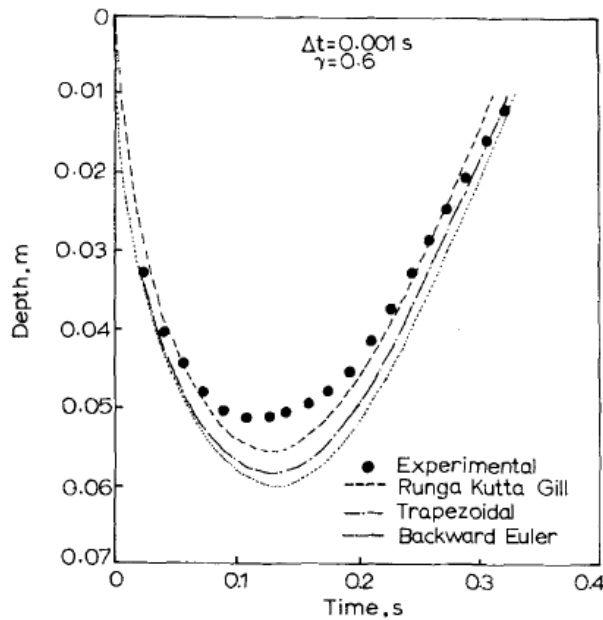


Figura 8 Experimental y predicción del la penetración de una partícula esférica con densidad de 600 kg/m<sup>3</sup>.

La influencia de la localización de entrada de una partícula en la experimentación con densidades aparentes de 0.4, 0.6, 0.8 y 0.9 durante el llenado de la olla a un nivel de llenado de 0.25 m. como se muestra en la figura 9 se puede observar las trayectorias según la posición de caída. Además puede realizarse un análisis de la trayectoria de las partículas<sup>(3)</sup>.

Adicional a las fuerzas mencionadas cuando la  $\rho > \rho_p$  se debe adicionar la fuerza debida al gradiente de presión, la cual no había sido tomada en cuenta.

$$F_{GP} = \frac{\rho}{\rho_p} u_p \frac{\partial u}{\partial x} \tag{7}$$

Que es una fuerza que también interviene en la dinámica de partículas con densidades aparentes menor a 1.

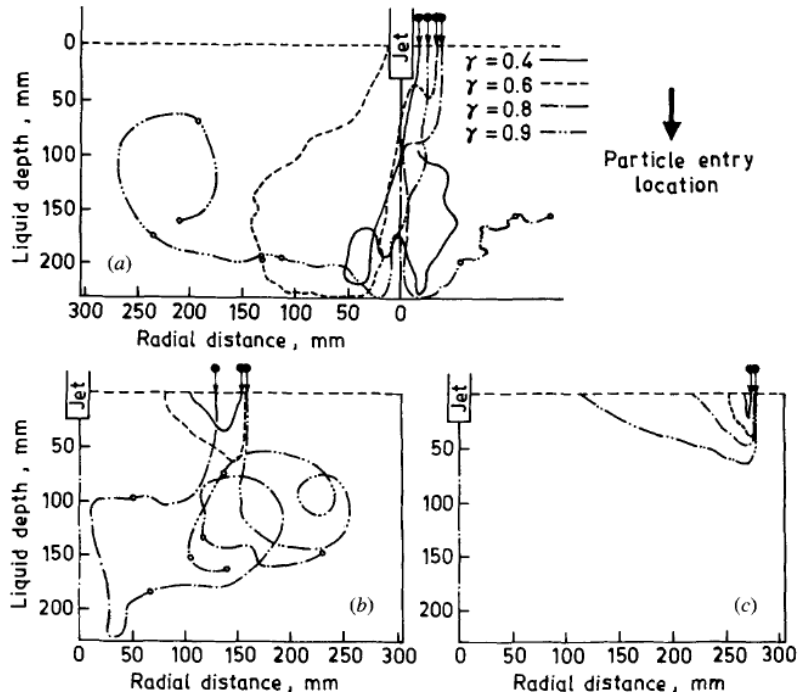


Figura 9 Posición de caída a) Cerca del chorro; b) En medio del chorro y la orilla; y c) En la orilla.

Laux y Johasen, para analizar el efecto de la entrada de aire en la olla con DFC utilizó un flujo bifásico con un modelo VOF y simuló las trayectorias de las partículas <sup>(3)</sup>.

### 2.3 La experimentación

Para modelar un fenómeno físico se tiene los criterios de modelado considera tres grupos adimensionales importantes: Reynolds, Froude y Weber. Sin embargo, es aceptable excluir de estos a dos en un modelo con reducción de escala, se ha considerado el flujo como un fenómeno dominado por el número de Froude <sup>(4)</sup>.

El comportamiento del acero en la olla está gobernado por fuerzas inerciales debidas al momento incidente provocado por el chorro de acero sobre el mismo en la olla y por la fuerza gravitacional que es ejercida. En este comportamiento el número de Froude (relación entre las fuerzas inerciales y la fuerza de gravedad) es importante.

El movimiento de ondulación en la superficie del líquido en la olla depende de las fuerzas inerciales y gravitatorias y está gobernado por el número de Froude. El criterio de Froude domina para la simulación de flujo en la olla ya que la fuerza de

gravidad es predominante, por lo que se requiere es que se cumpla la siguiente relación.

$$Fr_m = Fr_p \quad (8)$$

Donde el sufijo m es el modelo y p representa al prototipo, por lo tanto:

$$\frac{v_m^2}{gL_m} = \frac{v_p^2}{gL_p} \quad (9)$$

Entonces:

$$\frac{L_m}{L_p} = \frac{v_m^2}{v_p^2} \quad (10)$$

De la cual, se define a la relación  $\frac{L_m}{L_p}$  como el factor de escala de longitud “ $L_f$ ” y a la

relación  $\frac{v_m}{v_p}$  como el factor de escala de velocidad “ $v_f$ ” y se sustituye en la ecuación

anterior con lo que se tiene:

$$L_f = v_f^2 \quad (11)$$

La velocidad del fluido en el orificio del HAE depende de la presión debido a la altura del fluido  $h_H$  de acuerdo a la siguiente ecuación:

$$v = \sqrt{2gh_H} \quad (12)$$

Lo que es lo mismo a:

$$v_m^2 = 2gh_m \quad (13)$$

$$v_p^2 = 2gh_p \quad (14)$$

Dividiendo la ecuación 13 entre la ecuación 14 obtenemos:

$$\frac{v_m^2}{v_p^2} = \frac{h_m}{h_p} \quad (15)$$

Y sustituyendo la relación de alturas por  $h_f$  y a la de velocidades por  $v_f$ , se tiene:

$$v_f^2 = h_f \quad (16)$$

Por lo que:

$$h_f = L_f \quad (17)$$

Esto último demuestra que tanto la altura hidráulica como dimensión lineal deben ser escaladas en la misma relación. El factor de escala para el tiempo puede obtenerse con la ayuda de la siguiente relación:

$$t_f = \frac{L_f}{v_f} \quad (18)$$

Este factor de escala puede ser escrito de la siguiente forma utilizando la ecuación 18.

$$t_f = \sqrt{L_f} \quad (19)$$

De la misma manera, se puede derivar un factor de escala para la velocidad de flujo  $Q$ , a partir de los factores de longitud y tiempo.

$$Q_f = \frac{L_f^3}{t_f} \quad (20)$$

El cual puede ser escrito en términos del valor de longitud después de sustituir en la ecuación 20.

$$Q_f = \sqrt{L_f^5} \quad (21)$$

Así;

$$Q_m = L_f^{2.5} Q_P \quad (22)$$

Así el número de Froude es elegido como criterio de diseño. Estas consideraciones se sugieren, porque, en realidad la recirculación se induce por la acción del chorro sobre la superficie del baño. El fluido para la modelación se utiliza agua porque se observa

una gran similitud entre las viscosidades cinemáticas del acero y del agua como se muestra en la tabla

Tabla 1 Propiedades del agua (293 K) y del acero líquido (1873 K)

Propiedades	Agua (293 K)	Acero (1873 K)
Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	1000	7014
Tensión Superficial (N/m)	0.073	1.16
Viscosidad Absoluta (Kg/ms)	0.001	0.0064
Viscosidad Cinemática (m <sup>2</sup> /s)	1 x 10 <sup>-6</sup>	0.913 x 10 <sup>-6</sup>

Los criterios de similitud para un modelo físico de la olla con agua han sido derivados del número de Froude. Como resultado, en los modelos de agua, se tiene una geometría escala 1/3 <sup>(6)</sup>.

Para determinar el cambio de concentración de un reactor cuando se inyecta aire durante el llenado y se obtienen los tiempos de mezclado. La concentración es medida como se muestra en la ecuación 23. Donde la  $m_c$  es la masa del colorante y  $V_b$  es el volumen del baño dentro del modelo físico, que cambia en función del tiempo.

$$C = \frac{m_c}{V_b} \quad (23)$$

Para el modelo realizado la concentración y el volumen cambian en función del tiempo y la masa es constante. Se coloca una cantidad de agua equivalente a 10 toneladas de acero y se pone una masa de colorante y se diluye hasta que alcance una concentración homogénea. Después se llena la olla con agua con un flujo calculado con la ecuación 22 y se mide la concentración cada 3 segundos en base a un colorímetro. Entonces el soluto comienza a mezclarse y una vez que todo del sistema alcancen +/- 95% la concentración de equilibrio (homogeneidad química), se dice que es el tiempo de mezclado <sup>(1,14)</sup>. Se realiza una mezcla entre las fases líquida y masa de colorante. Se puede variar las cantidades de flujo de aire para diferenciar los tiempos de mezclado. Para el caso de llenado del acero líquido se optó por mantener constante la masa de colorante y considerar el cambio en el volumen de líquido en función del tiempo, lo que provoca un cambio en la concentración.

## 2.4 Cálculo de la Potencia de agitación debida a la caída de acero.

La potencia de un fluido en caída libre está determinada por el trabajo por unidad de tiempo. El trabajo es la fuerza capaz de desplazar una distancia a una masa de fluido. En el caso de caída libre la fuerza es evaluada por la masa de fluido y la acción de la gravedad sobre el mismo. El HAE tiene una capacidad de 80 ton de acero, de las cuales drena a la olla 75 ton, por cada ciclo de fusión. Por lo tanto la potencia de agitación teórica del acero debida a la caída de acero en la olla de refinación es de 75 ton es:

$$P = \frac{W}{t} = \frac{\rho V g H}{t} = Q \rho g H = \dot{m} g H \quad (24)$$

Donde  $W$  es el trabajo,  $t$  es el tiempo,  $\rho$  es la densidad del fluido,  $V$  es el volumen de acero en caída,  $g$  es la gravedad y  $H$  es la altura de la caída.

En un proceso de vaciado de un HAE a una olla por medio de orificio de drenado. En la Figura 10 se muestra que la altura de la caída  $H$  se reduce de acuerdo al aumento en el nivel de líquido  $H_{st}$ .

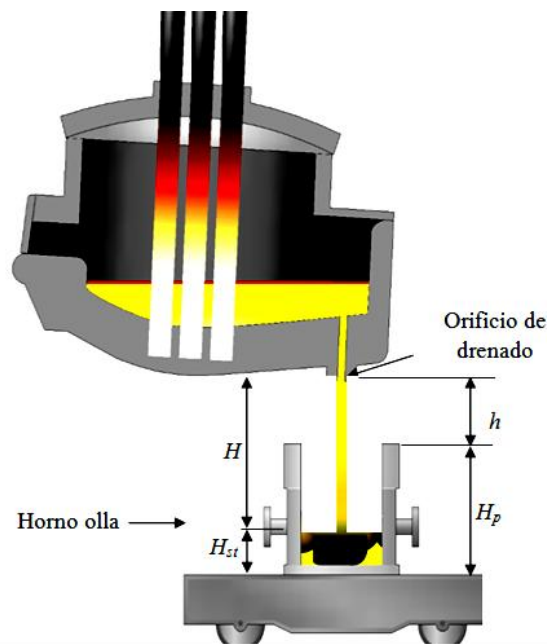


Figura 10 Drenado de una HAE para el llenado de una olla.

Si se evalúa esta configuración mostrada en la Figura 10 en función del tiempo con la olla de 75 ton, a una altura  $h = 0.3$  m, la profundidad de la olla  $H_p = 3.105$  m, con una altura de nivel de acero variable en función del tiempo  $H_{st}$  y un tiempo de vaciado de

210 segundos. La potencia de agitación generada sería dada en términos flujo másico es:

$$\varepsilon(t) = \frac{\dot{m}gH}{\dot{m}t} \quad (25)$$

Simplificando.

$$\varepsilon(t) = \frac{\dot{m}g(h)}{\dot{m}t} + \frac{\dot{m}g(H_p)}{\dot{m}t} - \frac{\dot{m}g(H_{st})}{\dot{m}t} \quad (26)$$

Reduciendo términos.

$$\varepsilon(t) = \frac{g(h)}{t} + \frac{g(H_p)}{t} - \frac{g(H_{st})}{t} \quad (27)$$

En el caso de la altura del nivel de acero  $H_{st}$  está dada por la siguiente expresión.

$$\rho = \frac{M_t}{V} = \frac{M_t}{\pi r^2 H_{st}} \quad (28)$$

Por lo tanto:

$$H_{st} = \frac{M_t}{\pi r^2 \rho} \quad (29)$$

Por tanto la potencia en Watts/ton está definida por:

$$\varepsilon(t) = \frac{g}{t} \left[ h + H_p - \frac{M_t}{\pi r^2 \rho} \right] \quad (30)$$

La potencia promedio es:

$$\varepsilon = \frac{1}{t} \int_{t_0}^t \varepsilon(t) dt \quad (31)$$

Integrando la potencia media a un determinado tiempo en Watts/ton

$$\varepsilon(t) = \frac{1000g}{t} \left[ (h + H_p) - \frac{M_0}{\pi r^2 \rho} \right] \ln(t) \quad (32)$$

La grafica de la ecuación 32 es mostrada en la figura 11 considerando la geometría de la olla mostrada en la figura 16.



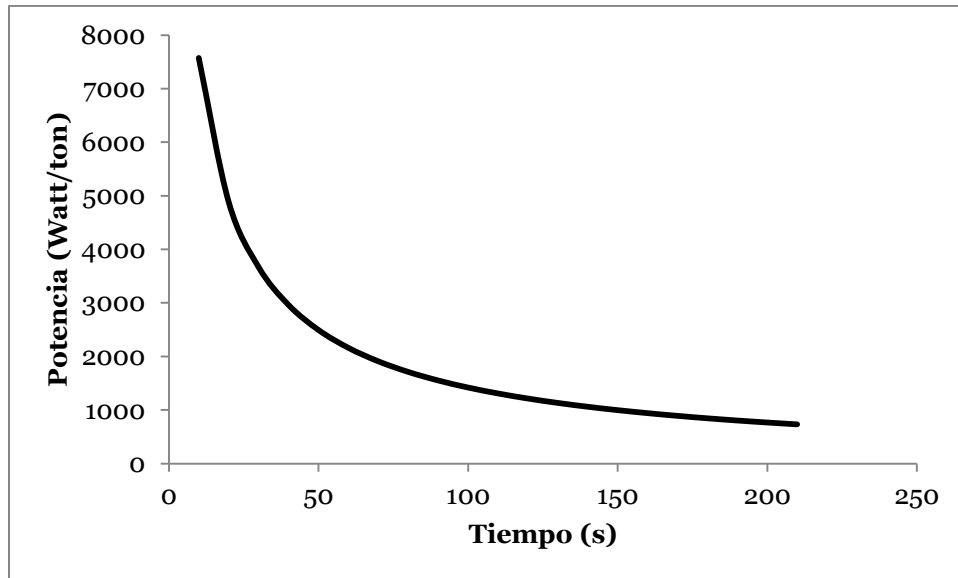


Figura 11 Potencia de agitación teórica debida a la caída del acero durante el llenado de la olla de 75 ton.

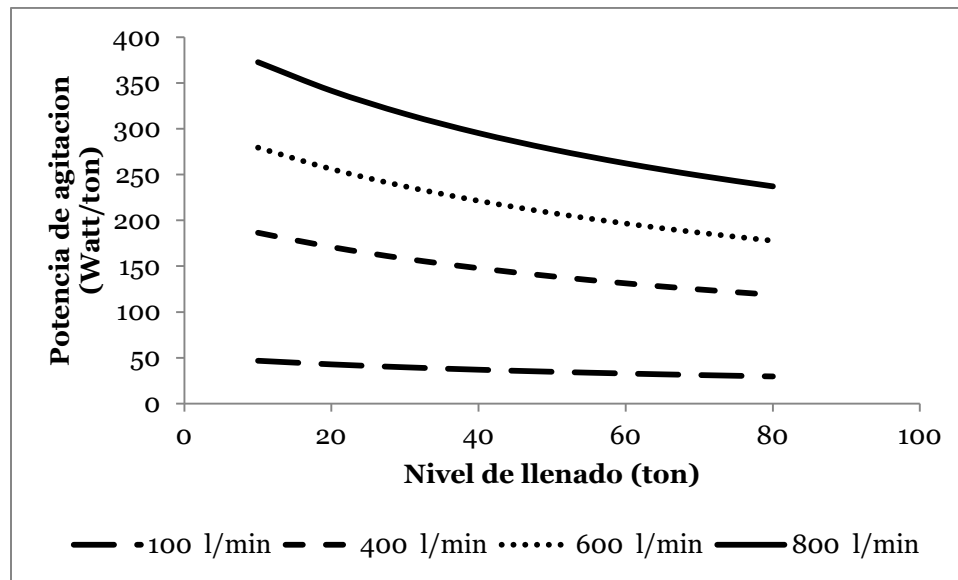
Se observa en la Figura 11, que a medida que aumenta el nivel de baño, es decir a un porcentaje de llenado mayor, la potencia por unidad de masa disminuye. Esto se debe a que al aumentar la masa dentro del baño y disminuir la altura de caída la potencia por unidad de masa decrece.

### 1.5 Cálculo de la potencia de agitación con Argón.

Durante la inyección de argón se pueden tener distintos flujos de inyección para el presente trabajo se consideran flujos utilizados en planta mostrados en la Tabla 3, y la potencia de agitación se evalúa con la siguiente ecuación

$$\varepsilon(t) = 0.0285 \left( \frac{Q_a T}{M_0} \right) \log \left( 1 + \frac{H_{st}}{1.45} \right) \quad (33)$$

Donde  $Q_a$  es el flujo de argón l/min,  $T$  es la temperatura de 1873 K,  $M_0$  es la masa en toneladas a distintos niveles de llenado y  $H_{st}$  es la altura correspondiente a un nivel de llenado (m).



Gráfica 1 Potencia de agitación debida a la inyección de argón.

Los cálculos para flujos de 100, 400, 600 y 800 l/min se muestran en la Gráfica 1. Se observa un comportamiento que decrece a medida que aumenta el nivel de acero en la olla.

Por lo anterior y comparando los parámetros de la potencia de agitación debida a la caída de acero en la olla y la inyección de argón se tienen las siguientes condiciones. Para el caso de la caída de acero, se calculó una potencia de agitación que va desde 1000 hasta 7000 Watt/ton calculados para la olla de la Figura 16. En lo que respecta a la inyección de argón en la gráfica 1 se muestran el rango de valores en un flujo de 100 l/min de 29.6 hasta 49.5 Watt/ton. Para un flujo de 800 l/min los valores van desde 237.0 hasta 272.7 Watt /ton.

Lo anterior, muestra la potencia teórica debida a la caída del chorro, no considera la disipación en el seno del líquido, sin embargo, excede por mucho la potencia debida a la inyección de argón. El aprovechamiento de las ferroaleaciones es mayor por este motivo cuando se adicionan durante el llenado de la olla. El estudio detallado para cada ferroaleación es analizado en el presente trabajo de investigación. No se realizó el análisis de las pérdidas por disipación, por lo que se requiere un estudio posterior detallado para el cálculo de la potencia real en el seno del líquido.

### **3. Análisis teórico**

El análisis teórico consiste en el desarrollo de los modelos matemáticos ya establecidos en la literatura para determinar los parámetros y modelos utilizados para la simulación de la dinámica de fluidos. Además, establecer las bases para modelar físicamente el proceso de llenado en la olla.

#### **3.1 Dinámica de fluidos computacional**

El flujo de fluidos está gobernado por ecuaciones diferenciales parciales, las cuales, representan las leyes de conservación de masa, momento y energía. La técnica de Dinámica de Fluidos Computacional (DFC) es el arte de reemplazar cada sistema de ecuaciones diferenciales parciales por un sistema de ecuaciones algebraicas las cuales se pueden resolver utilizando computadoras digitales. La simulación de fluidos compete a la DFC es una opción para reducir la dificultad y el costo de una experimentación física tradicional.

La simulación con DFC, básicamente consiste en tres etapas: un pre-procesamiento, un procesamiento y el post- procesamiento. En el pre-procesamiento, se introduce el tamaño de paso en el tiempo para resolver el conjunto de ecuaciones diferenciales y el número de iteraciones hasta encontrar la solución. Durante el procesamiento se pone a iterar la computadora hasta que obtenga una solución numérica. Después de la solución numérica se analizan los datos a partir de los datos y se muestran en una forma gráfica para interpretarlos más fácilmente. Como lo muestra la Figura 12. La selección de un modelo adecuado se realiza en función de las características del flujo y de los propósitos de la investigación.

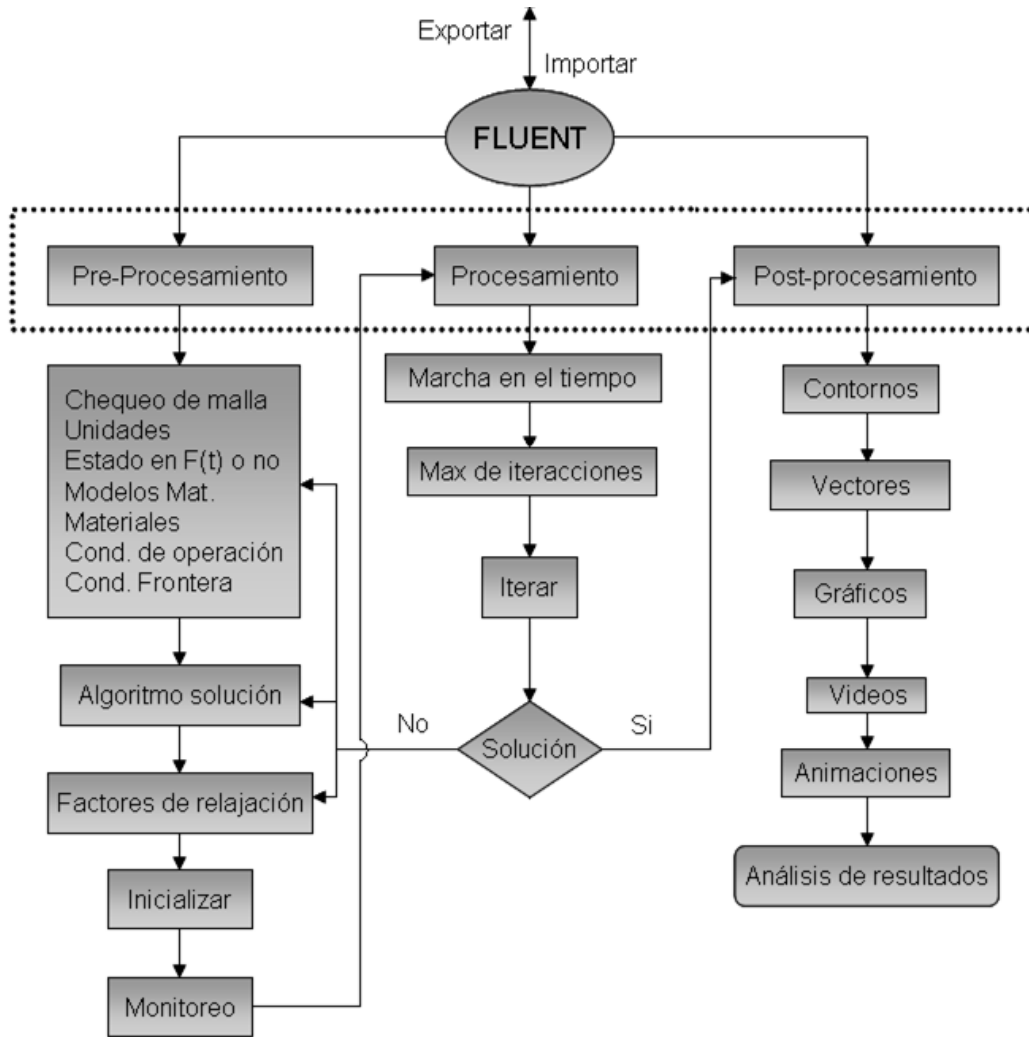


Figura 12 Procedimiento para simular en fluent

### 3.2 Modelos Matemáticos

El modelo matemático de DFC, debe resolver las ecuaciones de conservación de masa y momento. Adicional a las ecuaciones de transporte, se pueden resolver algún modelo de turbulencia y utilizar algún modelo para flujo multifásico.

#### 3.2.1 Conservación de masa

El seguimiento de la interfaz entre cada par de fases se realiza mediante la solución de la ecuación de continuidad para la fracción de volumen de una (o más) de las fases. Para la cada fase, esta ecuación tiene la forma siguiente:

$$\frac{1}{\rho_q} \left[ \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q v_q) \right] = S_{\alpha_q} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (34)$$

Donde  $\dot{m}_{pq}$  es la velocidad de transferencia de masa de la fase  $p$  a la fase  $q$  y  $\dot{m}_{qp}$  es la transferencia de masa de la fase  $q$  a la fase  $p$ . Esta forma de la ecuación de continuidad es válida para flujos compresibles e incompresibles. El término  $S_m$  es la fuente de masa adicionada a la fase continua de una segunda fase dispersa.

### 3.2.2 Ecuación de momento.

La ecuación de momento se resuelve a lo largo del dominio y el campo de velocidades resultante es compartido entre las fases. La ecuación de momento es dependiente de la fracción de volumen de cada fase, a través de las propiedades de densidad  $\rho$  y viscosidad cinemática  $\mu$ . La ecuación de momento se muestra a continuación.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left[ \mu(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot v I \right] + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (35)$$

En la ecuación 26 los términos de la derecha son las fuerzas de presión sobre el fluido y las fuerzas viscosas, donde  $\mu$  la viscosidad molecular representa la suma de la viscosidad laminar y turbulenta en el fluido durante los esfuerzos de corte, el efecto de la fuerza de gravedad  $\rho \vec{g}$  sobre el fluido y fuerzas de cuerpo representadas por el vector  $\vec{F}$  respectivamente. El término  $\vec{v}^T$  es el vector de velocidad promediada en el tiempo.

### 3.3 Modelo de turbulencia

El flujo turbulento está caracterizado por variaciones de la velocidad en tiempos muy cortos, a diferencia de la velocidad en flujos laminares que casi permanece constante como se muestra en la figura 13<sup>(7,8)</sup>. Un modelo de turbulencia es un procedimiento numérico que permite relacionar los valores medios de las fluctuaciones de las variables con los valores promedio, de forma que se puedan resolver las ecuaciones de transporte. Estas variaciones afectan las cantidades de momento, energía y concentración de especies, en consecuencia estas cantidades también varían.

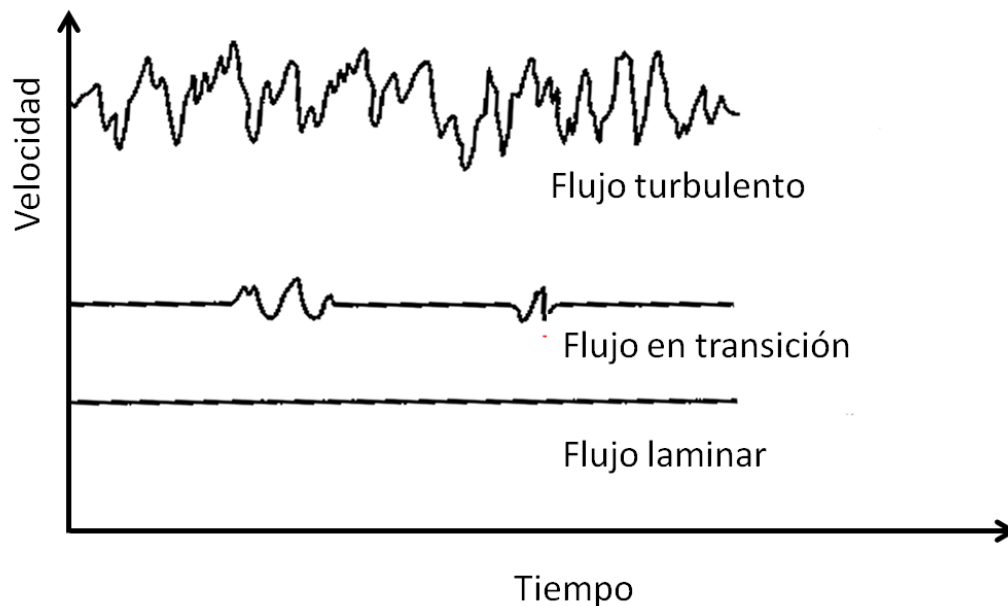


Figura 13 Velocidad en flujos laminar, en transición y turbulento.

Como estas cantidades que varían pueden ser muy pequeñas y de alta frecuencia, ellas son demasiado costosas para simular directamente. En lugar de esto, las ecuaciones instantáneas que gobiernan, pueden promediar en el tiempo y la estructura, o de otra manera manipular para remover las pequeñas escalas. Como resultado un conjunto de ecuaciones que son computacionalmente menos costosas <sup>(15,16)</sup>.

Sin embargo, la modificación de las ecuaciones contiene variables desconocidas, y los modelos de turbulencia son necesarios para determinar estas variables en términos de cantidades empíricas <sup>(7-9)</sup>. Existen varios modelos de turbulencia para simular estos flujos entre ellos el de: Spalart-Allmaras (modelos de una ecuación),  $k-\epsilon$ ,  $k-\omega$  (modelos de dos ecuaciones), Reynolds Stress Model (RSM), Detached Eddy Simulation (DES) y Large Eddy Simulation (LES). Se utilizó el modelo de turbulencia de dos ecuaciones  $k-\epsilon$ , por ser el más práctico para cálculos de flujo en ingeniería, desde que fue propuesto por Launder and Spalding <sup>(15,16)</sup>. El modelo  $k-\epsilon$  estándar es robusto, económico y con una precisión razonable para un amplio rango de flujos turbulentos. Este modelo es semi-empírico, y la derivación de sus ecuaciones se basa en consideraciones fenomenológicas y empíricas.

### 3.3.1 El modelo k-ε

Existen tres modelos con forma similar y ecuaciones de transporte k y ε. Estos son los modelos estándar, RNG y realizable, la mayor diferencia entre los modelos son:

- El método para calcular la viscosidad turbulenta
- El número de Prandtl turbulento que gobierna la difusión del modelo k-ε
- Los términos de generación y destrucción en la ecuación de ε.

El modelo k-ε estándar fue elegido, está basado en las ecuaciones de transporte, la energía cinética turbulenta y la tasa de disipación. La ecuación de la energía cinética turbulenta se deriva de una ecuación exacta, y la ecuación de la tasa de disipación se obtiene utilizando el razonamiento físico. La derivación del modelo asume que el flujo es completamente turbulento y el efecto de la viscosidad molecular es despreciable. El modelo estándar k-ε, es válido únicamente para flujos turbulentos. La ecuación 36 es la energía cinética turbulenta.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon + Y_M + S_k \quad (36)$$

La ecuación 37 de tasa de disipación es:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + c_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + c_{3\varepsilon} G_b) - c_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (37)$$

Donde  $G_k$  es la generación de la energía cinética turbulenta,  $G_b$  es la generación de turbulencia debida a la flotación y el numero Prandtl turbulento es  $\sigma_k = 1$  y  $\sigma_\varepsilon = 1.2$  para la energía cinética turbulenta y para la tasa de disipación respectivamente.  $S_k$  Y  $S_\varepsilon$  son términos definidos por el usuario. Las constantes  $c_{1\varepsilon}$  y  $c_{2\varepsilon}$  tienen valores 1.44 y 1.92 respectivamente.  $Y_M$  representa la contribución de la dilatación fluctuante en turbulencia para flujos compresibles. La generación de la energía cinética turbulenta está dada por:

$$G_k = -u_i u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = \mu_t S^2 \quad (38)$$

El término  $\mu_t$  es la viscosidad turbulenta y S es el modulo del tensor de esfuerzos es:

$$S = \sqrt{2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij}} \quad (39)$$

La generación debida a las fuerzas de flotación está dada por:

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{Pr_t} \left( \frac{\partial \rho}{\partial x_i} \right) \quad (40)$$

Donde  $g_i$  es la componente de la fuerza gravitacional en dirección  $i$ , el número de Prandtl turbulento es  $Pr_t$ , para el modelo de estándar k- $\epsilon$  tiene un valor de 0.85. El termino  $\beta$  esta dado por la siguiente ecuación:

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (41)$$

La viscosidad turbulenta está dada por la ecuación

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (42)$$

Donde  $C_\mu$  es una constante igual a 0.09.

### 3.4 Introducción para modelar flujos multifásicos

Un gran número de flujos encontrados en la naturaleza y tecnología son mezcla de fases. Las fases físicas de la materia son gas, líquida y sólida. Sin embargo, en flujos multifásicos, una fase puede ser definida como una clase de material que tiene una particular respuesta inercial para interactuar con el flujo y un campo potencial en el cual está inmerso. Para ejemplificar- esto diferentes tamaños de partícula de un mismo material pueden ser tratados como distintas fases.

Aproximaciones de modelos multifásicos

Actualmente existen dos aproximaciones para el cálculo numérico de flujos multifásicos que son: Euler-Lagrange y Euler-Euler.

Aproximación Euler-Lagrange

El modelo de fase discreta lagrangiano utiliza la aproximación de Euler-Lagrange la fase fluido es tratada como continua para solucionar las ecuaciones de Navier Stock utilizando el tiempo promedio y la fase discreta es resuelto por la trayectoria de un



gran número de partículas, burbujas o gotas a través del campo de flujo calculado. La fase dispersa puede cambiar de momento, masa y energía con la fase de fluido.

Una consideración fundamental hecha en este modelo es que la segunda fase dispersa ocupa una fracción volumen menor. Las trayectorias de las partículas son computadas individualmente a intervalos específicos durante el cálculo de la fase líquida.

#### Aproximación Euler- Euler

En la aproximación Euler- Euler, las diferentes fases son tratadas matemáticamente como una interpenetración continua. Desde el volumen de una fase no puede ser utilizado por el volumen de otra fase, el concepto de fracción volumen es introducido. Esta fracción volumen es considerada para ser una función continua de espacio y tiempo, cuya suma es uno. Las ecuaciones de conservación para cada fase, es derivada para obtener un sistema de ecuaciones, el cual tiene una estructura similar para todas las fases. Estas ecuaciones son cerradas por relaciones constitutivas provenientes de información empírica.

En Fluent, hay tres diferentes modelos de flujo multifásico Euler- Euler: el modelo de volumen de fluido (VOF), el modelo de mezcla, y el modelo Euleriano. El modelo VOF puede ser utilizado para dos o más fluidos inmiscibles para resolver un solo sistema de ecuaciones de momento y la trayectoria de la fracción volumen de cada uno de los fluidos a través del dominio. Las aplicaciones típicas incluyen el rompimiento de chorros, el movimiento de burbujas grandes en el seno del líquido, el movimiento del líquido después de pasar una pared de rompimiento y el movimiento de interfaces <sup>(7)</sup>. Por esta razón se usará en este trabajo este modelo.

#### **3.4.1 Modelo Multifásico VOF (Volumen de fluido).**

El modelo VOF emplea una técnica de rastreo diseñada para dos o más fases de fluidos inmiscibles. Para cada fase adicional que se agrega al modelo se introduce una nueva variable, la fracción volumen de la fase en la celda computacional. Las propiedades físicas de una nueva fase se calculan en base a su fracción correspondiente al volumen total <sup>(18,19)</sup>. La fracción de cada celda computacional se rastrea a lo largo del dominio para sumar la unidad. En el modelo se resuelve una sola ecuación de momento para

los fluidos presentes. Los campos para todas las variables y propiedades se comparten por las fases y representan los valores de las variables promediadas en el volumen.

La q-ésima fracción de volumen en la celda se denota por,  $\alpha_q$  entonces las tres condiciones siguientes son posibles <sup>(7)</sup>:  $\alpha_q = 0$  en este caso la celda no contiene la q-ésima fase,  $\alpha_q = 1$  es cuando la celda completa contiene la q-ésima fase y el caso en que la celda contiene la interfase entre la q-ésima fase y una o más fases diferentes  $0 < \alpha_q < 1$ .

Ecuación de la fracción de volumen.

El rastreo de la interfase entre las fases mismas se acompaña por la solución de una ecuación de continuidad para la fracción volumen de una o más fases <sup>(7)</sup> <sup>(8)</sup>. Para la q-ésima fase esta ecuación es:

$$\frac{1}{\rho_q} \left[ \frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \alpha_q \right] = S_{\alpha_q} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (43)$$

Donde  $\dot{m}_{pq}$  es la transferencia de masa de la fase q a la fase p,  $\dot{m}_{qp}$  es la transferencia de masa de la fase p a la fase q y  $S_{\alpha_q}$  es un término que representa una fuente de masa de cada fase. La ecuación de fracción de volumen no se resolverá para la fase primaria, ya que la fracción se calcula basándose en:

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \quad (44)$$

Las propiedades que aparecen en las ecuaciones de transporte se determinan por la presencia de las fases componentes de cada volumen de control.

Por ejemplo, para un sistema bifásico las fases se representan por los subíndices 1 y 2, y si la fracción de volumen de la segunda fase está siendo rastreada, la densidad en cada celda está dada por:

$$\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1 \quad (45)$$

De manera análoga:

$$\mu = \alpha_2 \mu_2 + (1 - \alpha_2) \mu_1 \quad (46)$$

Al resolver la ecuación de fracción volumen para un flujo multifásico se tiene un modelo para analizar las trayectorias de un gas dentro del seno de un líquido.

## 4. Desarrollo matemático y experimental.

Con la simulación matemática se determinara el comportamiento de las ferroaleaciones en el seno de fluido para analizar las mejores condiciones de adición. Con la experimentación se evalúan el comportamiento del mezclado, durante el llenado, con diferentes flujos de inyección de aire.

### 4.1 Las consideraciones de simulación

Se realiza la simulación para un flujo no estacionario. Se considero la pared de la olla, como adiabática debido a que no afecta de manera representativa la dinámica de fluidos comparado con considerar el flujo de calor hacia el exterior de la olla.

El modelo matemático tiene como restricción el tiempo de cómputo, por lo tanto, se hicieron consideraciones dentro del manejo del flujo multifásico para reducir el número de variables.

La malla de la olla esta realizada con escala 1:1 con respecto a la los utilizados en la planta SIMEC, S.A. de C.V. La Figura 14 muestra la malla tridimensional con un total de 657 986 celdas que integran el dominio computacional, es una malla estructurada.

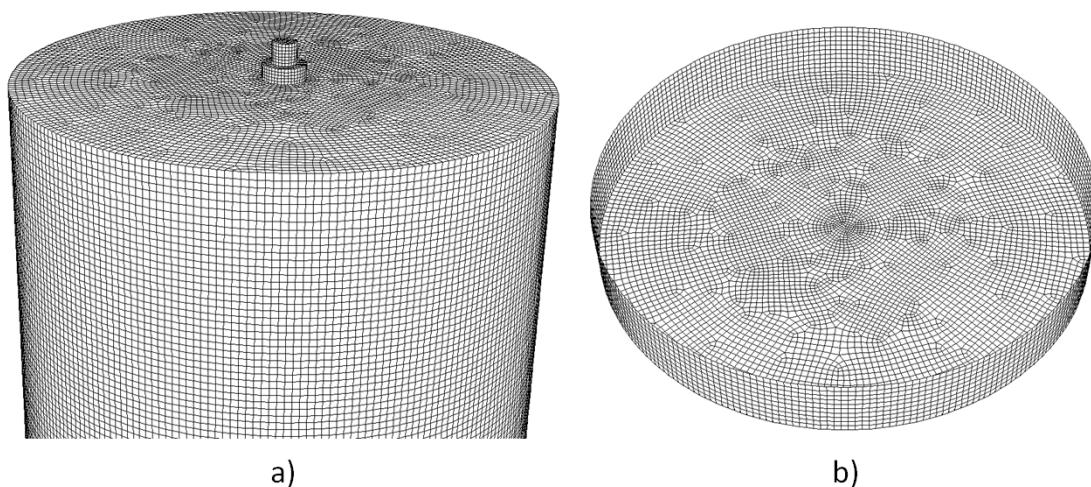


Figura 14 Discretización de la olla, a) Vista isométrica de la parte superior b) Vista interior de la base de la olla.

La malla fue realizada en el programa Gambit versión 2.2.30. El dominio en coordenadas cartesianas es resumido en la tabla 2.

Tabla 2 Dominio de la geometría.

Dominio	Mínimo	Máximo	Total
X	-1,202	1,202	2,404
Y	0	3,275	3,275
Z	-1,202	1,202	2,404

En la parte superior se encuentra la entrada de fluido, la velocidad del acero es considerada como constante con valor de 5.1 m/s. y el área de sección transversal que pasa es de 0.01020 m<sup>2</sup>. En la simulación matemática, se considera de una mezcla bifásica de aire-agua pero no se considera la escoria en la olla. El aire está abierto a la presión atmosférica a 101325 Pa de presión y la aceleración de la gravedad es 9.81 m/s<sup>2</sup>. Las propiedades del acero es mostrada en la tabla 4, las del aire se pueden observar en la Tabla 6 y de las ferroaleaciones en la tabla 6. La tensión superficial entre en la interface aire-acero es de 1.606 N/m. Las partículas de las ferroaleaciones son consideradas como esféricas.

La clasificación cualitativa del flujo se puede describir como viscosa, en estado no estacionario, con régimen turbulento y multifásico. Las fases que intervienen son aire, acero y ferroaleaciones. El aire que además se clasifica como newtoniano y compresible. Por otro lado, el acero se clasifica como newtoniano e incompresible, y las ferroaleaciones como fase solida.

El llenado de la olla se presenta el arrastre de aire que forma un flujo de burbujas de gas dentro del flujo de acero líquido. Para modelar lo anterior, se resolverán las ecuaciones de turbulencia, fracción volumen del método VOF y las ecuaciones de momento y conservación de la masa.

#### **4.2 Modelo matemático con las consideraciones de la simulación.**

Existen interacciones entre las fases dentro de la olla. Las fases presentadas son aire (gas), acero (liquido) y ferroaleaciones (solido). En primer lugar se analizara la entrada de aire dentro del baño de acero debida al arrastre de aire. La segunda parte

es analizar la trayectoria de las ferroaleaciones a partir de un nivel de llenado de la olla.

Los modelos matemáticos utilizados en la solución de la simulación matemática de la fase continua son: la conservación de masa, la ecuación de momento, el modelo de turbulencia k-ε y el modelo multifásico VOF.

Se resuelven las ecuaciones de conservación de masa y momento, sin considerar los términos de transferencia de masa. La ecuación de la conservación de masa está dada por la siguiente ecuación:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (47)$$

La ecuación de momento se muestra a continuación en la cual no consideramos fuerzas de cuerpos externos.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \rho \frac{\partial (u_i u_j)}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu_{eff} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \rho \vec{g} \quad (48)$$

Donde  $p$  es la presión (Pa),  $\mu_{eff}$  es la viscosidad turbulenta efectiva ajustada (kg/ms) calculada por:

$$\mu_{eff} = \mu_0 + \mu_t \quad (49)$$

Donde  $\mu_0$  es la viscosidad laminar del fluido y  $\mu_t$  es la viscosidad turbulenta. El modelo de dos ecuaciones k-ε es utilizado para modelar la turbulencia. No se considera el término  $Y_M$ , ya que solo se considera para altos números Match, ni el término de fuente adicional definido por el usuario  $S_k$ , la energía cinética turbulenta queda expresada como.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon \quad (50)$$

Sustituyendo términos:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\mu + \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] - \mu_t 2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij} + \beta g_i \frac{\mu_t}{0.85 b} - \rho \varepsilon \quad (51)$$

La ecuación de tasa de disipación es:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + c_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k) - c_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$$

Sustituyendo términos:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + 1.44 \frac{\varepsilon}{k} \left( \mu_t 2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij} + \tanh \left| \frac{u}{v} \right| \left( \beta g_i \frac{\mu_t}{\rho r_t} \left( \frac{\partial \rho}{\partial x_i} \right) \right) \right) - 1.9 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (52)$$

De los modelos multifásicos, donde se utilizan fases como burbujas y partículas se muestra en la siguiente figura 15. En caso de conocer la fracción volumen del flujo es recomendable utilizar los modelos de fase discreta, de mezcla o Euleriano. La selección en este caso depende del porcentaje de burbujas o partículas del flujo.

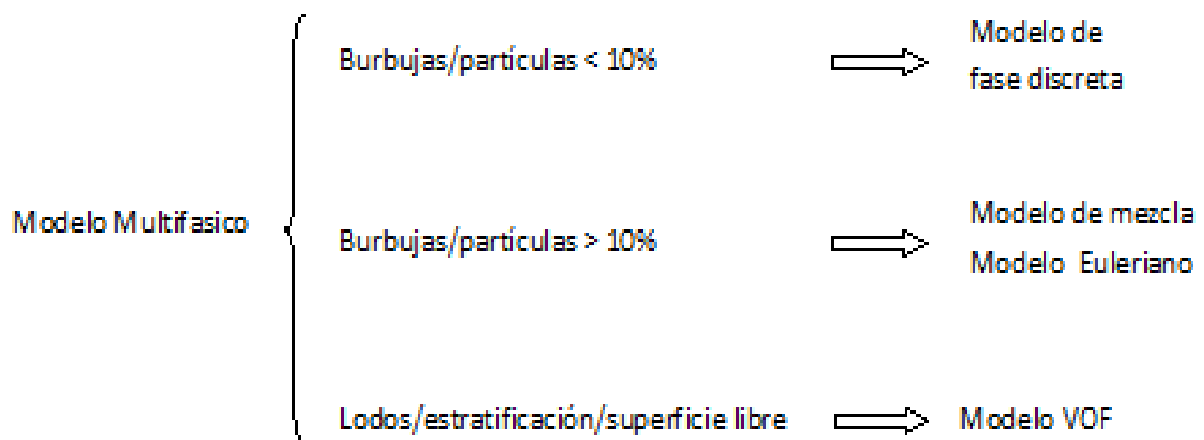


Figura 15 Selección del modelo multifásico

Debido a que es un modelo donde la interface aire-acero es una superficie libre en la que ocurre el arrastre de gas dentro del líquido y se desconoce la fracción volumen de cada fase, por lo tanto, se seleccionó el modelo volumen de fluido (VOF). Este modelo resuelve la ecuación de fracción volumen para una de las fases y por diferencia estima la otra (s).

### 4.2.1 Ecuación de la fracción de volumen.

Se resuelve la ecuación de continuidad para la fracción volumen para la fase de aire esta ecuación es:

$$\frac{\partial \alpha_a \rho_a}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \alpha_a \rho_a = 0 \quad (53)$$

Donde  $\alpha_a$  es la fracción volumen y  $\rho_a$  la densidad del aire. La ecuación de fracción volumen se resolverá para el aire y la correspondiente al acero es calculada basándose en

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \quad (54)$$

La fracción volumen de fase de aire está siendo calculada, la densidad en cada celda está dada por:

$$\rho = \alpha_a \rho_a + (1 - \alpha_a) \rho_s \quad (55)$$

Y su viscosidad:

$$\mu = \alpha_a \mu_a + (1 - \alpha_a) \mu_s \quad (56)$$

Para el sistema aire-acero las fases se representan por los subíndices  $a$  y  $s$ ,

### 4.3 Modelo de fase discreta

El modelo consiste en acoplar partículas a un patrón de flujo. Las partículas son conocidas como fase discreta y el flujo corresponde al determinado a partir de la solución de las ecuaciones de transporte para el medio continuo, se puede simular la segunda fase discreta (partículas) con un sistema de referencia lagrangiano. Se calculan las trayectorias de las partículas esféricas. El balance de fuerzas de acuerdo a la segunda ley de Newton se muestra en la ecuación 5 en la que no es tomada en consideración las fuerzas debidas al termino de historia debido a que pueden considerarse como despreciable <sup>(8,11)</sup> y es considerado el termino para las adiciones con densidad menor a la del acero liquido (Fe-Si, Fe-Mn y Al). La velocidad de la partícula está evaluada en función de la fuerza de arrastre que es el primer termino de la ecuación 57, las fuerzas de flotación y de gravedad que están dadas en el segundo



término, el tercer término representa la fuerza de adición de masa o masa virtual y el cuarto termino representa la fuerza debida al gradiente de presión.

$$\frac{du_{pi}}{dt} = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re_p}{24} (u_j - u_{pi}) + \frac{\rho_p - \rho}{\rho} g_i + \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_p} \frac{d}{dt} (u_i - u_{pi}) + \frac{\rho}{\rho_p} u_i \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (57)$$

Donde  $u_{pi}$  la velocidad de la partícula en la dirección  $i$  (m/s);  $t$  es el tiempo (s);  $d_p$  es el diámetro de la partícula (m);  $Re_p$  es el numero de Reynolds de la partícula,  $\rho_p$  es la densidad de la partícula ( $\text{kg/m}^3$ ); y  $C_D$  es el coeficiente de arrastre. El coeficiente de arrastre es calculado con la ecuación 58.

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0.186 Re_p^{0.6529}) \quad (58)$$

Se utiliza un modelo matemático de flujo multifásico para operaciones de vaciado de acero líquido usando el modelo VOF con la técnica de dinámica de fluidos computacional. La técnica de CFD es utilizada para simular las ferroaleaciones mostradas en la Tabla 6.

#### 4.4 Experimentación

La experimentación a través de la modelación física se realiza sin condiciones extremas de temperatura como en las que operación en planta. Además, las corridas no interfieren con la producción de la planta, las pruebas pueden ser más confiables debido al estricto control que se tiene en laboratorio a diferencia de que en la planta se tienen un gran número de variables que no es posible controlar.

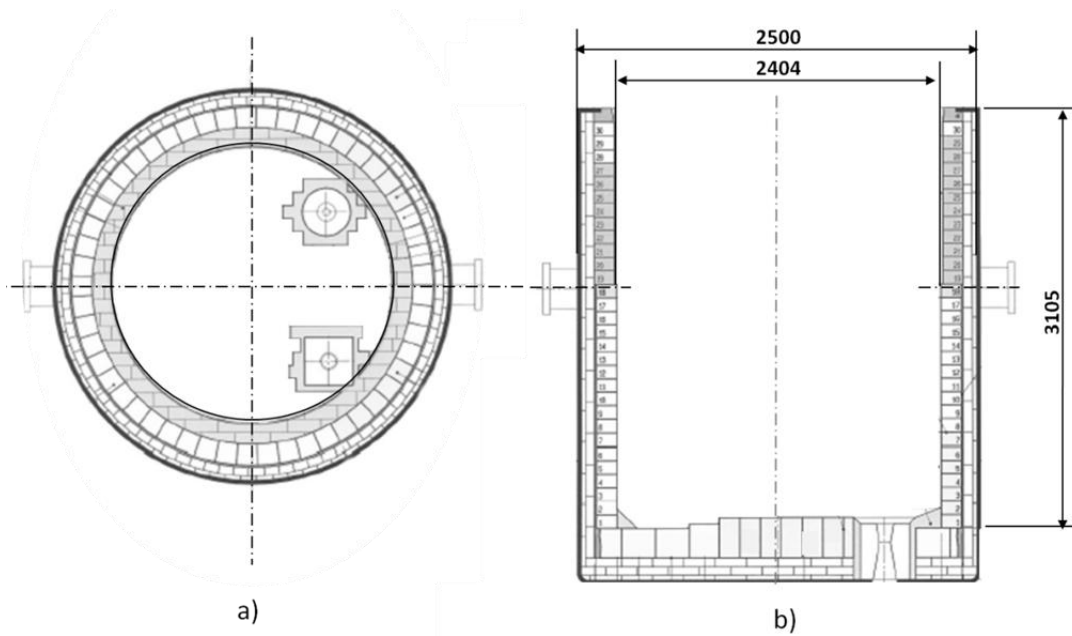


Figura 16 Dimensiones de la olla en planta

Las dimensiones de la olla utilizada en planta son mostradas en la figura 16. Se realizara con un modelo de la olla, a una escala de 1/3 en base al criterio de similitud de Froude. El modelo esta hecho en acrílico y las dimensiones son mostradas en la figura 17 la acotación esta en m. Con el modelo, teniendo las consideraciones de operación se puede modelar el flujo del HAE hacia la olla durante el drenado.

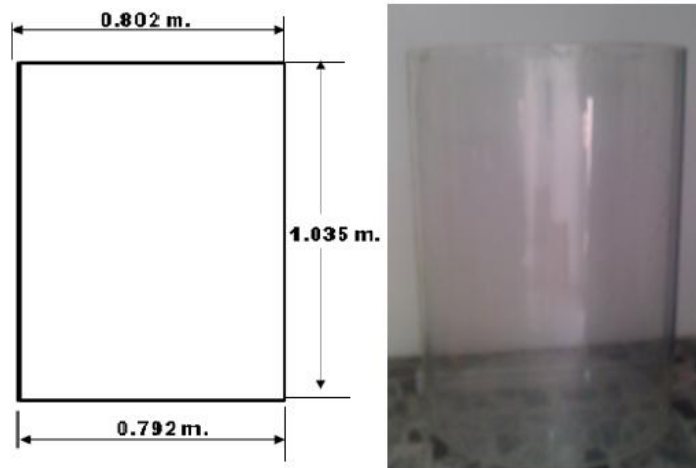


Figura 17 Modelo a escala 1/3

La configuración del experimento tiene como objetivo determinar la influencia de la inyección de argón sobre el mezclado durante el llenado de la olla. Además de encontrar la dinámica de fluidos provocada por la caída del acero líquido. El aire es utilizado para modelar la inyección con argón y el agua es utilizada para modelar el acero líquido. El flujo del agua y el aire es calculado en función de los criterios de Froude  $Q_m = L_f^{2.5} Q_p$ . Para el agua se tienen 140 l/min y para el flujo de aire se experimenta con diferentes valores mostrados en la tabla 3. La figura 18 muestra el esquema del modelo de agua que se utilizó para la experimentación.

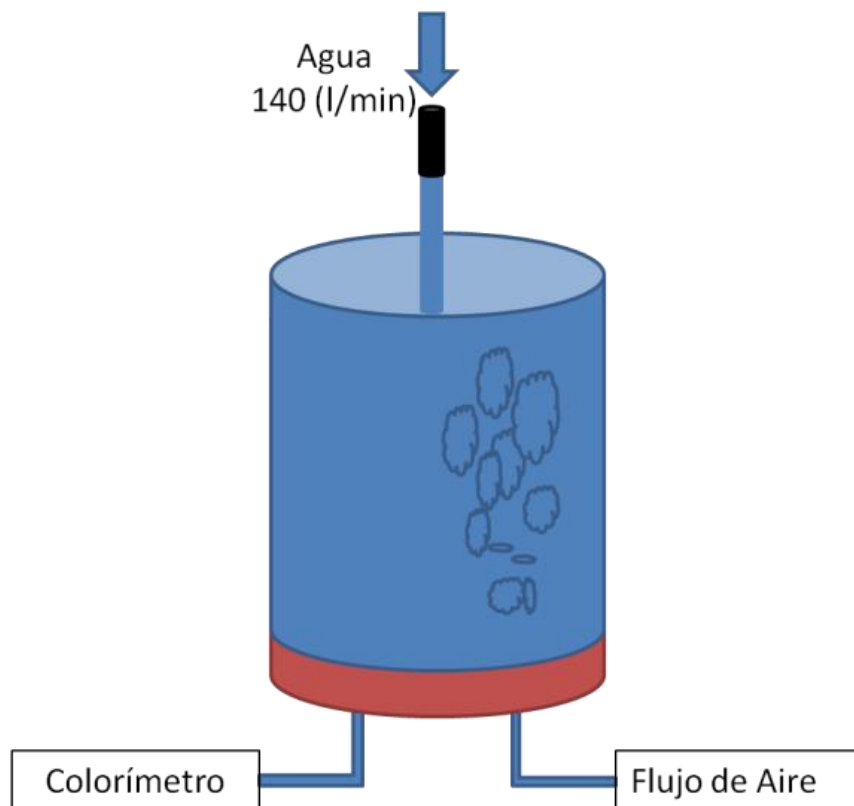


Figura 18 Configuración del experimento

La condición inicial del modelo es llenado hasta un nivel equivalente a 10 toneladas de acero y se adiciona colorante con una masa de 2 gr. El experimento consiste en determinar el tiempo que tarda en homogeneizarse la concentración inicial en el modelo con la ayuda de la potencia de agitación debida al llenado del modelo, partiendo de la concentración inicial. Y determinar la diferencia en este cambio de concentración al utilizar la tradicional inyección por gas.

Tabla 3 Flujos de argón en planta y equivalente de aire según Froude

Flujo de Argón en planta (l/min)	Flujo de Argón en planta (Nm <sup>3</sup> /s)	Flujo de aire en experimento (l/min)	Flujo de aire (Nm <sup>3</sup> /s)
80	2,22 x 10 <sup>-5</sup>	5.1	0,142 x 10 <sup>-5</sup>
250	6,95 x 10 <sup>-5</sup>	16	0,445 x 10 <sup>-5</sup>
400	11,1 x 10 <sup>-5</sup>	25.4	0,706 x 10 <sup>-5</sup>
600	16,7 x 10 <sup>-5</sup>	38.5	1,07 x 10 <sup>-5</sup>
800	22,2 x 10 <sup>-5</sup>	51.3	1,42 x 10 <sup>-5</sup>

#### 4.5 Las propiedades de las fases

Tabla 4 Las propiedades macroscópicas del acero.

Propiedad	Símbolo	Unidades
Densidad	P	8586-0.8567 T
Viscosidad	$\eta$	0.0064 Pa s
Presión	P	101317 Pa
Temperatura de vaciado	T	1900 K
Velocidad de drenado	V	5.1 m/s
Conductividad térmica	$\lambda$	32.7 W/mK

Tabla 5 Las propiedades macroscópicas del aire.

Propiedad	Símbolo	Unidades
Densidad	P	1.225 kg/m <sup>3</sup>
Viscosidad	$\eta$	1.789 x 10 <sup>5</sup> Pa s
Presión	P	1 atm
Temperatura de vaciado	T	1073 K
Conductividad térmica	$\lambda$	0.06 W/mK

Tabla 6 Propiedades macroscópicas de las ferroaleaciones

Diámetro (mm)	Ferroaleación	Densidad aparente	Utilizado densidad (kg/m <sup>3</sup> )
50	Fe Mn	0,950	6200
50	FeNb	1,140	7980
50	Fe si	0,485	3354
50	Al	0,390	2594

Las propiedades de los materiales fueron utilizadas para los modelos matemáticos y para la experimentación.

#### 4.6 Flujo acero-ferroaleaciones

El transporte de partículas de ferroaleaciones en el acero líquido es un fenómeno que ocurre en la olla, las ferroaleaciones se mueven dentro del acero líquido. El comportamiento de este tipo de flujo (líquido-sólido) varía con las propiedades de las partículas respecto a las del líquido. En este tipo de flujo, el número de stocks es normalmente menor que 1. En caso contrario, es decir, que el número de stocks sea mayor que 1, se trata de fluidización de líquido-sólido.

## 5. Análisis y discusión de resultados

De la simulación matemática se utilizó un modelo  $k-\varepsilon$  y un modelo VOF para determinar la relación entre las interfaces del flujo multifásico aire-acero y los campos de velocidad de los mismos. Se utilizó el modelo de fase discreta para analizar las interacciones entre las ferroaleaciones y el acero. Finalmente se evaluaron las concentraciones en el modelo físico.

### 5.1 Dinámica de fluidos

En la figura 19 se puede observar, en primera instancia, el movimiento de la interface aire-acero. En segundo lugar se aprecia que el aire es atrapado debido al impacto del chorro de acero. El modelo de la simulación matemática es un flujo de dos fases. Alrededor del chorro de acero se forma un hueco de aire que es atrapado como lo muestra la figura 19.



Figura 19 Movimiento de la interface aire-acero.

En la superficie del baño también se aprecia el rompimiento de algunas burbujas de aire que entraron cerca del chorro y emergen en distintas zonas del baño aumentando el movimiento de la interface.

El modelo de la simulación matemática es un flujo de dos fases. Realizando un corte en el plano central se observa las burbujas atrapadas de aire en el seno del baño. Lo anterior representado en la figura 20 por la fase del aire en negro y la fase de acero en gris.

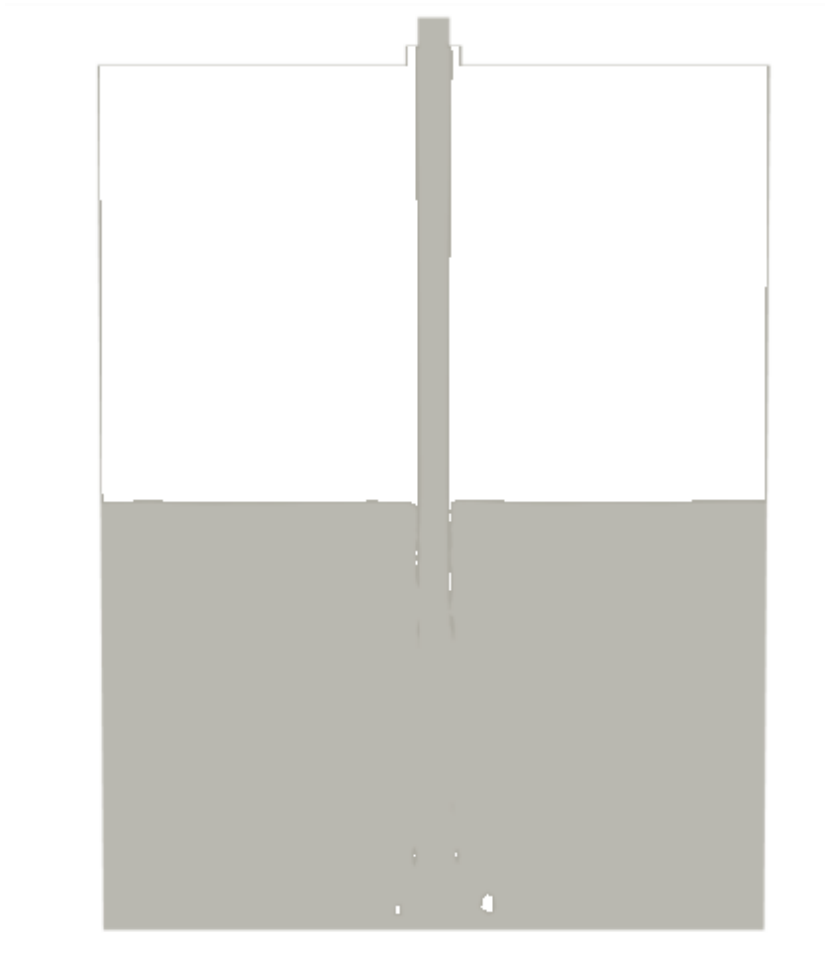


Figura 20 Flujo bifásico aire-acero en el plano central.

La entrada del aire, dentro del baño, se debe a que ambas fases alcanzan la misma velocidades similares en la capa limite en momento del impacto.

Las figuras 21 a), b), c) y d) muestran los campos de velocidad para los niveles de llenado de acero de toneladas 10, 30, 50 y 75, respectivamente. La primera figura muestra esencialmente los efectos del chorro de acero arrastrando el aire circundante, que recibe el impulso para formar largas corrientes de recirculación en cada lado del chorro. En el acero, en la parte inferior de la olla, se observa un flujo horizontal sin recirculaciones bien definidas. A las 30 toneladas, figura 21 b), el aire forma cuatro flujos de recirculación, dos más pequeños en contacto con el baño y los otros dos a lo largo del mismo, en el lado superior de la olla. Forma recirculación flujos de acero en ambos lados del baño. Además, a lo largo del chorro esta la formación de la capa límite de aire con mayores velocidades en la interfase metal-gas.

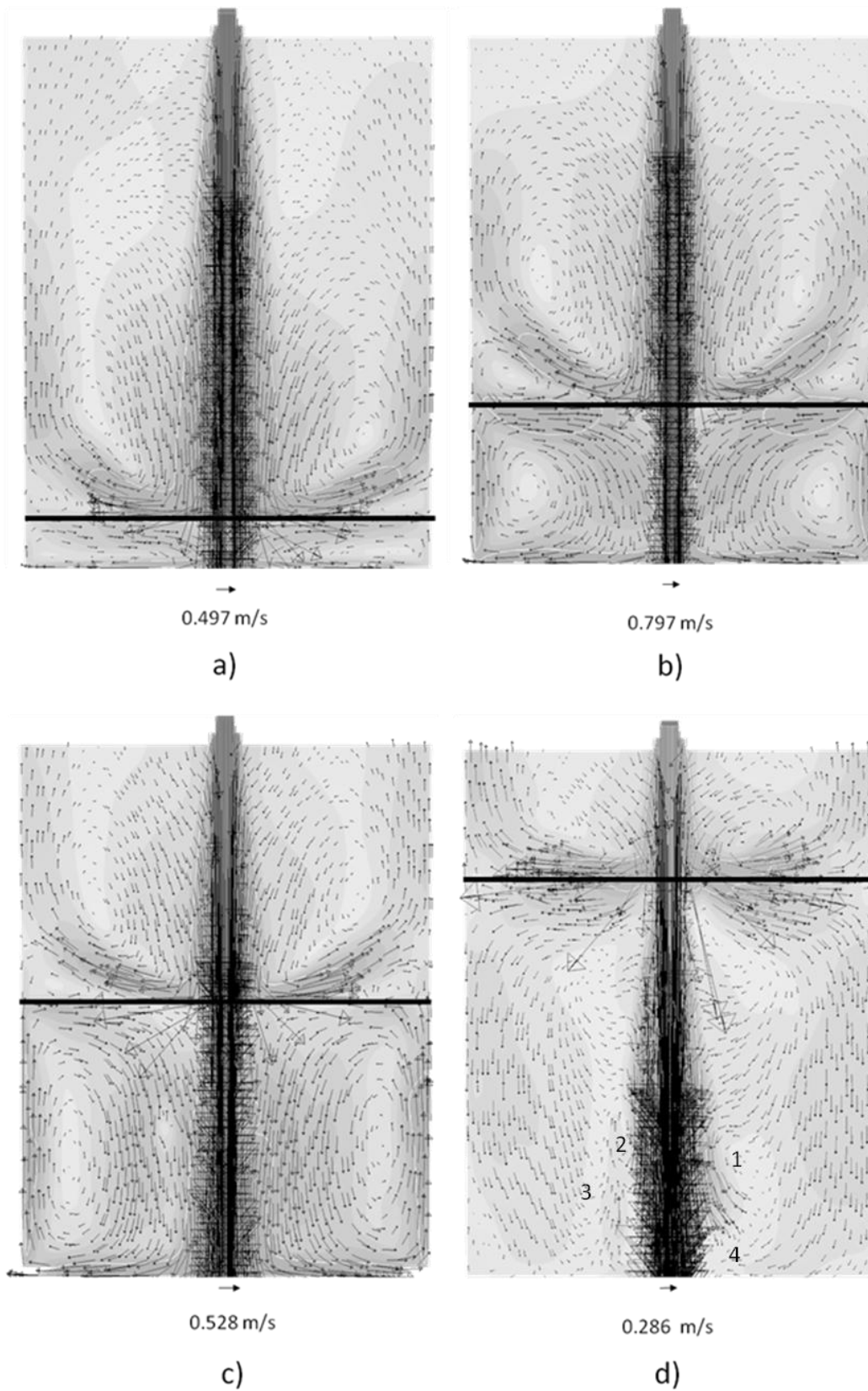


Figura 21 Campo de velocidades del llenado de la olla a) 10 ton, b) 30 ton, c) 50 ton y d) 75 ton.



A 50 toneladas, la figura. 21 c), el patrón de flujo descrito por la figura precedente permanece, sin embargo, las dos corrientes de recirculación de aire en contacto con la masa fundida son ahora más pequeñas. El flujo de acero forma dos corrientes de recirculación ya verticales tal como lo hace cuando el nivel de acero es de 30 toneladas. A 75 toneladas, la figura 21 d), los patrones de flujo sufren cambios radicales; los dos flujos de recirculación de aire permanecen. Sin embargo, el patrón de flujo de acero indica ahora desplazamientos verticales hacia la parte inferior de la olla sin formar corrientes de recirculación grandes; más bien tres pequeñas corrientes de recirculación se forman a lo largo de la longitud del chorro y una en parte inferior de la olla como se indica mediante los números 1-4. Estos cambios de patrones de flujo en el sistema de dos fases deben tener una considerable influencia sobre la mezcla de ferroaleaciones y adiciones metálicas como se verá más adelante.

La entrada del aire, dentro del baño, se debe a que ambas fases alcanzan la misma velocidad en el momento del impacto con la superficie del baño. Lo anterior se representa con el campo de velocidades de la figura 20 donde el chorro alcanza velocidades del orden de 8.6 m/s en el momento del contacto con el acero y el aire velocidades de 6 m/s. Para diferenciar las fases y no sus magnitudes en un campo vectorial se muestra la figura 22 donde se observa claramente la turbulencia de cada fase durante el llenado de la olla y se observa también en este plano central, la agitación que se genera por la turbulencia del acero.

Se crean dos remolinos impulsados y acrecentados por la entrada del chorro de acero, pero además, se observa que las burbujas de aire atrapado también generan agitación similar a la inyección de gases inertes como lo muestra la figura 23 b).

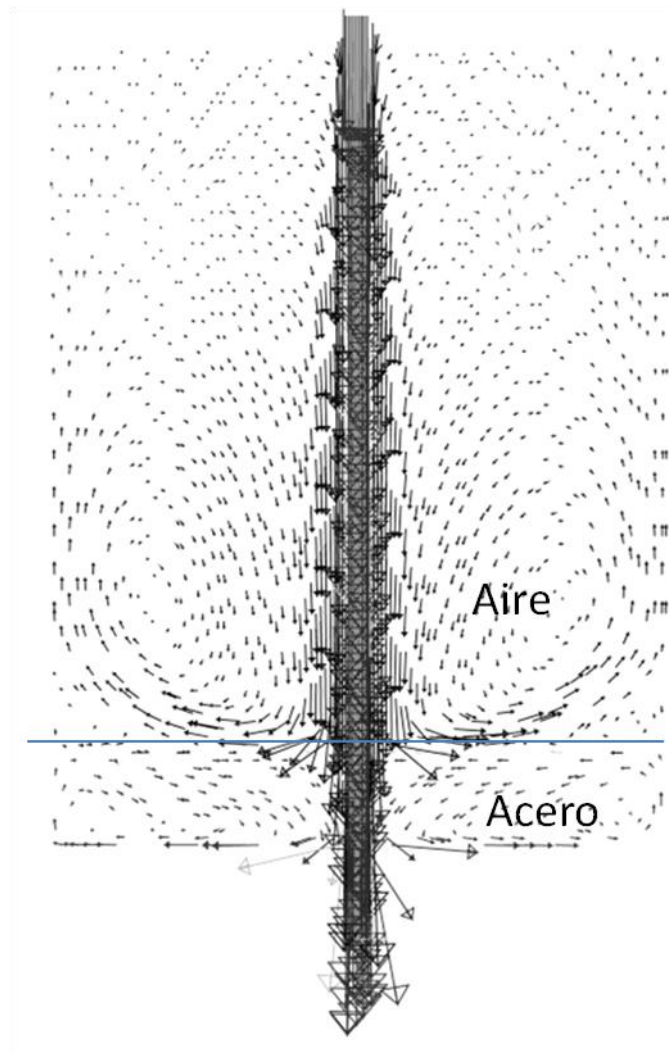


Figura 22 Campo de velocidades diferenciado por fases.

Movimiento de las ferroaleaciones.

Durante el llenado de la olla se realiza la adición de ferroaleaciones. En esta etapa, el acero alcanza la composición final de acuerdo con las especificaciones de calidad. De la homogenización del acero de temperatura y composición en todo el baño depende la calidad del producto.

La agitación favorece dicha homogenización, sin embargo se ha descubierto en el presente trabajo cuales son las mejores posiciones de caída y niveles de baño en la olla, para adicionar estas ferroaleaciones, para aprovechar la agitación suministrada por el chorro de acero en caída libre. El análisis se realizó por ferroaleación y a tres alturas de llenado: 30, 50 y 70 toneladas.

## 5,2 Dinámica de las burbujas de aire en el acero fundido

Las burbujas de aire juegan un papel importante los niveles de nitrógeno e hidrógeno en el acero, incluso si se toca con acero de alta ppm de oxígeno.

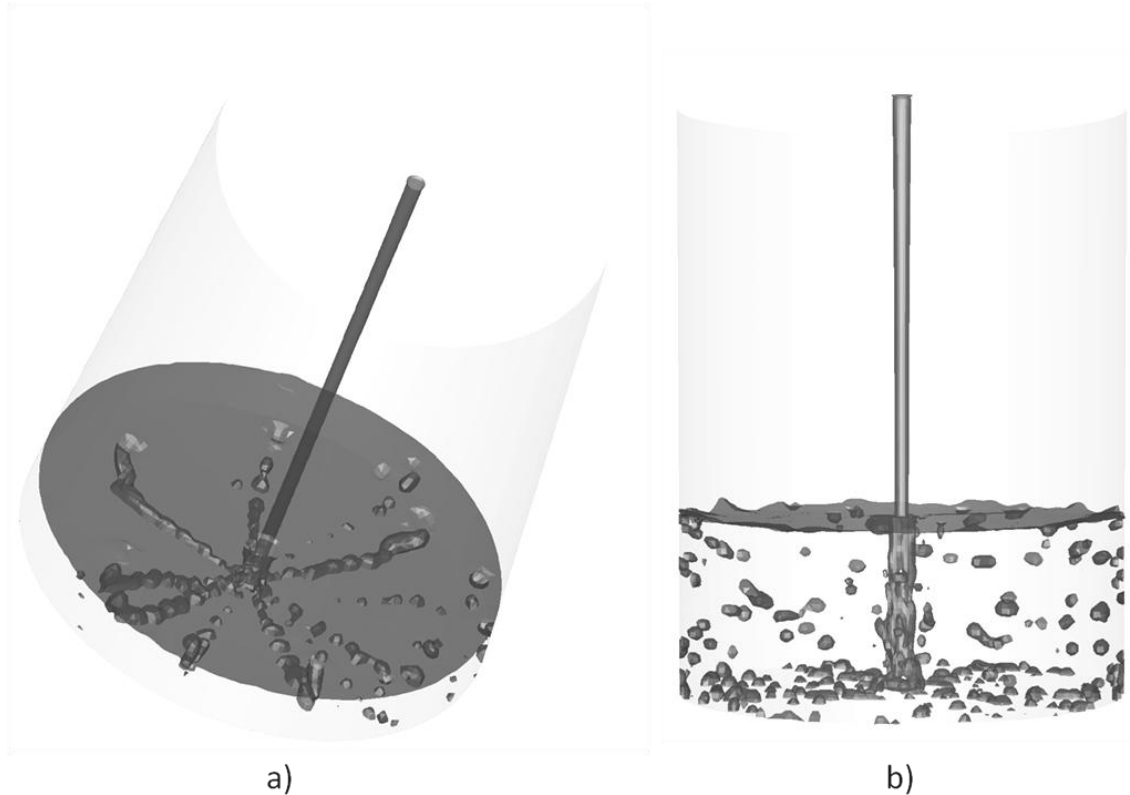


Figura 23 Distribución de burbujas a) Vista inferior, b) Vista frontal.

La figura 23 a) muestra la distribución de las burbujas como se ve desde la parte inferior de la olla, donde está claro que el aire arrastrado por las formas de chorro de burbujas se sumergen en la masa fundida después de un patrón radial debido a la transferencia de impulso facilitado por la masa fundida. Debido a las mismas razones, las burbujas de aire emerge a la atmósfera en las regiones próximas a la pared de la olla y en posiciones intermedias entre el chorro y la pared de la olla como se ve en las figuras 23 b) donde muestran la distribución de las burbujas de aire en acero fundido a 30 toneladas de nivel.

En primer lugar, la distribución de las burbujas es homogénea en el volumen del baño, en segundo lugar, el chorro arrastra una cantidad apreciable de aire en el acero

fundido, y en tercer lugar, algunas de las formas burbujas adquirir la forma típica esférico a moderados números de Reynolds.

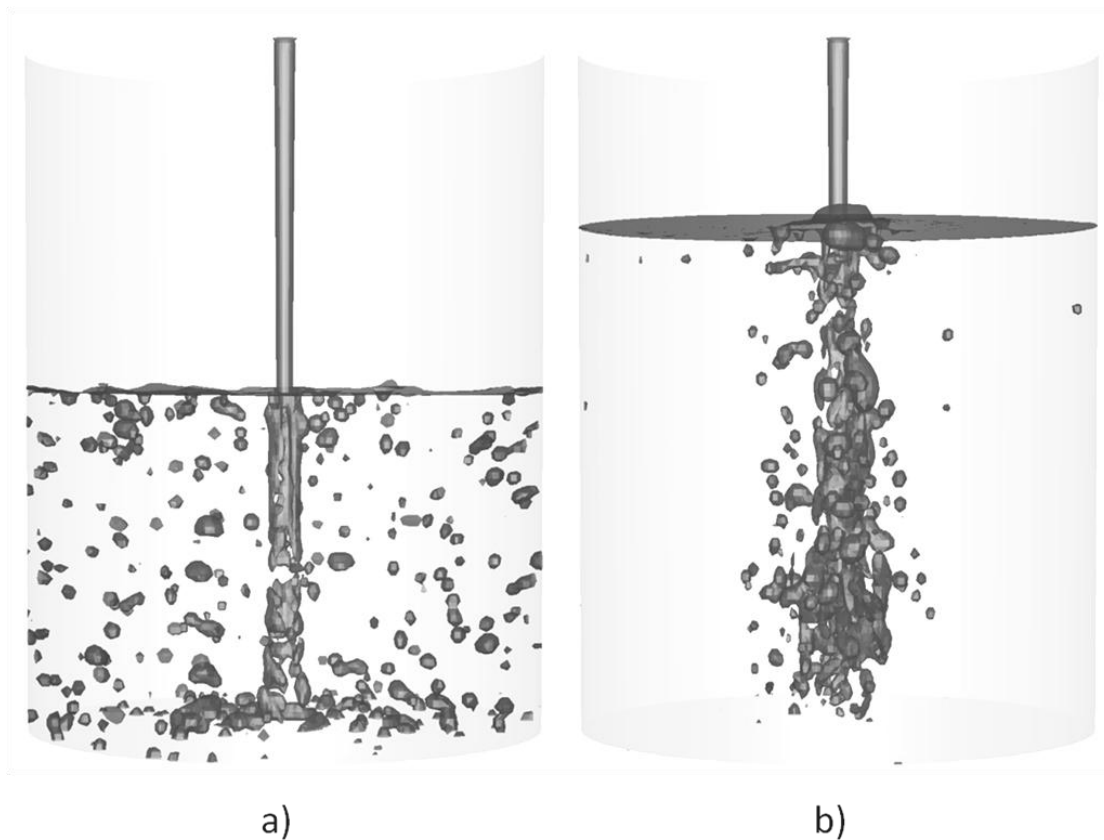


Figura 24 Distribución de burbujas de aire un nivel a) 50 ton, b) 70 ton.

La figura 24 a) muestra la distribución de aire burbujas en un nivel de fusión de 50 toneladas. De nuevo, es evidente que la distribución del aire es homogénea en el volumen de fusión y que el chorro arrastra considerables cantidades de aire en la masa fundida. El chorro penetra arrastrando grandes volúmenes de aire por mecanismos de fricción en la capa límite entre la superficie del chorro y el aire circundante. El aire al sumergirse dentro de la masa fundida se desintegró por el impacto con el fondo de la olla, que lleva a los mecanismos de propagación. La geometría de la burbuja no siempre se mantiene esférica, la superficie del baño produce una topografía compleja, debido a los efectos de distorsión de las burbujas de aire que salen de la baño. En efecto, las burbujas de aire emergentes desde el acero fundido tienen una distribución uniforme en el volumen del baño que es ligeramente diferente a la observada en los niveles de llenado más bajos. La figura 24 b) muestra

las distribuciones de burbujas de aire en el volumen de masa fundida a un nivel de 70 toneladas. A diferencia de cualquiera de los casos anteriores ya la fase de gas se concentra alrededor del chorro de entrada. Las burbujas grandes se desarrollan debido a la incorporación de aire por el chorro, pero pocas burbujas se desarrollan cerca de las paredes de la olla. Además, una vez más algunas formas de las burbujas de aire mantienen la típica geométrica esférica de Reynolds moderados. Puesto que no hay fuentes de mediciones directas de las velocidades reales de acero durante las operaciones de llenado, se decidió construir un modelo a escala de 1/3 de la olla industrial siguiendo el criterio de Froude escala con fines de realizar comparaciones cualitativas con los resultados de las simulaciones matemáticas.

Las figuras 25 a) y 25 b) muestran las distribuciones de burbujas de aire en los niveles de agua equivalentes a 10 y 75 toneladas de acero en la olla. Ambas figuras deben ser comparadas con las figuras 23 a) y 24b), respectivamente.

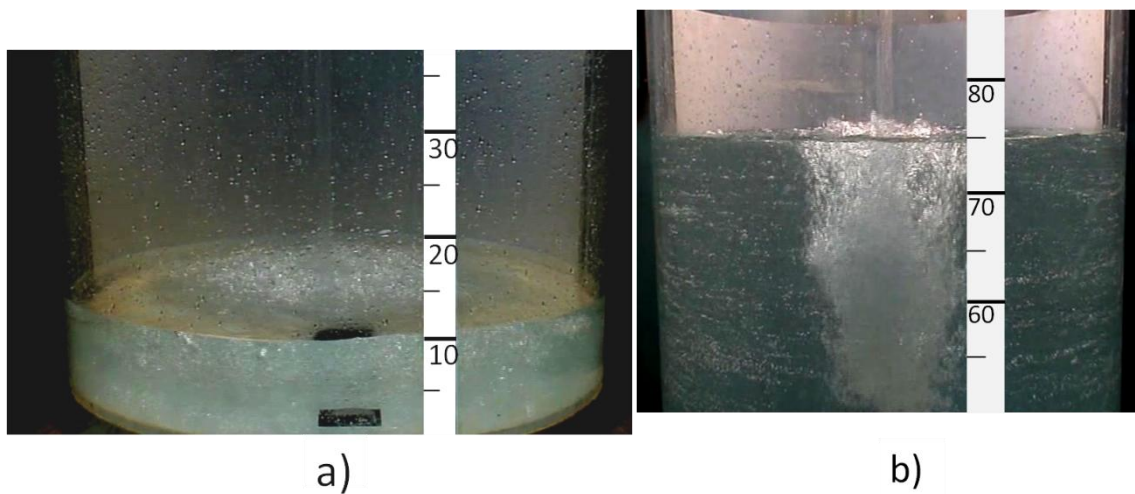


Figura 25 Modelo físico a)10 ton, b) 75 ton.

Como se ve, el patrón de distribución de las burbujas de aire en el agua y el acero son, cualitativamente hablando, es muy similar. De esta manera, estas visualizaciones experimentales proporcionar el terreno para asumir aquí que el modelo matemático tiene la capacidad de predecir razonables resultados fiables de flujos complejos de aire de acero. Sin embargo, se reconoce que las futuras mediciones de la velocidad del agua se debe realizar para salir con un conocimiento más cierto.

---

### **5.3 Dinámica de las aleaciones ferrosas**

#### Efectos de tamaño de partícula

El tiempo de residencia de una partícula de ferroaleaciones dentro de la masa fundida es un parámetro crítico con el fin de relacionarlo con la fusión y disolución de las adiciones dentro del baño. En principio las partículas más densas y más grandes tienen más posibilidades de estar disponible para fines de aleación y desoxidación que los ligeros y pequeños. Aquí por lo tanto, el tiempo que una partícula permanece dentro de la masa fundida desde su introducción hasta su primera aparición en la superficie del baño, antes de que pueda ser introducido de nuevo en el baño por las corrientes de flujo de la masa fundida, se define como el tiempo mínimo de residencia (MRT).

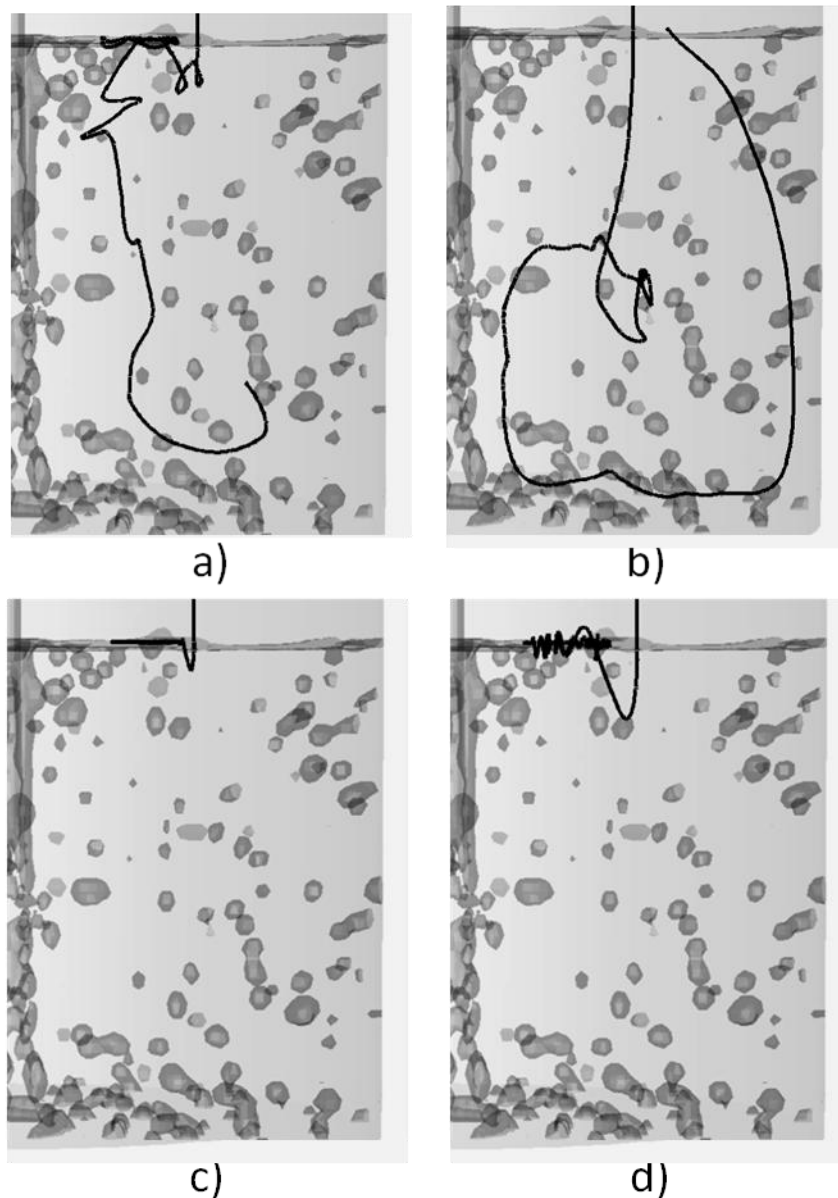


Figura 26 La adición de ferroaleaciones con un tamaño diferente) de Fe-Mn diámetro de 1 cm de MRT 5,6 s. b) Fe-Mn diámetro de 5 cm de MRT 22,2 s. c) Fe-Si diámetro de 1 cm de MRT 0,5 s. d) Fe-Si diámetro de 5 cm de MRT 0,8 s.

Las figuras 26 a) y 26 b) muestran los efectos de dos tamaños de partículas (1 y 5 cm) de una ferroaleación densa como ferromanganeso cuando ambos están cayendo en el punto medio entre el chorro de entrada y la pared cuchara en un nivel del baño de 50 toneladas. Se ve claramente que, independientemente del tamaño de partícula, generalmente estas ferroaleaciones tienen largas trayectorias (con partículas grandes, 5 cm, que tengan más de MRT que las pequeñas, 1 cm). Por otro lado, ferroaleaciones menos densas tales como ferro-silicio producen comportamientos completamente

opuestos con respecto al ferromanganeso como puede verse en las figuras 25 c) y 25 d) para los mismos tamaños de 1 y 5 cm de la caída en el baño en las mismas condiciones descritas anteriormente. Como se ve en las figuras las trayectorias y MRT de ambas partículas son muy cortos y emergen pronto del baño. Estas partículas, especialmente las de tamaños como 1 cm permanecerán en la superficie del baño durante largo tiempo con pérdidas significativas de la eficiencia.

#### Efectos de la densidad de partículas

Entre todas las variables la densidad de las partículas, tiene los efectos más profundos sobre la disolución de ferroaleaciones en la fusión.

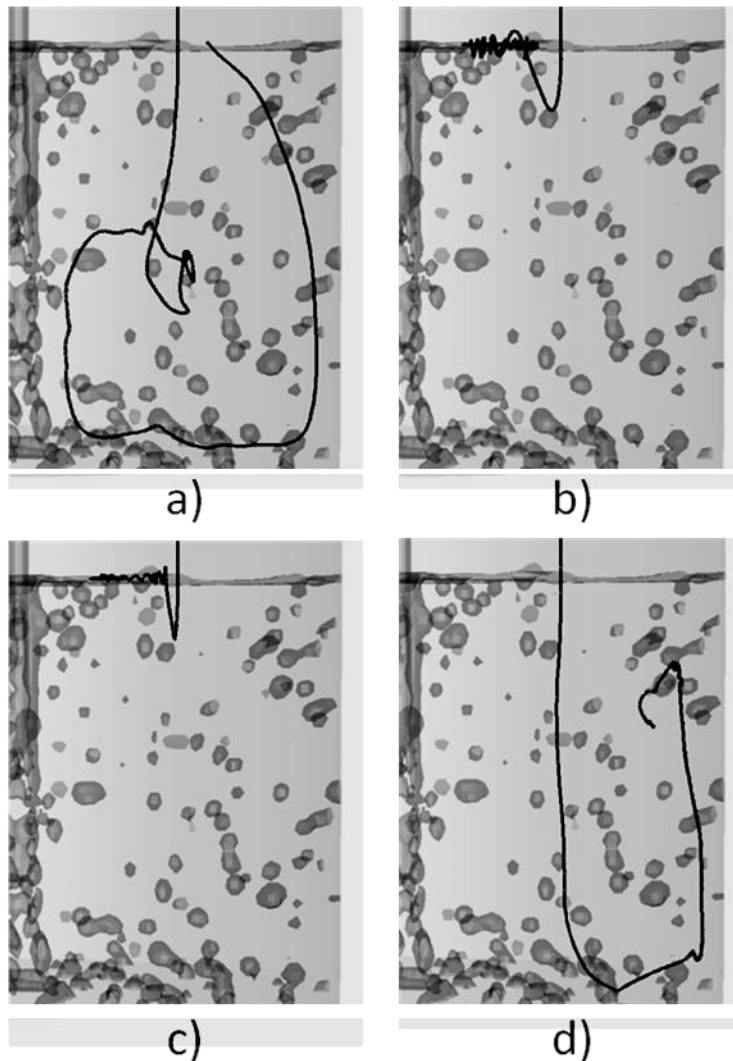


Figura 27 Diferentes tipos de ferroaleaciones con diámetro de 5 cm y el nivel de acero de 50 toneladas. a) Fe-Mn MRT 22,2 s, b) Fe-Si MRT 0,8 s, c) Al MRT 1 s, d) Fe-Nb MRT 15,4 s.



Las figuras 27 a) - d) muestran las trayectorias y tiempos de residencia de las partículas con un tamaño de 5 cm que caen en el punto medio entre el chorro de entrada y la pared de la olla, en un nivel del baño de 50 toneladas para ferromanganeso, ferrosilicio, aluminio y ferroniobio, respectivamente. Rendimientos ferromanganeso trayectorias largas que tienen tiempos más largos para el proceso de fusión, mientras que las adiciones ligeras de aluminio y ferrosilicio tienden a flotar fuera del baño por lo que tiene menos disponibilidad dentro de la masa fundida. Mención especial merece el comportamiento de ferroniobio que es más denso que el acero líquido. Como se ve en la figura 27 d), este produce ferroaleaciones MRT de largo y en este nivel del baño se puede predecir que la partícula tiene la oportunidad de ser eficiente en la fusión.

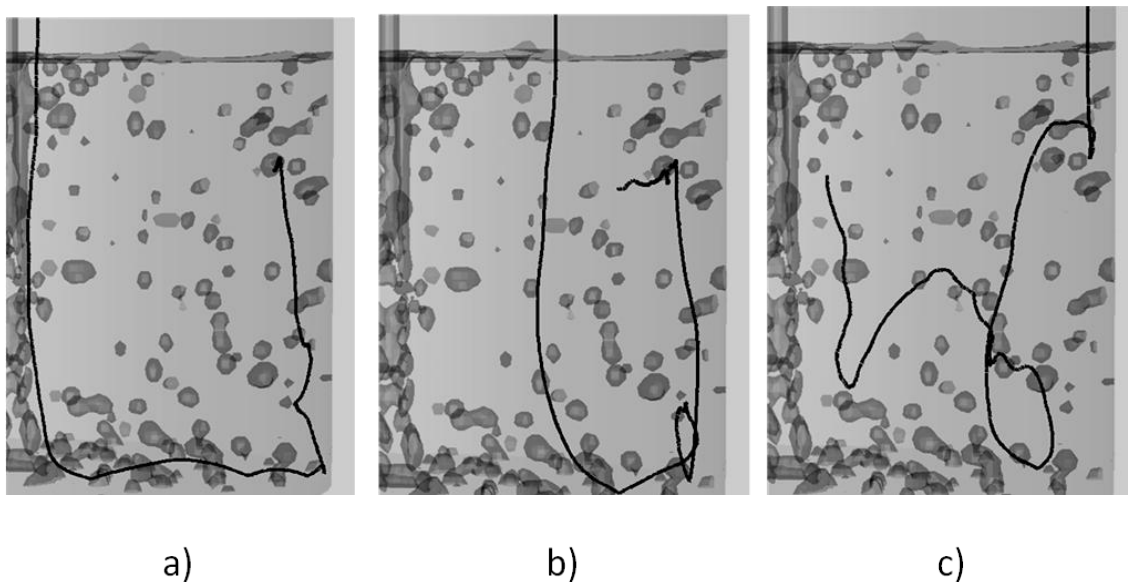


Figura 28 La posición de caída de partículas ferro-niobio con diámetro de 5 cm a 50 toneladas a) Cerca del chorro, MRT 14,1 s, b) En el punto medio, MRT 18,2 s; c) Cerca de la pared de la olla, MRT 20,5 s.

En la disponibilidad del ferro-niobio para interactuar con la masa fundida es prácticamente independiente de la posición de caída de estas partículas (diámetro de 5 cm) como puede verse en las figuras 28 a) - c) para cerca del chorro, en el punto medio entre el chorro y la pared de la olla, y cerca de la pared de la olla, respectivamente. Es evidente que en cualquiera de tres casos el ferro-niobio produce trayectorias largas que tienen más posibilidades para los procesos de fusión eficientes con posiciones que caen cerca de la pared de la olla favoreciendo el MRT.

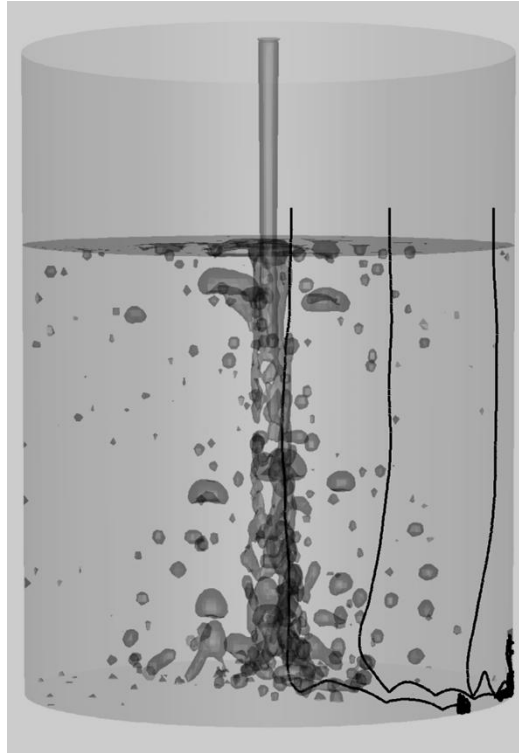


Figura 29 Partícula de 5 cm de diámetro que cae cerca del chorro, en el punto medio entre el chorro y la pared cuchara, y cerca de la pared.

Sin embargo, a niveles más altos de baño, tales como, por ejemplo, 70 toneladas se tiene un resultado diferente como puede verse en las figuras 29, para una partícula ferroniobio de 5 cm de diámetro que cae cerca del chorro, en el punto medio entre el chorro y la pared de la olla, y cerca de la pared, respectivamente. De hecho, en los tres casos las partículas hundidos en el fondo de la olla donde el movimiento es muy débil y permanecen allí durante mucho tiempo. Estas partículas sometidas a las corrientes de convección muy débiles, ya sea natural o forzada, tiene que pasar tiempos muy largos para ser completamente fundida dando lugar a informes inexactos de la química del niobio antes de enviar la olla a la máquina de colada, o incluso a la torreta, que es un hecho común en la fabricación de acero.

#### Efectos de la Posición caída

Ferromanganeso con una densidad neutral es un buen ejemplo para analizar los efectos de la posición de caída. Las figuras 30 a) - c) muestran las trayectorias de las partículas con un diámetro de 5 cm en un nivel del baño de 50 toneladas y las

posiciones que caen incluyendo cerca del chorro de entrada, el punto medio entre el chorro y la pared de la olla y cerca de la pared de la olla, respectivamente. La caída libre cerca de la chorro representa las mejores condiciones para alcanzar una MRT para el ferromanganeso seguido de la posición del punto medio.

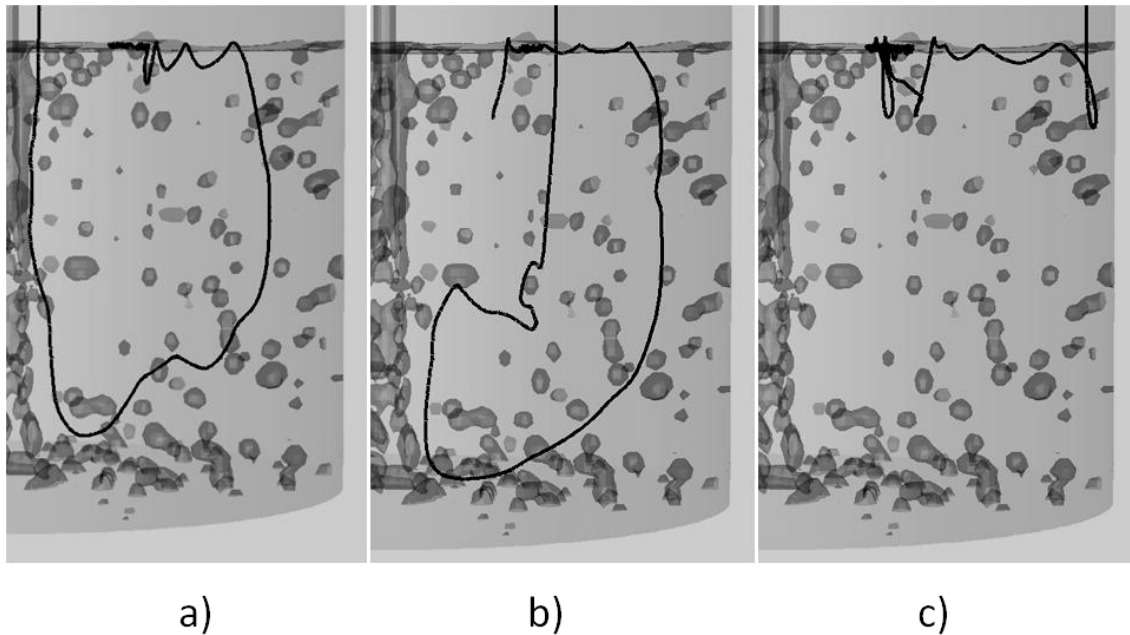


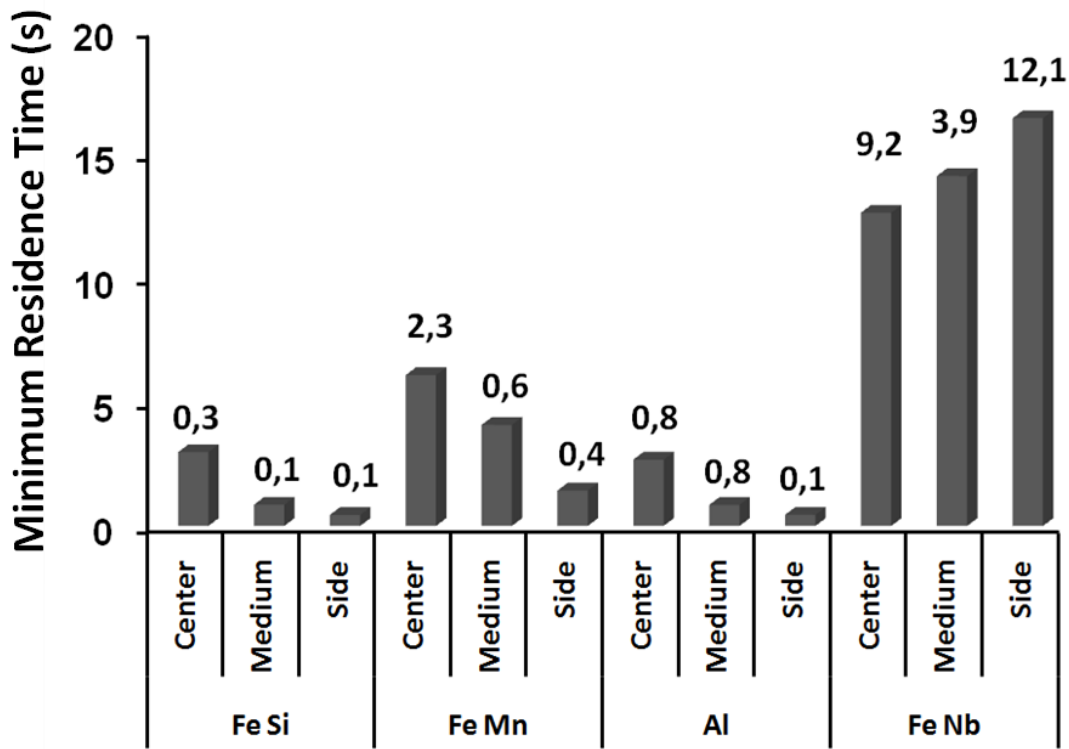
Figura 30 Las trayectorias de las partículas de Fe-Mn con un diámetro de 5 cm a nivel del baño de 50 toneladas y las posiciones de descenso a) Cerca del chorro, MRT 9,4 s, b) en el punto medio, MRT 14,5 s, c) Cerca de la pared, MRT 1,6 s .

No obstante, la posición más cercana a la pared de la olla produce trayectorias irregulares principalmente promovidas por la corriente de acero ascendente a lo largo de la pared como un resultado de la transferencia de energía cinética impartida por la entrada del chorro. Para aleaciones ligeras es claro que la mejor posición caída deberá estar lo más cerca posible del chorro o en el propio chorro donde las fuerzas impulsoras proporcionadas por la entrada del chorro las empujará dentro de la masa fundida.

#### Tiempo mínimo de residencia

Como se definió previamente los tiempos de residencia mínimos (MRT) se refiere a aquellos tiempos mínimos que una partícula permanece en el seno de metal antes de que emerja a la superficie del baño. Esto no quiere decir que una partícula que emerge

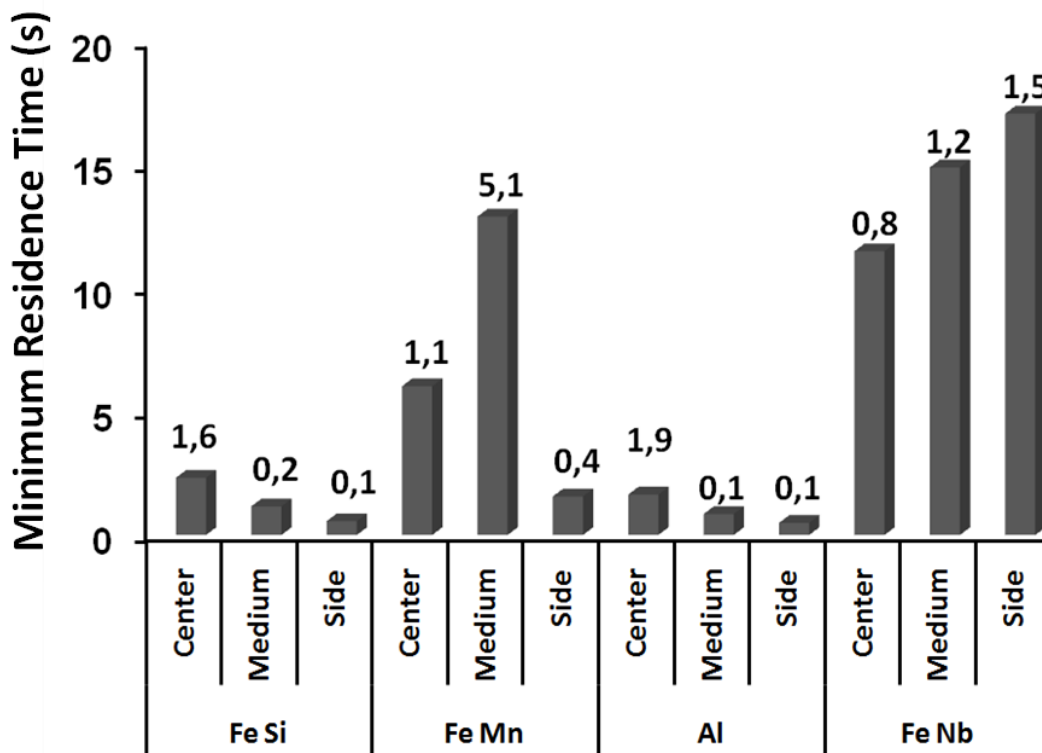
rápidamente del baño, no se representa un proceso de fusión completa, ya que tendrá la oportunidad de reinserción en el baño, pero sin duda el MRT ofrece una medida cualitativa de la disponibilidad de ferroaleaciones para la fusión.



Gráfica 2 Estadísticas de MRT para partículas de 5 cm para un nivel de 30 toneladas en la olla.

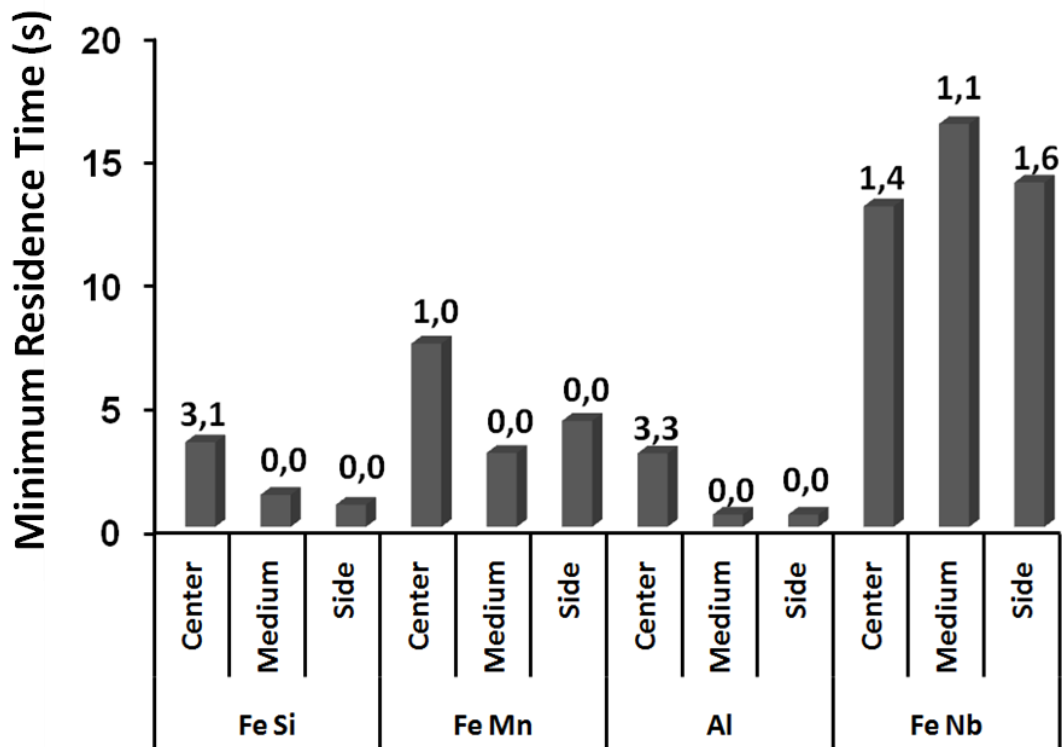
La grafica 2 muestra las estadísticas de MRT para aquellas partículas con diámetros de 5 cm correspondientes a ferrosilicio, aluminio, ferromanganeso, y ferroniobio para un nivel de la olla de 30 toneladas en diferentes posiciones de caída. Cada barra representa el valor medio de la MRT para 100 simulaciones y los números en la parte superior de cada barra corresponden a las desviaciones estándar para cada caso. La dinámica de las adiciones, ferrosilicio y aluminio, tienen tiempos más largos, cuando la posición de la caída está cerca de la entrada del chorro y tiempos muy cortos en cualquier otra posición. Las desviaciones estándar de estos tiempos para las adiciones de baja densidad, son pequeños, lo que significa que los eventos y sus consecuencias sobre el comportamiento dinámico de las partículas en la masa fundida tienen una alta repetitividad (es decir, la independencia del patrón de flujo). El

ferromanganeso tiene largos tiempos de residencia cuando la posición de caída está cerca del chorro, pero es en este lugar es donde la desviación estándar es relativamente grande. Tal comportamiento está de acuerdo con los patrones de flujo cambiantes del régimen turbulento cerca del chorro que induce también cambios inestables en la turbulencia del flujo. Esta condición no es observada en lugares alejados de la entrada del chorro, ya que las desviaciones estándar de los MRT son más pequeñas. Respecto ferroniobio es importante observar que la ubicación cerca de la pared de la olla produce un mayor MRT pero la desviación estándar es también la más grande.



Gráfica 3 Estadísticas de MRT para partículas de 5 cm para un nivel de 50 toneladas en la olla.

La grafica 3 muestra el MRT correspondiente a un nivel del baño de 50 toneladas, donde se ve que las adiciones ligeras producen más largos tiempos, cuando la posición de caída está cerca del chorro.



Gráfica 4 Estadísticas de MRT para partículas de 5 cm para un nivel de 70 toneladas en la olla.

En el caso de ferromanganeso permite MRT más largos cuando la posición de caída es el punto medio entre el chorro y la pared de la olla. Comparando estos resultados con los de la grafica 3 y la grafica 4, para un nivel de acero de 50 toneladas y 70 ton respectivamente, es evidente que un nivel de 50 toneladas permite MRT mayores para el ferromanganeso especialmente cuando la posición de caída es el punto medio, aunque, la desviación estándar es grande. Adiciones como ferroniobio se observan las condiciones ideales para su incorporación durante el llenado en un nivel de 50 toneladas, donde los MRT y las desviaciones estándar son grandes, por lo cual la repetitividad es pequeña. El comportamiento dinámico de las partículas ferroniobio a un nivel de acero de 70 toneladas, ver grafica 4, se obtiene también MRT grande sin embargo, como se señaló anteriormente, éstas no son necesariamente buenas condiciones porque las partículas permanecen en la parte inferior de la olla donde las corrientes de convección son muy pequeñas, por lo que pueden conducir a tiempos de fusión más largos. En el caso de ferromanganeso, en este tonelaje, la mayor MRT se

observa cuando la posición de caída está cerca del chorro y la repetitividad de los acontecimientos adiciones es alta, puesto que las desviaciones estándar son pequeñas. Para adiciones de baja densidad, Al y ferrosilicio, la ubicación más recomendable es que caiga cerca del chorro, sin embargo, la alta turbulencia de ese lugar provoca desviaciones estándar relativamente grandes. Por lo tanto, la disponibilidad de agregados de baja densidad en el seno del baño es muy variable, es decir, algunas veces grandes MRT y otras veces los MRT son cortos.

La adición de adiciones de baja densidad, siempre que sea posible debe llevarse a cabo cerca o justo en el chorro para conseguir un largo MRT, las trayectorias de las partículas grandes y este efecto se verán favorecidos con niveles altos de acero en la olla. Otros lugares que los que caen darán lugar, en general, a muy corto MRT y partículas que emergen rápidamente con menores efectos del tamaño de partícula y que resulta en una baja eficiencia de aleación. Por lo tanto, la dinámica de las partículas de ferrosilicio y aluminio son muy similares. Desde un punto de vista práctico, se puede decir que MRT de adiciones ligeras en el baño de acero es independiente de los patrones de flujo de fluido en la olla con la excepción de la zona de entrada del chorro. Incluso, si el material fundido en la olla están estancadas adiciones ligeras, se muestran los comportamientos similares a los descritos aquí siempre que la adición se hizo fuera de la influencia del chorro. Naturalmente, con las adiciones más densas flujo de fluidos juega un papel más importante de la disponibilidad de las aleaciones, como se discute a continuación.

Para las partículas con densidades relativas neutras tales como ferromanganeso la mejor posición es el punto medio entre el chorro y la pared en una olla de colada a nivel de 50 toneladas y esto es debido a los efectos de arrastre sobre estas partículas ejercidas por el flujo de recirculación de la masa fundida. Cuando la posición de caída está situada cerca de la pared de la olla el MRT se reduce considerablemente y la desviación estándar aumenta el sentido de que a veces estas partículas se sumergen en el baño y en algunas otras veces salen relativamente rápido todo dependiendo de la estructura de flujo de fluido instantánea. La adición de ferromanganeso alcanza la máxima MRT a niveles de acero de 50 toneladas con una posición que cae entre el

centro del chorro y la pared. En el plano de acero de 30 toneladas de ferromanganeso de la MRT es más larga en una posición cercana a la caída del chorro y mejora cuando el nivel del acero es 70 toneladas. La misma tendencia se observa cuando la posición de caída está cerca de la pared. MRT de partículas con densidad similar al acero son entonces dependiente del patrón de flujo de fluido instantáneo y el mejor nivel de acero para la aleación eficiente se encuentra a nivel de aproximadamente el 70% del tonelaje total de acero en la olla.

Ferroaleaciones más densas que el acero como el Fe-Nb, tienen el mayor MRT y la eficiencia de aleación es independiente del nivel de llenado en la olla. Sin embargo, cerca de un nivel de llenado completo de la olla las adiciones densas se hunden en el fondo de la olla estancándose en las regiones inferiores y a la orilla. El nivel de acero más recomendable para estas adiciones sería de alrededor de 60% del tonelaje total de acero cuando la masa fundida se ha desoxidado y corrientes de masa fundida no las llevan a regiones de estancamiento.

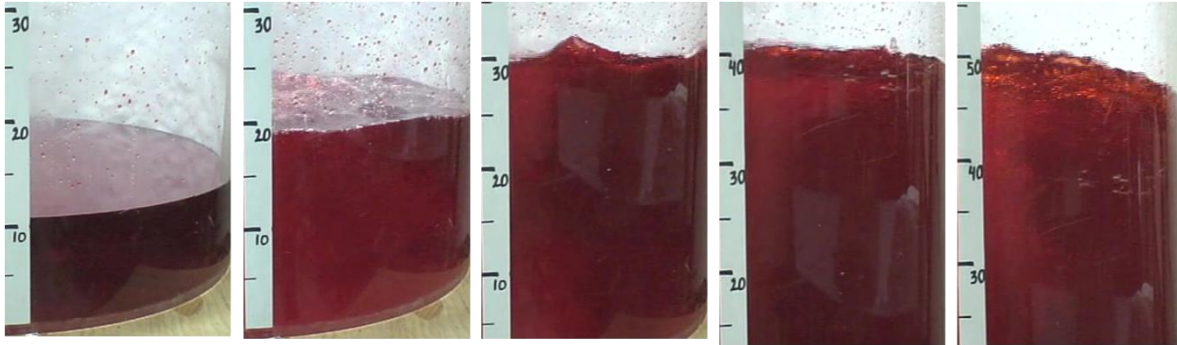
Llevar a los aspectos metalúrgicos ahora se puede decir que un procedimiento recomendable e ideal para aprovechar de aluminio, para los aceros de bajo carbono, incluso para los de ultra aceros bajos en carbono, sería el siguiente:

- Un chorro compacto, se asegura con buenas condiciones de la superficie de la boquilla de HAE y evitar el arrastre de escoria.
- Iniciar el drenado y la adición de coque para fines de pre-desoxidación que forman un colchón de acero. Añadir, simultáneamente cualquier escoria sintética si se indica mediante la práctica metalúrgica.
- Hacer todas las adiciones necesarias de aluminio y otras aleaciones de baja densidad, en la olla muy cerca o incluso en la entrada del chorro, necesario para desoxidar el baño antes de que el tonelaje de acero llegue a un tercio del tonelaje total.
- En el 60-70% del tonelaje total que la adición de ferroaleaciones de ferromanganeso y otros densos en las posiciones ubicadas en el centro entre el chorro y la pared de la olla. En este paso ya está de acero desoxidado y los patrones de flujo del baño son los más adecuados para garantizar grandes de MRT.



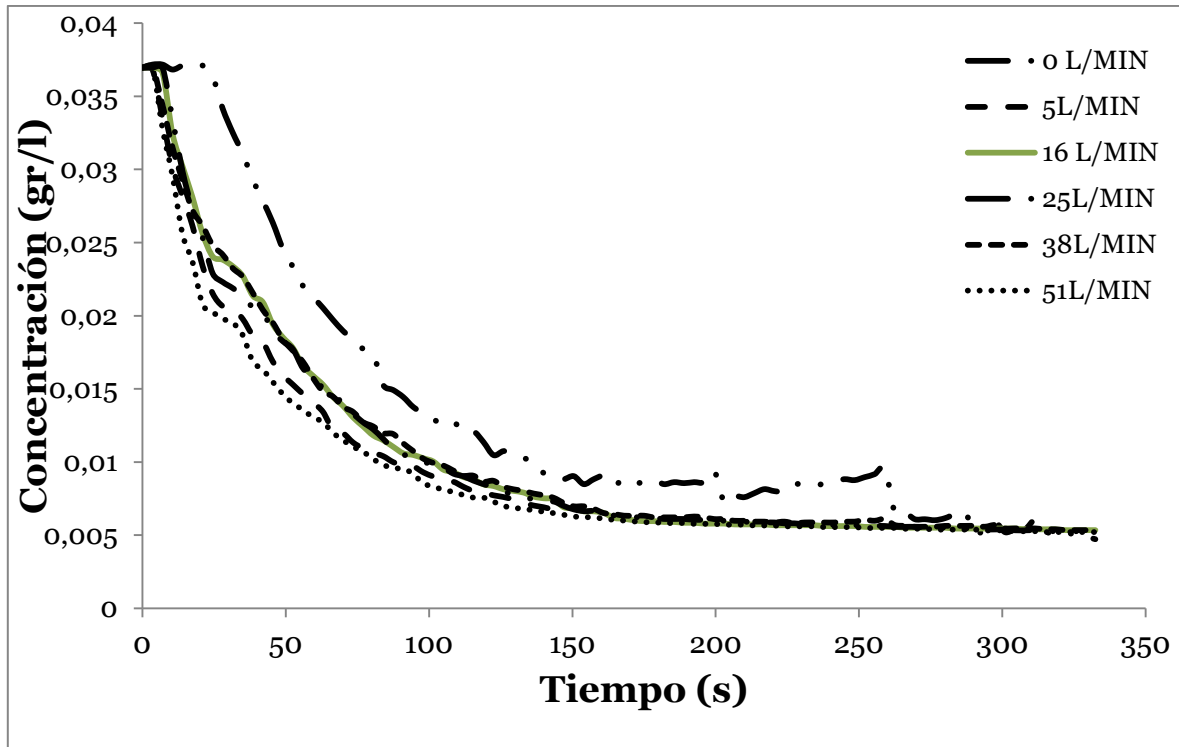
### Tiempos de mezclado

El experimento consistió en un modelo de la olla a escala a 1/3 basado en los criterios de Froude, en donde fue medido con un colorímetro el cambio de la concentración a medida que se llena la olla. El flujo de agua en el modelo fue de 140 l/min y el flujo de aire es mostrado en la tabla 3. La concentración inicial de la experimentación es 0.037 gr/l y la final es 0.005 gr/l.



**Figura 31 Intensidad del color a distintos niveles de llenado.**

El cambio en la intensidad del color se puede apreciar en la figura 31 que muestra las fotografías a distintos niveles de llenado desde el volumen equivalente a 10, 20, 30, 40 y 50 ton respectivamente.



Gráfica 5 tiempos de mezclado al 95% de la concentración final.

Los valores de la concentración medida a partir del colorímetro se pueden apreciar en la grafica 5. El tiempo de mezclado es medido hasta alcanzar el 95% de la homogenización del la concentración final. En los resultados de la experimentación no se muestra un cambio significativo en el tiempo de mezclado si se aumenta el flujo de Argón. En la grafica se muestra que al aumentar el flujo de aire inyectado desde 5 hasta 51 l/min el cambio en el tiempo de mezclado oscila entre 120 y 150 segundos. La variación de la grafica de 0 l/min se debe a un retraso mostrado al inicio de la misma y representa el tiempo que tardo en estar en contacto el agua proveniente el chorro hasta estar en contacto con el colorímetro. Sin embargo el comportamiento es muy similar después de ese retraso a las otras graficas. Podemos omitir comparar esta grafica debido a las condiciones experimentales.

## 6. Conclusiones

Un modelo de fluidos numéricos de flujo multifásico para estudiar la dinámica de las adiciones de aleación de acero durante las operaciones de llenado de la olla ha sido desarrollado y de sus resultados a las siguientes conclusiones se pueden extraer:

(1) Los patrones de flujo de acero durante las operaciones de llenado de la olla sufre cambios radicales con el nivel de acero en la olla. Estos cambios de los patrones de flujo tienen fuertes efectos sobre las adiciones neutrales y densas para el acero.

(2) En los niveles bajos de acero, el arrastre de aire induce pequeñas burbujas que se arrastran en la masa fundida y se distribuyen homogéneamente proporcionando grandes áreas de interfase aire-acero fundido, con el tiempo, una mayor absorción de nitrógeno y oxígeno. En el nivel de acero alto, cerca del final del llenado, las burbujas de aire arrastradas son más grandes, se concentró en el chorro y con pequeñas áreas interfaciales. Esperando que, en estas circunstancias, disminuya las tasas de absorción de oxígeno y nitrógeno.

(3) Los tiempos mínimos de permanencia en el baño de las adiciones con baja densidad en el baño de acero son prácticamente independientes de las condiciones de de arrastre comparadas con las fuerzas de flotación, que son tan grandes que saldrán rápido del baño. No obstante, la posición más recomendable para la adición es lo más cerca posible a la entrada del chorro.

(4) Las adiciones con densidad neutrales son muy dependientes de la turbulencia del flujo instantáneo en el baño. La mayoría de las condiciones apropiadas indican un nivel del baño de aproximadamente 60% del nivel máximo en la posición intermedia entre el chorro y la pared de la olla.

(5) Las adiciones mas densas que el acero requieren niveles relativamente bajos de acero en la olla. Sin embargo, a un nivel de acero de aproximadamente 60% el tiempo de residencia mínimo se hace independiente de la posición de caída.

(6) Al aumentar el flujo de Argón inyectado desde 80 hasta 600 l/min, el cambio en el tiempo de mezclado no es significativo.

## 7. Bibliografía.

1. *Modelación matemática del mezclado en hornos cucharas*. **M. A. Ramírez-Argáez, J. Tapia, J. Espinoza, y E. Alcantar**. 2006, Revista de metalurgia, págs. 56-75.
2. *State of the Art in Evaluation and Control of Steel Cleanliness*. **Zhang, Liefeng y Brian G., Thomas**. 2003, ISIJ Internacional, págs. 280-281.
3. *CFD analysis of the turbulent flow in ladles and the alloying process during tapping of steel furnaces*. **Laux, H., Johansen, S.T., Berg, H., Klevan, O.S.** 2000, Scandinavian journal of metallurgy, págs. 71-80.
4. *Fluid Flow in Filling Ladles*. **Salcudean, Martha y Roderick, I. L Guthrie**. Montreal Canada : Metallurgical Transactions B, 1978. ISSN 0360-2141/78/0612-0181\$00.75/0.
5. *Contacting Problems Associated with Aluminium and Ferro-Alloy Additions in Steelmaking-Hydrodynamic Aspects*. **Guthrie, R.I.L, Clift, R y Henein, H.** Quebec : Metallurgical Transactions B, 1974, Vol. 6B, págs. 321-329.
6. *Numerical analysis on the similarity between steel ladles and hot water models regarding natural convection phenomena*. **Yuhua, Pan y Bo, Björkman**. 2002, ISIJ Internacional , págs. 53-62.
7. **Fluent Inc.** User's Guide. 2005. Vol. Capitulo 20 y 22.
8. *A Volume of Fluid (VOF) Method for the Simulation of Metallurgical Flows*. **Peter, Liovic, Jong, Liow y Murray, Rudman**. 3, Victoria Australia : ISIJ International, 2000, Vol. 41, págs. 225-233. .
9. *Mathematicall model for nitrogen cotrol in OSM*. **D. A., Goldstein y R. J., Fruehan**. Pittsburgh, EUA : Steelmaking conference proceedings, 1998.
10. *CFD Modeling of nitrogen dissolution into a steel bath during gas purging*. **Pitkälä, Jyrki y Jiliang, Xia**. Melbourne, Australia : s.n., 1999.
11. *Fundamentals an practice for producin low nitrogen steels*. **R.J.Fruehan**. 1996, ISIJ Internacional, págs. S58-S61.

12. *Multiphase flow modeling of metallurgical flows*. **Stein, Johasen Tore**. 2002, Experimental Thermal and Fluid Science, págs. 739-745.
13. *Investigation of Fluid Flow and Steel Cleanliness*. **Subo, Yang, y otros**. 2007, The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International.
14. *Finite element modelling of turbulent fluid flow and heat transfer in continuous casting*. **Thomas, Brian G. y Fady, Najjar**. 1991, Applied Mathematical Modelling, págs. 226-243.
15. *Types of continuous casters and the quality of continuous-cast slabs for obtaining rolled products for crucial applications*. **V. A. Sinel'nikov, V. Ya. Genkin, A. V. Leites**. 2005, Metallurgist, págs. 9-10.
16. *Finite element modelling of turbulent fluid flow and heat transfer in continuous casting*.
17. *Controllin of the nitrogen content during EAF*. **J, Siwka, W, Derda y CZ, Nowosielski**. 2, 2008, Vol. 53.
18. *Hydrogen and Nitrogen Control in Ladle and Casting Operations*. **J, Fruehan y Siddhartha, Mirsa**. Pittsburgh : s.n., 2005.
19. *Application of the Revised Wilcox (1998) k-w Turbulence Model To a jet in Co-Flow*. **Morgans, R.C., y otros**. Australia : CSIRO, 1999.
20. **Esaka, Hisao**. Continuous casting of steels. [aut. libro] B.cantor y K. O'Reilly. *Solidification and casting*. Philadelphia, USA : Institute de Physics Publishing, 2003.
21. *Mathematical model of Metallurgical Procsses*. Melbourne, Australia : Thrid International Conferencia on CFD in minerals and process industries , 2003.
22. *Mixing Evaluation in the RH Process Using Mathematical Modelling*. **Satish Kumar, AJMANI, y otros**. 1, Jamshedpur, India. : ISIJ Internacional, 2004, Vol. 44.
23. *Motions of alloying additions in CAS steelmaking operations*. **Mazumdar, D. y Gutrhie, R. I. L.** pp 649, India : Metallurgical Transactions B, 1993, Vol. 24B.

24. *Mixing time and fluid flow phenomena in liquids of varying kinematic viscosities agitated by bottom gas injection.* **Manabu, Iguchi, Kei-Ichi, Nakamura y Ryoji, Tsujino.** pp 569, Osaka, Japan : Metallurgical and Materials Transactions B, 1998, Vol. 29 B.
25. *Numerical Investigation on Role of Bottom Gas Stirring in Controlling Thermal Stratification in Steel Ladles.* **Suvankar, Ganguly y Suman, Chakraborty.** No. 3, Jamshedpur, India. : Jamshedpur, 831007, India., 2004, Vols. Vol. 44., 1347-5460.
26. **Clayton, Crowe, Martin, Sommerfeld y Yutaka, Tsuji.** Particle fluid interaction . *Multiphase flows with droplets and particles* . United States of America : CRC Press, 1998.
27. *The numerical computation of turbulent flows.* **Spalding, B. E. Launder and D. B. 2,** London : Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1973, Vol. 3, págs. 269-289.
28. **Julian, Szekely.** *Fenómenos de flujo de fluidos en procesamiento de metales.* Mexico D. F. : Limusa S. A., 1988.
29. *A 3D unsplit-advection volume tracking algorithm with planarity-preserving interface reconstruction.* **Petar, Liovic y Murray, Rudman.** doi:10.1016/j.compfluid.2005.09.003, USA : Scdsience Direct "Computers and fluids, 2006, Vols. 35, 1011-1032. 0045-7930.
30. *Phisical and matematical modelling of gas stirred ladle system.* **Mazumdar, Dipak y Guthrie, Roderick.** 1, Kanpur India : ISIJ International, 1995, Vol. 35, págs. 1-20.
31. *An assessment of a two phase calculation procedure for hydrodynamic modelling of submerged gas injection in ladles.* **Mazumdar, Dipak y Guthrie, Roderick.** 5, Montreal, Canada : ISIJ International, 1994, Vol. 34, págs. 384-392.
32. *Transient Flows in Gas Stirred Vessels during Initial and Post Gas Injection Periods.* **Mazumdar, D. y Seybert, C.** 1, Kanpur India : ISIJ International, 2003, Vol. 43, págs. 132-134.

33. *The rate of nitrogen desorption from liquid iron by blowing argon gas under the condition of non-inductive stirring*. 3, Fukuoka-ken, Japan. : ISIJ International, 1999, Vol. 39, págs. 219-228.
34. *Effects of surface flow control on fluid flow phenomena and mixing time in a bottom blown bath*. **Manabu, Iguchi y Ryoji, Tsujino**. Hokkaido, Japan : Metallurgical and materials transactions B, 1999, Vol. 30B, págs. 631-637.
35. **Gaskell, David**. *Turbulent Flow. And introduction to transport phenomena in materials engineering*. Ontario Canada : Maxwell Macmillan International, 1992.
36. **Schetz, Joseph**. *Introduction to viscous flows. Foundations of boundary layer theory*. New Jersey : Pentrice hall.
37. *Three dimensional turbulent fluid flow and heat transfer mathematical model for the analysis of a continuous slab caster*. **Ajmani, M. R. I. y Shamsi, S. K.** 3, Jamshedpur, India. : ISIJ Internacional, 2007, ISIJ International, Vol. 47, Vol. 47, págs. 433-442.
38. *A study of spouts on bath surfaces from gas bubbling Part. Experimental Investigation*. **Irons, G. A. y Krishnapisharody, K.** Hamilton Canada : Metallurgical and Materials Transactions B, 2007, Vol. 38B, págs. 367-375. DOI: 10.1007/s11663-007-9024-7.
39. *Effects of surface flow control on fluid flow phenomena and mixing time in a bottom blown bath*. **Iguchi, Manabu, y otros**. Osaka Japan : s.n., 1998, Vol. 30B, págs. 631-637.
40. *Coupled dpm and vof model for analyses of gas stirred ladles at higher gas rates*. **Jan Erik, Olsen y Schalk, Cloete**. Melbourne, Australia : Seventh International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries, 2009.
41. *Motions of alloy additions during furnace tapping in steelmaking processing operations*. **Tanaka, M., Mazumdar, D. y Guthrie, R.i.L.** Japan : Matallurgical Transaction B, 1993, Vol. 24B, págs. 639-648.