



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas



Sección de Estudios de Posgrado e Investigación

Departamento de Ingeniería Metalúrgica

**“INTERACCIÓN ENTRE LA DINÁMICA DEL FLUJO
DEL ACERO EN UN DISTRIBUIDOR DE 6 LÍNEAS
Y LA TERMODINÁMICA DE SUPERFICIES EN EL
SISTEMA METAL-ESCORIA-INCLUSIÓN”**

T E S I S

**QUE PARA OBTENER EL GRADO DE
DOCTOR EN CIENCIAS EN METALURGIA Y MATERIALES**

Presenta:

M. en C. Aarón Espino Zárate

Director de Tesis:

Dr. Rodolfo Morales Dávila

México, D.F., Octubre 2010



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

SIP-14

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México, D. F. siendo las 13:00 horas del día 27 del mes de Septiembre del 2010 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de ESIQUIE para examinar la tesis titulada: INTERACCIÓN ENTRE LA DINÁMICA DEL FLUJO DEL ACERO EN UN DISTRIBUIDOR DE 6 LÍNEAS Y LA TERMODINÁMICA DE SUPERFICIES EN EL SISTEMA METAL-ESCORIA-INCLUSIÓN

Presentada por el alumno:

ESPINO

Apellido paterno

ZÁRATE

Apellido materno

AARÓN

Nombre(s)

Con registro:

B	0	7	1	3	2	1
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

DOCTOR EN CIENCIAS EN METALURGIA Y MATERIALES


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

LA COMISIÓN REVISORA

Director de tesis


 DR. CLEMENTE RODOLFO MORALES DÁVILA

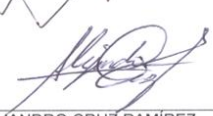

 DR. JOSÉ FEDERICO CHÁVEZ ALCALÁ


 DRA. LUCÍA TÉLLEZ JURADO




 DR. JESÚS GILBERTO GODÍNEZ SALCEDO


 DR. ADÁN RAMÍREZ LÓPEZ


 DR. ALEJANDRO CRUZ RAMÍREZ

EL PRESIDENTE DEL COLEGIO


 DR. JOSÉ JAVIER CASTRO ARELLANO



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO
CARTA CESIÓN DE DERECHOS

En la ciudad de México, D.F., el día 05 del mes Octubre del año 2010, el (la) que suscribe Aarón Espino Zárate alumno (a) del Programa de Doctorado en Ciencias en Metalurgia y Materiales con número de registro B071321, adscrito a la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación, manifiesta que es autor (a) intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección del (a) Dr. C. Rodolfo Morales Dávila y cede los derechos del trabajo intitulado "INTERACCIÓN ENTRE LA DINÁMICA DEL FLUJO DEL ACERO EN UN DISTRIBUIDOR DE 6 LÍNEAS Y LA TERMODINÁMICA DE SUPERFICIES EN EL SISTEMA METAL-ESCORIA-INCLUSIÓN", 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 espinoaa@yahoo.com.mx . Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

M. en C. Aarón Espino Zárate

Nombre y firma

Índice

Resumen	I
Abstract	II
Lista de Tablas	III
Lista de Figuras	IV
Nomenclatura	VII
1 Introducción	1
1.1 Justificación	3
1.2 Objetivos	4
1.3 Metas	4
2 Antecedentes	5
3 Metodología Experimental y Modelo Matemático	17
3.1 Modelación física	17
3.1.1 Diseño de modelos físicos empleando el criterio de similitud de Froude	17
3.1.2 Experimentación	20
3.1.3 Cálculo de curvas de Distribución del Tiempo de Residencia (DTR)	24
3.1.4 Cálculo de curvas de Distribución de Edades Internas (DEI) y Función Intensidad (FI)	25
3.2 Simulación matemática	27
3.2.1 La técnica Dinámica de Fluido Computacional (CFD)	27
3.2.1.1 Pre-procesamiento	27
3.2.1.2 Procesamiento	28
3.2.1.2.1 Ecuaciones de Navier- Stokes	28
3.2.1.2.2 Modelo de turbulencia $k - \varepsilon$	29
3.2.1.2.3 Ecuación de transferencia de masa	30
3.2.1.2.4 Condiciones límite	30
3.2.1.3 Pos-procesamiento	31
3.2.2 Representación del procedimiento matemático	31

3.3 Modelo matemático del comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria.	32
3.3.1 Consideraciones	33
3.3.2 Ecuación general	34
3.3.3 Transporte de la inclusión sin la película de acero	34
3.3.4 Transporte de la inclusión con la película de acero	36
3.3.5 Tipos de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria	39
3.4 Distribuidor de colada continua en estudio	41
4 Discusión de Resultados	43
4.1 Patrones de mezclado del trazador	43
4.2 Validación del modelo matemático	44
4.3 Mecanismos de transferencia de momento	46
4.4 Curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) y función intensidad (FI)	52
4.5 El papel del movimiento de los remolinos en las características de flujo	62
4.6 Programas de cómputo para el desplazamiento de la inclusión en el sistema metal-escoria	64
4.7 Estudio paramétrico	65
4.8 Comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria	69
4.9 Determinación de los valores óptimos de las tensiones interfaciales	80
4.10 Posibles lugares en la interface metal-escoria en donde se pueden absorber las inclusiones	83
4.11 Análisis dimensional	86
5 Conclusiones	92
6 Bibliografía	94
Apéndice A	104
Apéndice B	107
Productividad de la investigación científica	111

Resumen

El flujo en un distribuidor de seis líneas de colada, usando inhibidores de la turbulencia (IT), fue caracterizado usando en la entrada un colorante inyectado y de simulaciones matemáticas. Se encontró que controlando la turbulencia se logran altas fracciones del fluido bajo patrones de flujo pistón, el parámetro clave para diseñar IT es la disipación de energía cinética. Los diseños de IT que inducen gradientes abruptos de la disipación son menos eficientes como controladores del flujo que esos diseños que producen el gradiente de disipación es más prolongado desde la parte inferior del inhibidor hacia el seno del flujo. Una relación directa entre la disipación de la energía cinética y la aceleración lineal de los remolinos turbulentos más pequeños en el flujo fue establecido a través del análisis dimensional. El inhibidor con las aceleraciones lineales más altas de los remolinos en la subcapa viscosa en la escala de Kolmogorov, para un flujo líquido dado, produce el mejor control de flujo.

Así como también, la separación de inclusiones no-metálico del acero en el distribuidor es muy importante para la producción de acero limpio. Por lo tanto, se realizó un estudio teórico de la separación de las inclusiones sólidas (alúmina), en la interface metal-escoria con las condiciones de operación del distribuidor. El modelo teórico se basa en la ecuación de movimiento con las siguientes fuerzas que actúan en una inclusión mientras que intenta cruzar la interface entre el metal y la escoria; de flotación, de adición de masa, de rebote y de arrastre. Un estudio paramétrico fue llevado a cabo para demostrar cual parámetro en el modelo tiene mayor influencia en el desplazamiento de la inclusión. Los resultados demostraron que las tensiones interfaciales (σ_{IM} , σ_{IS} , σ_{MS}) tienen la mayor influencia en el desplazamiento. También se concluye que la mojabilidad total debe ser positiva para obtener las condiciones más favorables para la transferencia de la inclusión en la interface metal-escoria.

Por último, se realizó un análisis dimensional de las principales variables que intervienen en un distribuidor de colada continua y se obtuvieron los Números de Froude y Reynolds; además, una ecuación monomial que proporciona la razón de la inmersión de la buza con respecto a la altura del inhibidor de turbulencia como una función del Número de Reynolds de la buza y los Números de Froude de la buza y el inhibidor, respectivamente.

Abstract

Flow in a six-strand billet tundish, using turbulence inhibitors (TIs), was characterized using inputs of a pulsed tracer and mathematical simulations. It was found that to control turbulence attaining high fluid fractions under plug flow patterns, the key parameter for designing TIs is the dissipation rate of kinetic energy. TI designs that induce steep dissipation gradients are less efficient as flow controllers than those designs that yield more prolonged dissipation gradients from the inhibitor bottom to the bulk flow. A direct relationship between the dissipation of kinetic energy and the linear acceleration of the smallest turbulent eddies in the flow was established through dimensional analysis. The inhibitor with the highest linear accelerations of eddies in the viscous sublayer at the Kolmogorov scale, for a given liquid flow rate, yields the better flow control.

As well as, the separation of non-metallic inclusions from the steel to the slag phase in the tundish is very important to the production of clean steel. Has been carried out a theoretical study of the separation of solid inclusions (alumina), at the steel–slag interface with the conditions of operation of the tundish. The theoretical model is based on the equation of motion with the following forces acting on an inclusion as it tries to cross the interface between the metal and the slag; buoyant, added mass, rebound and drag force. A parametric study was carried out in order to clarify which of the parameters in the model that had the largest influence on the inclusion displacement. The results showed that the interfacial tensions (σ_{IM} , σ_{IS} , σ_{MS}) have the largest influence on the displacement. It was also concluded that the overall wettability should be positive to obtain the most favorable conditions for inclusion transfer at the steel–slag interface.

Finally, a dimensional analysis the main variables that take place in a tundish was carried out and where the Numbers Froude and Reynolds were obtained; in addition, a monomial equation that provides the ratio of the penetration nozzle with the height of turbulence inhibitor as a function of the nozzle Reynolds number and the Froude numbers of the nozzle and inhibitor itself.

Lista de Tablas

Tabla 3.1.	Propiedades del agua (293 K) y del acero líquido (1873 K).	17
Tabla 3.2.	Condiciones de operación experimentales utilizadas en el modelo con agua.	21
Tabla 3.3.	Relaciones entre las funciones de distribución de edades.	27
Tabla 4.1.	Comparación de los valores obtenidos entre la modelación física y la simulación matemática con respecto a los volúmenes en el distribuidor.	45
Tabla 4.2.	Curvas de distribución de tiempos de residencia parciales para cada línea de colada.	59
Tabla 4.3.	Propiedades de los materiales del metal, inclusión y escoria.	66
Tabla 4.4.	Desplazamiento de la inclusión de diámetro de 20 μm .	67
Tabla 4.5.	Desplazamiento de la inclusión de diámetro de 100 μm .	68
Tabla 4.6.	Combinaciones posibles que se emplearon para obtener los valores óptimos de las tensiones interfaciales con la finalidad de tener el mejor traslado de la inclusión.	69
Tabla 4.7.	Correlaciones de la tensión interfacial metal-escoria σ_{MS} , en función de las actividades del azufre y oxígeno en el acero.	70
Tabla 4.8.	Tipo de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria.	80
Tabla 4.9.	Variables de proceso.	86
Tabla 4.10.	Matriz dimensional.	87
Tabla 4.11.	Definición de las matrices A y B.	87

Lista de Figuras

Figura 2.1.	Esquema del proceso de colada continua.	7
Figura 2.2.	Fenómenos que ocurren dentro del distribuidor de colada continua.	11
Figura 3.1.	Geometría y dimensiones del distribuidor en el modelo con agua (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal.	20
Figura 3.2.	Equipo experimental utilizado para obtener las curvas de distribución de tiempos de residencia.	21
Figura 3.3.	Geometría y dimensiones del IT-A (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal.	22
Figura 3.4.	Geometría y dimensiones del IT-B (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal.	23
Figura 3.5.	Geometría y dimensiones de los baffles (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal, c) Vista lateral.	24
Figura 3.6.	Algoritmo de trabajo utilizado en la simulación matemática.	31
Figura 3.7.	Diagrama esquemático describiendo el traslado de la inclusión a la escoria con la formación de la película delgada de acero entre la inclusión y la escoria.	32
Figura 3.8.	Diagrama esquemático describiendo el traslado de la inclusión a la escoria sin la formación de la película entre la inclusión y la escoria.	33
Figura 3.9.	Representación esquemática del comportamiento de la inclusión cruzando la interface metal-escoria.	40
Figura 3.10.	Vista superior del distribuidor a escala real.	41
Figura 3.11.	Vista frontal del distribuidor a escala real.	41
Figura 3.12.	Vista lateral del distribuidor a escala real.	42
Figura 4.1.	Patrones de mezclado del trazador.	44
Figura 4.2.	Validación del modelo matemático por la modelación física usando el arreglo IT-B+baffles (Alto flujo): a)-b) Curvas DTR, c)-d) Curvas DEI.	46
Figura 4.3.	Campos de velocidad de los planos longitudinales y transversales con respecto a la buza de alimentación (alto flujo): a)-d) Caso vacío, b)-e) Caso IT-A, c)-f) Caso IT-B+baffles.	47
Figura 4.4.	Disipación turbulenta en alto flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	49

Figura 4.5.	Disipación turbulenta en bajo flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	50
Figura 4.6.	Aceleraciones de remolinos: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.	53
Figura 4.7.	Curvas de distribución de tiempos de residencia en alto flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	54
Figura 4.8.	Módulo de dispersión: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.	56
Figura 4.9.	Volúmenes muerto y pistón: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.	57
Figura 4.10.	Campos de velocidad en un plano longitudinal pasando a través por todas las líneas de colada (alto flujo): a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	58
Figura 4.11.	Curvas función intensidad (alto flujo): a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	60
Figura 4.12.	Curvas función intensidad (bajo flujo): a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.	61
Figura 4.13.	Comparación entre el tiempo mínimo de residencia y la aceleración lineal de los remolinos en la línea de colada interna: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.	63
Figura 4.14.	Comparación entre el módulo de dispersión y la aceleración lineal de los remolinos: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.	64
Figura 4.15.	Variación del desplazamiento de la inclusión con respecto al porcentaje de cambio del parámetro, para inclusiones de 20 μm y 100 μm de diámetro.	68
Figura 4.16.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.200$, $\sigma_{MI} = 0.000$ y $\sigma_{ME} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).	71
Figura 4.17.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.200$, $\sigma_{MI} = 0.929$ y $\sigma_{ME} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).	72
Figura 4.18.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.440$, $\sigma_{MI} = 0.000$ y $\sigma_{ME} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).	73
Figura 4.19.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.440$, $\sigma_{MI} = 0.929$ y $\sigma_{ME} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).	74

Figura 4.20.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.200$, $\sigma_{MI} = 0.000$ y $\sigma_{ME} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).	75
Figura 4.21.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.200$, $\sigma_{MI} = 0.713$ y $\sigma_{ME} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).	76
Figura 4.22.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.440$, $\sigma_{MI} = 0.000$ y $\sigma_{ME} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).	77
Figura 4.23.	Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IE} = 0.440$, $\sigma_{MI} = 0.713$ y $\sigma_{ME} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).	78
Figura 4.24.	Penetración de las inclusiones en la interface metal-escoria en función de la actividad del azufre en el acero.	81
Figura 4.25.	Penetración de las inclusiones en la interface metal-escoria en función de la actividad del oxígeno en el acero.	82
Figura 4.26.	Porcentaje de las zonas en el distribuidor donde la inclusión puede ser adsorbida por la escoria, en alto y bajo flujo, usando el IT-A: a), d) Inclusión de 20 μm ; b), e) Inclusión de 50 μm y c), f) Inclusión de 100 μm .	84
Figura 4.27.	Porcentaje de las zonas en el distribuidor donde la inclusión puede ser adsorbida por la escoria, en alto y bajo flujo, usando el IT-B+baffles: a), d) Inclusión de 20 μm ; b), e) Inclusión de 50 μm y c), f) Inclusión de 100 μm .	85
Figura B.1.	Algoritmo en lenguaje Fortran de la solución del transporte de la inclusión sin la película de acero.	108
Figura B.2.	Algoritmo en lenguaje Fortran de la solución del transporte de la inclusión con la película de acero.	110

Nomenclatura

a_O	Actividad del oxígeno en el acero.
a_S	Actividad del azufre en el acero.
a_η	Aceleración para remolinos pequeños ($m\ s^{-2}$).
a_λ	Aceleración de remolinos con escalas λ ($m\ s^{-2}$).
A	Matriz cuadrada.
B, E, Z, P	Matrices por definir.
$\cos \theta_{IMS}$	Mojabilidad total (adimensional).
C	Concentración ($kg\ m^{-3}$).
C_i	Concentración del trazador en la línea de colada i ($kg\ m^{-3}$).
d	Diámetro (m)
De	Difusividad del remolino ($m^2\ s^{-1}$).
D_{eff}	Difusividad efectiva ($m^2\ s^{-1}$).
D_m	Difusividad molecular ($m^2\ s^{-1}$).
D_n	Inmersión de la buza de alimentación (m).
D_t	Difusividad turbulenta ($m^2\ s^{-1}$).
$E(t)$	Distribución del tiempo de residencia o frecuencia de la distribución de edad (fracción de edades s^{-1}).
E_i	Curva de DTR en la línea de colada i (fracción de edades s^{-1}).
F_b	Fuerza de flotación (N).
F_f	Fuerza de adición de masa (N).
F_d	Fuerza de arrastre (N).
F_r	Fuerza de rebote (N).
g	Aceleración gravitacional ($m\ s^{-2}$).
G	Termino de generación ($m^2\ s^{-2}$).
h	Altura del inhibidor de turbulencia (m).
H	Nivel del agua (m).
I	Matriz identidad.
$I(t)$	Frecuencia de la distribución de edad interna (fracción de edades s^{-1}).

k	Energía cinética turbulenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-2}$).
L	Distancia (m).
m_i	Masa del trazador saliendo a través de la línea de colada i (kg).
M	Masa total del trazador inyectado en el recipiente (kg).
N_d	Número de dimensiones.
N_p	Número de dimensiones independientes.
$N_{q \neq 0}$	Número de q valores.
N_V	Número de variables.
0	Matriz nula.
P	Presión (Pa).
P_F	Presión de la película de acero (Pa).
Pe	Número de Peclet (adimensional).
Q	Flujo volumétrico ($\text{m}^3 \text{s}^{-1}$).
Re_L	Número de Reynolds de la escala integral de longitud (adimensional).
Re_η	Número de Reynolds de la subcapa viscosa (adimensional).
Re_λ	Número de Reynolds con escalas λ (adimensional).
R_I	Radio de la inclusión (m).
S	Grosor de la película de acero (m).
\bar{t}	Tiempo medio de residencia (s).
t	Tiempo (s).
T_η	Periodo del movimiento turbulento para remolinos pequeños (s^{-1}).
T_λ	Periodo del movimiento turbulento para remolinos con escalas λ (s^{-1}).
u	Velocidad (m s^{-1}).
v_λ	Velocidad de remolinos con escalas λ (m s^{-1}).
V	Volumen (m^3).
V_n	Velocidad de colada (m s^{-1}).
Z	Desplazamiento de la inclusión (m).

Símbolos griegos

δ	Área superficial de la película (m^2).
----------	---

η	Escala de la subcapa viscosa o escala de Kolmogorov.
ε	Disipación de la energía cinética turbulenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-3}$).
ΔU	Cambio en la velocidad promedio (m s^{-1}).
$\Lambda(t)$	Función intensidad (fracción de edades s^{-1}).
λ	Escalas.
μ	Coefficiente de viscosidad (Pa s).
μ_{eff}	Viscosidad efectiva (Pa s).
μ_l	Viscosidad laminar (Pa s).
μ_t	Viscosidad turbulenta (Pa s).
ν	Viscosidad cinemática ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$).
ρ	Densidad (kg m^{-3}).
σ^2	Desviación estándar (adimensional).
σ_t	Número de Schmidt turbulento (adimensional).
σ_{MS}	Tensión interfacial metal-escoria (N m^{-1}).
σ_{IM}	Tensión interfacial inclusión-metal (N m^{-1}).
σ_{IS}	Tensión interfacial inclusión-escoria (N m^{-1}).
θ	Tiempo adimensional.
ψ	Función corriente en coordenadas esféricas ($\text{m}^3 \text{s}^{-1}$).

Subfijos

i, j, k	Tres coordenadas cartesianas direcciones x, y, z.
D	Muerto.
P	Pistón.
I	Inclusión.
S	Escoria.
M	Metal.

1 Introducción

En los años recientes, el proceso de colada continua ha logrado un progreso muy significativo en la industria del acero, en donde el acero que se encuentra en estado líquido y pasa a un producto final sólido con dimensiones específicas. Su objetivo es la extracción de calor del acero líquido en un periodo de tiempo corto. Las dificultades que se presentan son: la adaptación de la velocidad de colada a la velocidad de solidificación, además de, establecer las condiciones de enfriamiento y lubricación favorables a la lingotera.

El distribuidor de colada continua, ha sido ampliamente investigado en las últimas décadas, haciendo énfasis en su trascendental importancia de ser un recipiente amortiguador intermedio colocado entre la olla y el molde, y no ser considerado solamente como un dispositivo diseñado para distribuir el acero, sino como un reactor metalúrgico, donde se pueden llevar a cabo operaciones tales como: la refinación del acero, homogeneización térmica, la separación de inclusiones, entre otras ⁽¹⁻⁵⁾. Por lo anterior, los investigadores han realizado trabajos, como: modificaciones en el diseño del distribuidor, su forma y dimensiones, además de introducir el uso de dispositivos modificadores de flujo, tales como represas, presas y mamparas. Estos trabajos tienen la finalidad de mejorar las condiciones de operación del distribuidor para obtener una mayor productividad y calidad del acero ⁽⁶⁻⁸⁾.

El término dispositivo modificador de flujo (DMF), se refiere a un obstáculo físico situado en la trayectoria del acero líquido que se encuentra fluyendo en el interior del distribuidor. El propósito es el de modificar el flujo de fluido, para que el distribuidor pueda cumplir funciones (aparte de sus funciones normales) de tipo metalúrgicas como son: la flotación de inclusiones no metálicas hacia la superficie libre (escoria) del distribuidor y el ajuste de la composición ⁽⁹⁾.

Para disminuir las salpicaduras de acero durante el inicio de la operación de los cambios de olla, el desgaste del refractario en el distribuidor y eliminar al máximo tanto el oxígeno como el nitrógeno del aire circundante en la zona turbulenta formada cerca de la entrada del jet que sale por la buza sumergida (SEN); se emplea un nuevo tipo de dispositivo modificador de flujo mejor conocido como Inhibidor de Turbulencia (IT) ^(10,11). Estos dispositivos son una placa de impacto con

labios en su interior con ángulos rectos o redondeados y de secciones transversales redondas o cuadradas. Al arranque de la secuencia o en el cambio de olla elimina las salpicaduras y durante la colada elimina la turbulencia. El dispositivo obliga al acero a fluir de manera vertical, además redirecciona el flujo y el momento del acero que está entrando al distribuidor; con esto se elimina la turbulencia en la superficie del baño metálico, aumenta el tiempo de residencia del acero en el distribuidor e incrementa el flujo tapón ⁽¹²⁻¹⁶⁾.

Se ha estudiado en la época reciente, el flujo de acero así como los fenómenos de transporte asociados en los distribuidores de colada continua, empleando la combinación de presas con IT ^(4,17) para evitar la turbulencia excesiva y optimizar el flujo dentro del distribuidor. Existe información de algunas investigaciones que probaron con diferentes diámetros de la buza, e inyectaron argón en la salida de la buza, obteniendo resultados aceptables pero no lo suficiente como para desplazar a los DMF ⁽¹⁴⁾.

Cabe mencionar que a mayor número de líneas o salidas en el distribuidor de colada continua, se vuelve más complejo el comportamiento del flujo del fluido dando como resultado diferencias en las calidades del producto. Es muy importante la remoción de inclusiones durante la colada continua de acero y tenerlas asimiladas en la capa de escoria, y para ello existen dos fases de la asimilación de la inclusión en la capa de la escoria: el primero es el acercamiento de la inclusión hacia la interface acero-escoria y el segundo es la interacción entre la inclusión y la interface, las cuales determinan si la inclusión pasa a la capa de la escoria o sigue sumergida parcialmente en el metal líquido. La primera fase es gobernada por el movimiento dinámico del fluido del acero y de la trayectoria de la inclusión, mientras que la segunda fase se relaciona con los fenómenos interfaciales y se asume que la inclusión ha sido llevada ya a la interface por el campo de flujo y que lo alcanza con una velocidad de impacto dado, que es generalmente la velocidad terminal que resulta de la fuerza de flotabilidad y del arrastre dinámico del fluido. Por simplicidad, las reacciones químicas entre la inclusión y la escoria no se estudiarán, porque darían lugar a la deformación y al agotamiento de la partícula y afectarían al potencial químico, que influenciarían a las fuerzas de rebote y de atracción.

1.1 Justificación

La empresa GLOBAL STEEL WIRE S.A., localizada en la ciudad de Santander, España, opera una maquina de colada continua de palanquilla con un distribuidor tipo delta de 6 líneas de colada. Debido a este número de líneas, el flujo del acero en este distribuidor da como resultado diferentes calidades entre las palanquillas internas, intermedias y externas. Las diferencias de calidad, a su vez, están relacionadas con las características del flujo y la distribución de temperaturas dentro del fluido. Además se ha detectado un nivel de inclusiones que son producto de la re-oxidación siendo, algunas de ellas, ricas en magnesita. Como el distribuidor es un recipiente clave para la limpieza del acero se hace necesario estudiar el flujo del acero con la finalidad de elevar la flotabilidad de las inclusiones. Para tal efecto se procederá con un nuevo enfoque usando el concepto de distribución de edades además de la distribución de tiempos de residencia. La ventaja de este método es que da una mayor sensibilidad a los cambios de flujo tapón. El concepto de distribución de edades se aplicará además a la capacidad del distribuidor para transportar la inclusión hacia la escoria para que ésta la absorba y la disuelva. En este último caso se resolverá el Lagrangiano del movimiento de una inclusión en el flujo y su interacción directa con la escoria.

1.2 Objetivos

Los objetivos que se pretenden lograr mediante la realización de este trabajo son:

- Diseñar un sistema que intensifique la flotación de inclusiones hacia la escoria, empleando dispositivos modificadores de flujo en el distribuidor.
- Validación de la relación entre el modelo físico y el modelo matemático en relación al patrón de flujo.
- Resolver el Lagrangiano del movimiento de la inclusión para analizar la dinámica de su absorción y disolución en una escoria determinada.
- Realizar un análisis dimensional tomando en cuenta las principales variables del sistema para encontrar una relación monomial de los productos independientes.

1.3 Metas

- Construir de un modelo físico de agua en material acrílico del distribuidor de colada continua de la empresa GLOBAL STEEL WIRE S.A. a escala 1/3.
- Caracterizar el flujo del fluido dentro del distribuidor utilizando la técnica de análisis de las curvas distribución de edades (DE) y distribución de tiempos de residencia (DTR).
- Evaluar y analizar los diferentes sistemas modificadores de flujo dentro del distribuidor.
- Validar la modelación física con la modelación matemática.
- Análisis termodinámico (fenómenos interfaciales) del sistema metal-escoria- inclusión.

2. Antecedentes

Henry Bessemer, ingeniero inglés, en 1856 inventó un procedimiento para producir acero, el cual consistía que si entraba un poco de aire a un alto horno con hierro candente, se eliminaba hasta el último vestigio de carbón y el hierro se transformaba en *acero*; Bessemer también obtuvo una patente en 1857 para la fundición del metal entre los rodillos contra rotativos y por eso se le considera un precursor o pionero de los actuales procesos de colada continua. Por otra parte, fue hasta 1950 cuando se inventó el proceso de colada continua que se usa cuando se requiere producir perfiles laminados de acero de sección constante y en grandes cantidades ⁽¹⁸⁾. En la actualidad, los metales básicos son producidos por este proceso. En 1992, el 90% del acero producido a nivel mundial fue mediante la colada continua, incluyendo diferentes grados de acero (al carbón, inoxidable y diferentes aleaciones) ⁽¹⁹⁾. En el 2001, se estimó que 500 millones de toneladas de acero, 20 millones de toneladas de aluminio y 1 millón de toneladas de cobre, níquel y otros metales ⁽¹⁵⁾; y en los años 2007, 2008 y 2009 la producción mundial fue de 1351, 1330 y 1220 millones de toneladas de acero, respectivamente ⁽²⁰⁾. En forma global, en la mayoría de los países productores de acero, la producción cayó con la recesión económica internacional, pero se espera un repunte para este año 2010.

A continuación se describe el proceso de colada continua: La chatarra de acero y el mineral son fundidos en un horno (comúnmente son el horno básico al oxígeno (BOF) o el horno de arco eléctrico (HAE)). El acero líquido es vertido del horno a la olla donde es sometido a diferentes procesos metalúrgicos antes de alcanzar la colada continua, por ejemplo el exceso de oxígeno es removido del acero líquido en una cámara de desgasificación y además las etapas de la metalurgia secundaria para lograr la composición correcta del acero. El acero es protegido del aire atmosférico a través de la utilización de una capa de escoria que se encuentra flotando en la superficie de éste.

Pero antes de iniciar una colada, es necesario preparar la máquina. Esta preparación consiste en sellar el molde de cobre por la parte inferior. Para realizar esta operación se introduce por la parte más baja de los rodillos guía una pieza de acero semejante en dimensiones al producto que se va a obtener, esta pieza es llamada barra falsa. Al tener la barra en la parte inferior del molde, se le colocan piezas pequeñas de acero (rebabas, viruta, etc.) que sirven como agentes de

enfriamiento y permiten que el acero que es vaciado al molde, solidifique y se adhiera a la barra falsa, con lo cual será posible ir jalando el producto del molde a través de los rodillos guía.

Una vez preparada la máquina, la olla se coloca en la torreta; la cual a su vez se coloca arriba del distribuidor, éste recibe el acero líquido de la olla por medio de una boquilla cerámica llamada buza de alimentación. Esta buza es utilizada para cubrir al acero del aire cuando se vacía al distribuidor. Una válvula a la salida de la olla controla la velocidad de colada del acero. El acero en el distribuidor es nuevamente cubierto por una capa de escoria para evitar excesivas pérdidas de calor y la re-oxidación del acero por medio del contacto con el aire. El acero líquido que se encuentra en el distribuidor sale de éste a través de una buza sumergida (SEN) hacia los moldes que conforman la máquina.

El molde posee un circuito de refrigeración que extrae rápidamente el calor, de esta manera comienza el proceso de solidificación formándose una capa sólida por las caras externas. La solidificación del acero inicia con el que está en contacto con el molde, y conforme pasa el tiempo, la capa sólida va aumentando hacia el centro. El molde se llena hasta el nivel de operación y para mejorar el proceso de solidificación del producto y evitar que este se adhiera al molde, se hace oscilar a éste con un movimiento oscilatorio senoidal en la dirección del movimiento del producto, se usa además un polvo que se denomina “polvo lubricante” el cual cumple la función de lubricar entre la pared interna del molde y la capa sólida del producto; estas oscilaciones permiten y facilitan el deslizamiento del producto hacia abajo del molde y es conducido por los rodillos que van curvándolo para dejarlo en posición horizontal al terminar el hilo. La velocidad de los rodillos es ajustada para que el material que sale del molde iguale a velocidad con la cual entra el fluido al distribuidor. Durante el paso del producto por los rodillos guía, éste es enfriado por aspersores de agua hasta su completa solidificación ⁽²¹⁾, esto se muestra esquemáticamente en la Figura 2.1.

A la salida de los rodillos guía se encuentran las máquinas de corte (oxiacetileno) para obtener el producto de las longitudes requeridas para procesos posteriores. El producto ya cortado se almacena en el patio para después enviarse a la sección o departamento de laminación correspondiente.

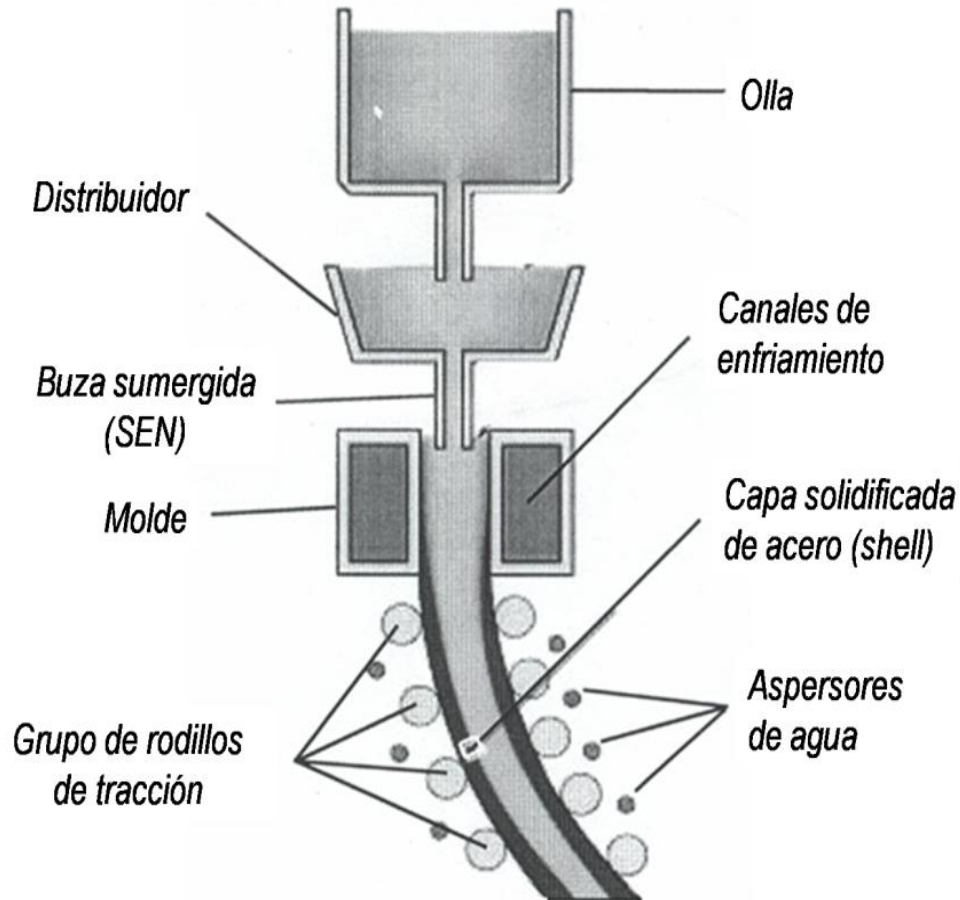


Figura 2.1. Esquema del proceso de colada continua.

En 1988 Alexander McLean ⁽²²⁾ de la universidad de Toronto evaluó el papel del distribuidor de colada continua como una parte crítica del proceso de fabricación de acero, directamente relacionado con la calidad en el producto, como un proceso de refinación continua y como un transmisor de cualidades metalúrgicas. Pasó más de una década antes de que fuesen consideradas sus propuestas básicas del distribuidor y dejara de ser considerado como un recipiente contaminador en el proceso de aceración y pasar así a ser considerado finalmente como un recipiente abastecedor, capaz de refinar el acero.

Con el continuo énfasis en una limpieza mayor del acero, el distribuidor de colada continua tiene una relevancia mayor que en años anteriores. Esto es debido a que ha dejado de ser una etapa transitoria, para constituirse en una parte importante del proceso de fabricación de acero. Así, en los últimos años el distribuidor de colada continua ha evolucionado en un reactor útil para el

refinamiento del acero líquido, teniendo un papel más importante que el de amortiguador y distribuidor del acero líquido, tales como la eliminación de inclusiones del acero, control del sobrecalentamiento y homogenización de partículas y temperatura. Todas estas operaciones han ganado considerable importancia, a tal grado que se habla del desarrollo de un área independiente de la refinación secundaria del acero denominada “metalurgia del distribuidor” (23-27).

Cuando se comenzó a observar el tipo de flujo que presentaba el acero en su recorrido en el distribuidor, se observó que en todos los casos se presentaba un flujo turbulento en el cual las partículas del fluido no permanecen en capas, sino que se mueven en forma heterogénea a través del recipiente, deslizándose sobre otras partículas y chocando unas contra otras al azar, de manera que se produce un rápido mezclado del fluido al ocurrir el flujo, en escalas de longitud que son mucho más grandes que las escalas moleculares en flujo laminar.

El movimiento al azar y los remolinos observados en el flujo turbulento sugieren que las fuerzas de inercia asociadas con la aceleración, y las fuerzas viscosas, inducidas por la acción de la viscosidad, pueden ser importantes. Cuando las fuerzas viscosas son dominantes, el flujo esperado podrá ser laminar. Cuando las fuerzas inerciales son dominantes el flujo podrá ser turbulento.

La turbulencia en el distribuidor es generada cuando el chorro de acero líquido se impacta en el interior del distribuidor. El jet del acero líquido al moverse de la olla al distribuidor adquiere una mayor aceleración conforme se acerca a la salida de la buza de alimentación; la suma de las fuerzas actuando sobre el metal líquido en la dirección vertical es igual a la masa del fluido multiplicado por la aceleración de la gravedad (28).

Al disminuir la energía potencial del fluido esta es compensada por un incremento en la energía cinética la cual es disipada en una forma turbulenta formándose una gran variedad de remolinos. Todo esto envuelve flujos cortantes; sin ellos la turbulencia no podría ser generada o sostenida. Las soluciones de estos flujos han sido definidas en una forma analítica y numérica pero muchos de los parámetros utilizados están basados en correlaciones empíricas. La turbulencia es generada por la interacción de los chorros de fluido que pasan en movimiento unos sobre otros a diferentes velocidades que sería el caso del chorro al caer al distribuidor (29).

Si la turbulencia en el distribuidor no es adecuadamente controlada puede afectar la capacidad del sistema de colada continua para remover inclusiones y puede a veces ser un generador de las mismas. Así mismo, puede causar daños severos al refractario del distribuidor por erosión, ocasionar circuitos corto a la salida del distribuidor y aumentar la probabilidad de que se originen vórtices.

Las condiciones que presentaba el acero líquido en flujo turbulento eran perjudiciales para la calidad del producto final ya que los vórtices ocasionaban que la capa de escoria se abriera y el acero líquido reaccionara con el oxígeno del medio ambiente provocando una re-oxidación del acero, así como el atrapamiento de gas dentro del metal líquido. Al moverse las partículas del metal en forma heterogénea, esto provocaba que unas salieran en una forma más rápida del distribuidor que otras, por lo que algunas eran atrapadas por los diferentes vórtices que se formaban o quedaban atrapadas en las esquinas del distribuidor, lo que ocasionaba pequeños gradientes de temperatura suficientes para dañar la calidad del producto final ⁽³⁰⁾.

Tratando de eliminar la turbulencia en el distribuidor; investigadores como Shing et. al. ⁽¹⁾, Mazumdar et. al. ⁽⁶⁾, Koria et. al. ⁽⁷⁾ y Kaufmann et. al. ⁽³¹⁾, por nombrar algunos, han dedicado sus esfuerzos a la utilización de los dispositivos modificadores de flujo (DMF), como son: presas y represas que además de eliminar turbulencia, re-direccionan el flujo hacia la parte superior ayudando a eliminar las inclusiones. Sin embargo por si solos no pueden controlar la energía del flujo turbulento en la zona del jet ^(1,6,7,31).

Los dispositivos modificadores de flujo utilizados por los investigadores son:

A) Weirs o Represa, este dispositivo se utiliza para controlar la turbulencia que provoca la tobera al entrar el acero, manteniendo el resto de la superficie tranquila. El término represa es utilizado para definir una represa parcial, que cubre por completo el ancho del distribuidor y se extiende hacia abajo del nivel de flujo.

B) Dams o Mampara, el término mampara se refiere a una represa parcial. A diferencia del weir su altura es menor a la del nivel de baño se extiende de abajo hacia arriba. Generalmente se

utiliza en combinación con la represa para obtener mejores resultados. Su función es la de conducir el flujo hacia la escoria.

C) Bafle o Deflector, cubre totalmente la altura del baño y presenta orificios que tienen como finalidad impulsar el acero hacia la escoria con el fin de eliminar una mayor cantidad de inclusiones.

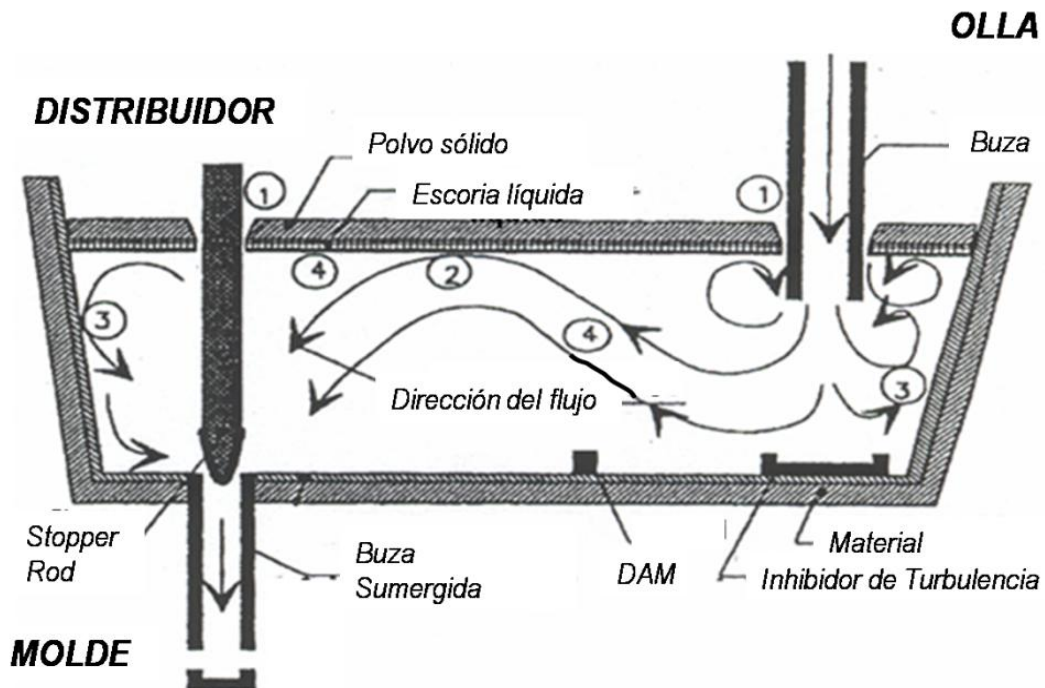
D) Inhibidores de turbulencia (IT), se utiliza para evitar el arrastre de escoria por el metal y la absorción de oxígeno y nitrógeno del aire circundante así como para disminuir la cantidad de acero degradado durante los cambios de grado.

La tendencia actual de los dispositivos modificadores de flujo, es que deben diseñarse y fabricarse de manera individual de acuerdo a las condiciones operativas de cada planta. El uso de estos dispositivos puede ser de manera aislada o en forma de arreglos, dependiendo de las características que se deseen en el distribuidor. Un sistema de dispositivos modificadores de flujo deben dar los siguientes beneficios: remoción de inclusiones, una calidad de acero consistente, incremento en la productividad, velocidad de flujo constante, homogeneizando la temperatura del metal ⁽¹³⁾. En la Figura 2.2 muestra algunos fenómenos dentro del distribuidor ⁽³²⁾.

Por otra parte, se utilizan herramientas sencillas, económicas, justificadas y probadas que permiten reproducir los fenómenos de la planta en un laboratorio. Estas herramientas son la modelación física ⁽³³⁻⁴⁰⁾ y la simulación matemática ⁽⁴¹⁻⁴⁸⁾.

La modelación física permite simular el proceso de manera real con modelos transparentes hechos a escala. Si se respetan los criterios de igualdad entre el modelo físico y el distribuidor real, se logran resultados prácticos y confiables; además tiene grandes ventajas sobre las pruebas de planta tales como:

- Esta se realiza sin condiciones extremas tales como el distribuidor opera en la planta (por ejemplo, altas temperaturas y en donde las observaciones visuales son casi imposibles).
- Las corridas no interfieren con la producción de la planta.
- Las pruebas pueden ser más confiables debido al estricto control que se tiene en el laboratorio mientras que en las planta existen otras variables que no se pueden controlar.



- | | |
|---|---|
| 1 | Oxidación del acero por el contacto con el aire y absorción de nitrógeno. |
| 2 | Absorción de las inclusiones. |
| 3 | Desgaste del material refractario. |
| 4 | Reacción de desoxidación y remoción de inclusiones. |

Figura 2.2. Fenómenos que ocurren dentro del distribuidor de colada continua.

El comportamiento del fluido en el distribuidor está gobernado por la fuerza inercial debido a la acción del momento incidente del chorro y por la fuerza gravitacional de las boquillas de salida. En este comportamiento los números de Froude (relación entre las fuerzas de inercia y las fuerzas de gravedad) y Reynolds (relación entre las fuerzas de inercia y las fuerza viscosas) son importantes. Debido a la naturaleza dominante de la incidencia del chorro sobre el fluido que entra por la buza y considerando un flujo homogéneo se desprecia la influencia de la tensión superficial del fluido. El movimiento de ondulación sobre la superficie del líquido en el distribuidor depende de las fuerzas inerciales y gravitatorias y está gobernado por el número de Froude. La equivalencia del número de Reynolds se aplica solamente al flujo laminar y sólo existe este tipo de flujo en las paredes del distribuidor; el resto del sistema es un flujo turbulento. Por esto, no es necesario considerar el número de Reynolds para la construcción del distribuidor a escala. Por lo tanto, el número de Froude es elegido como criterio de diseño ^(49,59).

La simulación matemática, la cual a través de paquetes computacionales, permite simular, el proceso de manera virtual pero en condiciones reales del proceso ⁽²⁵⁾, además, es una herramienta muy útil porque reproduce una situación muy real en donde es posible analizar varios aspectos en todo el distribuidor tales como: forma de flujo, vectores de velocidad, distribución de la energía cinética turbulenta y su rapidez de disipación, trayectoria de las inclusiones, etc. La condición para obtener una buena representación del comportamiento real es que se utilice la geometría, condiciones en la frontera, modelos matemáticos y métodos numéricos adecuados, probados y ajustados en una situación real.

Se han llevado a cabo estudios sobre la optimización del comportamiento del flujo del fluido en distribuidores de varias líneas de colada dentro de los cuales se pueden mencionar los más importantes:

A. Kumar et. al. ⁽⁶⁰⁾ en el año 2005 utilizaron la técnica del Computacional Fluid Dynamics (CFD) en el software comercial FLUENT para hacer una comparación entre los modelos de turbulencia más utilizados en la colada continua como son el $k-\varepsilon$ y RSM para predecir el flujo de fluidos en un distribuidor de cuatro líneas de colada tipo lineal para colar palanquilla, equipado con dos dams y un inhibidor de turbulencia; para validar con datos experimentales (obtención de curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) y medición de campos de velocidad con la técnica de velocimetría por imagen de partículas (PIV)) y verificar la concordancia entre los mismos. Encontrando que, las curvas DTR obtenidas por medio de experimentos y calculada por los modelos matemáticos presentan una buena correlación entre ellos. La correlación entre los datos experimentales y los obtenidos matemáticamente para la energía cinética turbulenta se encuentran con una desviación de un 20 a 30% aproximadamente.

R. Morales et. al. ⁽⁴⁶⁾ en el año 2000 realizaron modelación física y simulación matemática para un distribuidor de cuatro líneas de colada tipo lineal escalado a 1/3 del prototipo de acuerdo con el criterio de similitud de Fraude, equipado con diferentes dispositivos modificadores de flujo (DMF) encontraron que el mejor arreglo para optimizar el flujo de fluidos en este distribuidor fue el de un inhibidor de turbulencia y dos dams ya que este disminuye el retromezclado, los circuitos cortos y aumentaron el flujo pistón.

Chih-Ming Fan et. al. ⁽⁶¹⁾ en el año 2000 emplearon la simulación matemática con CFD en un distribuidor de cuatro líneas de colada tipo delta para obtener el fenómeno del flujo del fluido del acero líquido durante el llenado del distribuidor y sus sucesivas operaciones de colada. Además incluyeron en la simulación matemática un método de partícula-fluido para analizar la trayectoria de las inclusiones por otro lado construyeron un modelo de agua con el propósito de verificar el modelo matemático. Estos investigadores primeramente compararon los datos obtenidos de la modelación física y matemática con agua como fluido del modelado para el acero, encontrando una buena consistencia. Posteriormente realizaron otra simulación matemática con acero líquido observando que la contaminación por inclusiones es más severa de la mitad izquierda del distribuidor.

Liangcai Zhong et. al. ⁽⁶²⁾ en el año 2007 trabajaron con un distribuidor de cuatro líneas de colada tipo T para colar bloom (tocho) con diferentes modificadores de flujo empleando nuevamente la modelación física y simulación matemática, encontrando la optimización del flujo del fluido con un inhibidor de turbulencia cuadrado y dos baffles diseñados específicamente para este distribuidor, además la turbulencia del acero fue eliminado en la superficie del baño y los flujos de los dos lados del distribuidor son muy simétricos. También evitaron problemas como: circuitos cortos, remolinos superficiales en la zona de impacto. Tales mejoras en las características de flujo en este distribuidor beneficio la flotación de inclusiones no metálicas en especial las inclusiones exógenas.

M. Zorzut et. al. ⁽⁶³⁾ en el año 2007 realizaron la optimización del flujo de fluidos para un distribuidor tipo delta de cinco líneas de colada para colar palanquilla empleando simulación matemática, ellos consideraron el llenado real del distribuidor con un grado nuevo de acero y además determinaron las diferentes temperaturas de acero de las cinco líneas o salidas del distribuidor y la variación máxima fue de 5.5°C entre ellas durante el cambio de grado.

J. Madias et. al. ⁽⁶⁴⁾ en el año 1999 trabajaron con un distribuidor de seis líneas tipo lineal para colar palanquilla escalado a 1/3 del prototipo de acuerdo con el criterio de similitud de Fraude, empleando la modelación física y la simulación matemática para optimizar el comportamiento del flujo del fluido en el distribuidor, utilizando una caja de colada avanzada (Advanced Pouring Box) y además consideraron el comienzo de la secuencia, el cambio de olla, en estado estacionario y estado transitorio. Obteniendo la eliminación de la emulsificación de la escoria, decrece la

turbulencia en el centro del distribuidor durante la transición, incrementa el volumen de flujo pistón, decrece el volumen muerto, incrementa el tiempo de residencia mínimo y medio. Además hicieron el escalamiento de los datos obtenidos del modelo encontrando buena congruencia en cuanto a la homogeneidad de la temperatura del acero y también de la limpieza del mismo.

Pradeep K. JHA et. al. ⁽⁶⁵⁾ en el año 2001 estudiaron la dinámica del flujo de fluidos en un distribuidor de seis líneas tipo lineal para colar palanquilla, empleando la simulación matemática y utilizando una caja de colada avanzada (APB), obteniendo con su diseño del APB que el volumen muerto disminuyó al máximo y el volumen pistón aumentó a un valor máximo. Ellos consideran que para obtener estos beneficios deben tomarse en consideración la inmersión de la buza, la altura de la APB y la posición de las salidas o líneas.

Morales et. al. ⁽⁶⁶⁾ diseñaron un inhibidor de la turbulencia, con una geometría irregular, para un distribuidor delta asimétrico de tres líneas de colada. Estos autores probaron que usando solamente un inhibidor de la turbulencia es bastante bueno para proporcionar respuestas homogéneas a las tres líneas de colada cuando un trazador se inyecta a través de la buza. Este diseño probó la utilidad de los inhibidores de la turbulencia, no solamente para el control de la turbulencia, sino también de reorientar el flujo.

García-Demedices et.al. ⁽⁶⁷⁾ informaron que al hacer más amplio la caja de colada en un distribuidor tipo T de seis líneas de colada, es posible reducir la apertura de ojos en la capa de escoria inducida por la entrada de acero alrededor de la buza.

Además han propuesto un diseño del distribuidor de colada continua de seis líneas de tipo delta a uno de forma curva debido a que el campo de velocidades en el distribuidor aumentó ⁽⁶⁸⁾.

Por otra parte, la separación de inclusiones no metálicas en la interface entre el acero y la escoria en el distribuidor de colada continua es en gran medida controlada por fenómenos interfaciales en el sistema acero-escoria-inclusión. Es por lo tanto importante conocer como las propiedades interfaciales gobiernan la separación de la inclusión con el acero líquido. Los investigadores D. Bouris et. al., ⁽⁶⁹⁾ y J. Strandh et. al. ⁽⁷⁰⁾ realizaron estudios teóricos de la

separación de inclusiones sólidas, alúmina y otros en la interface acero-escoria. El modelo teórico está basado en la ecuación de movimiento y con las siguientes fuerzas actuando en la inclusión, como son: las fuerzas de flotación, masa agregado, rebote y arrastre.

En base a lo anteriormente mencionado, el presente trabajo de investigación tiene como finalidad resolver un problema industrial en un distribuidor tipo delta de 6 líneas de colada para palanquilla. Dicho problema es una marcada diferencia en la limpieza del producto final en las diferentes líneas de colada (internas, intermedias y externas), provocado por las características del flujo y la distribución de temperaturas dentro del fluido, por lo tanto, se necesita diseñar un sistema que intensifique la flotación de inclusiones hacia la escoria, utilizando dispositivos modificadores de flujo. Para alcanzar lo anterior, se aplicaran las herramientas de la modelación física y la simulación matemática para encontrar el diseño más adecuado que permita incrementar el tiempo de residencia del acero en el distribuidor, lo que nos lleva a: un mejor control del flujo y una mayor remoción de inclusiones, mejorándose así la limpieza y calidad del producto final.

El modelado físico se empleara para desarrollar un primer análisis de los patrones de flujo en el interior del distribuidor y además de obtener información importante acerca del comportamiento del flujo del fluido; con esta información adquirida y utilizando las técnicas de distribución de tiempos de residencia y la distribución de edades, se llevaran a cabo los cálculos para adquirir las curvas de distribución de tiempos de residencia, las curvas de distribución de edades internas, así como, las curvas de función intensidad, además, de los flujos: pistón, muerto y mezclado. Es importante señalar que la técnica de distribución de edades no ha sido anteriormente aplicada para este tipo de análisis, y con lo cual se pretende identificar otros fenómenos al interior del distribuidor tales como: espacios muertos y circuitos cortos.

Así mismo, se utilizara la simulación matemática que tiene la finalidad de comprender y validar los resultados del modelado físico, además de que es una herramienta práctica, para predecir los fenómenos ocurridos en la dinámica del flujo en el distribuidor y que por su complejidad y rapidez, no es posible observarlos en la modelación física.

También, se recurrió a un modelo teórico matemático para describir los tipos de comportamiento que adoptan las inclusiones no metálicas en el desplazamiento hacia la interface metal-escoria, en base a las variables del modelo. Estos comportamientos son: 1) permanecer dentro del metal, 2) oscilar entre el metal y la interface metal-escoria y 3) pasar la inclusión y ser absorbida por la escoria; este último comportamiento es el que se requiere para resolver el problema industrial. El modelo matemático se resolvió numéricamente por medio de algoritmos o programas computacionales en lenguaje Fortran. Así mismo, se llevó a cabo un estudio paramétrico con el fin de conocer que variables afectan, y al mismo tiempo en determinar los valores óptimos de estas variables, en el traslado de las inclusiones hacia la escoria. Además, apoyados con la simulación matemática, se determinaron las zonas en el distribuidor en donde las inclusiones no metálicas son absorbidas por la capa de escoria.

Y por último, se maneja otra herramienta poderosa, que es el análisis dimensional, el cual permitirá simplificar el estudio de las principales variables dimensionales que intervienen en el interior del distribuidor con un inhibidor de turbulencia, obteniendo productos independientes; y también, se pretende encontrar una ecuación monomial que relacionan estos productos. Cabe mencionar que este tipo de análisis no ha sido utilizado hasta el día de hoy, con la finalidad de comprender mejor el comportamiento de la dinámica del flujo en el interior del reactor metalúrgico.

3 Metodología Experimental y Modelo Matemático

3.1 Modelación física

Al emplear agua para la modelación se observa que existe una gran similitud entre las viscosidades cinemáticas del acero y del agua, como se muestra en la Tabla 3.1, es así que se garantiza la misma fuerza viscosa.

Tabla 3.1. Propiedades del agua (293 K) y del acero líquido (1873 K) ^(71,72).

<i>Propiedad</i>	<i>Agua (293 K)</i>	<i>Acero (1873 K)</i>
<i>Densidad kg/m³</i>	1000	7014
<i>Tensión Superficial (N/m)</i>	0.073	1.16
<i>Viscosidad Absoluta (Kg/ms)</i>	0.001	0.0064
<i>Viscosidad Cinemática (m²/s)</i>	1×10^{-6}	0.913×10^{-6}

El número de Froude se cumple a cualquier escala en un modelo de agua del molde, distribuidor u olla, siempre y cuando la similitud geométrica sea satisfecha ⁽⁷³⁻⁷⁷⁾. Esto se origina como consecuencia del hecho de que todos los flujos en un sistema de colada continua y en el modelo de agua están afectados por la fuerza de gravedad.

Lo que determina la escala en gran parte de los casos es el espacio disponible del laboratorio, el flujo de agua, la capacidad energética, etc.

3.1.1 Diseño de modelos físicos empleando el criterio de similitud de Froude

El criterio de Froude domina para la simulación de flujo en el distribuidor ya que la fuerza de gravedad es predominante, por lo que se requiere es que se cumpla la siguiente relación:

$$Fr_m = Fr_p \quad 3.1$$

m = modelo

p = prototipo

por lo tanto:

$$\frac{v_m^2}{gL_m} = \frac{v_p^2}{gL_p} \quad 3.2$$

o:

$$\frac{L_m}{L_p} = \frac{v_m^2}{v_p^2} \quad 3.3$$

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 Ec. 3.3 con lo que se tiene:

$$L_f = v_f^2 \quad 3.4$$

La velocidad del fluido en el orificio de la salida del distribuidor depende de la presión debido a la altura del fluido (h) de acuerdo a la siguiente ecuación:

$$v = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad 3.5$$

lo que es lo mismo a:

$$v_m^2 = 2 \cdot g \cdot h_m \quad 3.6$$

$$v_p^2 = 2 \cdot g \cdot h_p \quad 3.7$$

dividiendo la Ec. 3.6 entre la Ec. 3.7, obtenemos:

$$\frac{v_m^2}{v_p^2} = \frac{h_m}{h_p} \quad 3.8$$

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

$$v_f^2 = h_f \quad 3.9$$

por lo que:

$$h_f = L_f \quad 3.10$$

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:

$$t_f = \frac{L_f}{v_f} \quad 3.11$$

este factor de escala puede ser escrito de la siguiente forma utilizando la Ec. 3.4:

$$t_f = \sqrt{L_f} \quad 3.12$$

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:

$$Q_f = \frac{L_f^3}{t_f} \quad 3.13$$

el cual puede ser escrito en términos del valor de longitud después de sustituir en la Ec. 3.2:

$$Q_f = \sqrt{L_f^5} \quad 3.14$$

así:

$$Q_m = L_f^{2.5} \cdot Q_p \quad 3.15$$

3.1.2 Experimentación

La modelación física se realizó con un modelo del distribuidor construido en acrílico, a escala de 1/3 siguiendo los criterios de similitud de Froude, la geometría y sus dimensiones se observan en las Figuras 3.1a y 3.1b, son vistas superior y frontal, respectivamente. El distribuidor prototipo tiene una capacidad de 24 toneladas y pertenece a la compañía Global Steel Wire S.A., ubicada en la ciudad de Santander, España. Los flujos de alimentación del acero son de 171 ton/hr y de 125.5 ton/hr, a partir de los cuales se realizaron los cálculos correspondientes para determinar los flujos a manejar en el modelo de acrílico, los cuales se muestran en la Tabla 3.2.

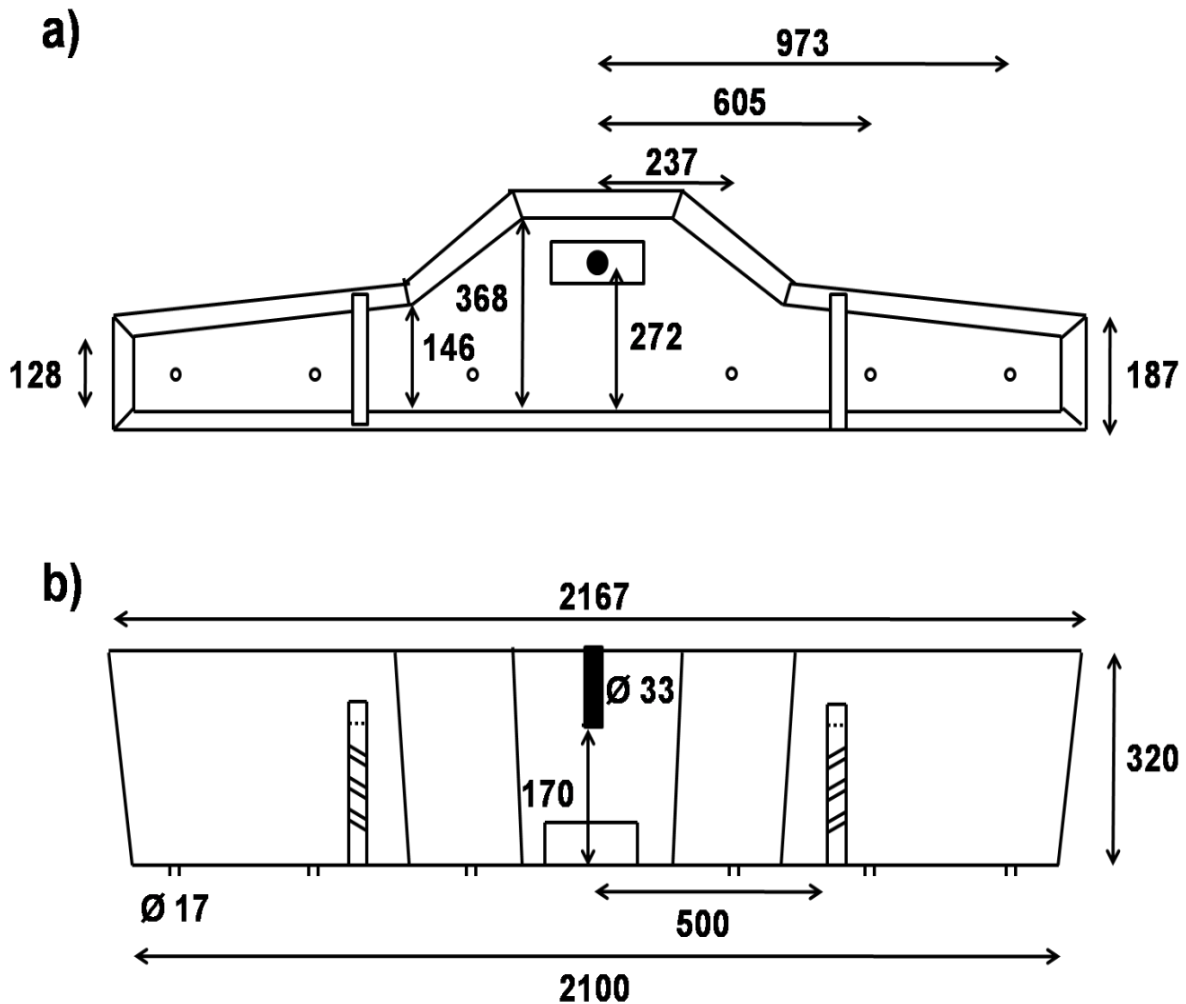


Figura 3.1. Geometría y dimensiones del distribuidor en el modelo con agua (mm):
a) Vista superior, b) Vista frontal.

Tabla 3.2. Condiciones de operación experimentales utilizadas en el modelo con agua.

Variable	Valor
Volumen de agua	0.1121 m ³
Nivel del agua	250 mm
Inmersión de la buza	80 mm
Flujos volumétricos	(Alto) 0.02611 m ³ /min (Bajo) 0.01916 m ³ /min

El arreglo experimental se muestra en la Figura 3.2, donde el distribuidor es alimentado por un depósito de agua localizado en la parte superior (los caudales de entrada y salida son controlados por válvulas de globo). Para la obtención de las curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) se empleó la técnica convencional por impulso que consiste en alimentar un trazador (colorante rojo 35 g/l) mediante una inyección (20 cm³) en la buza, explicada por Levenspiel⁽⁷⁸⁾ y otros autores⁽²⁾.

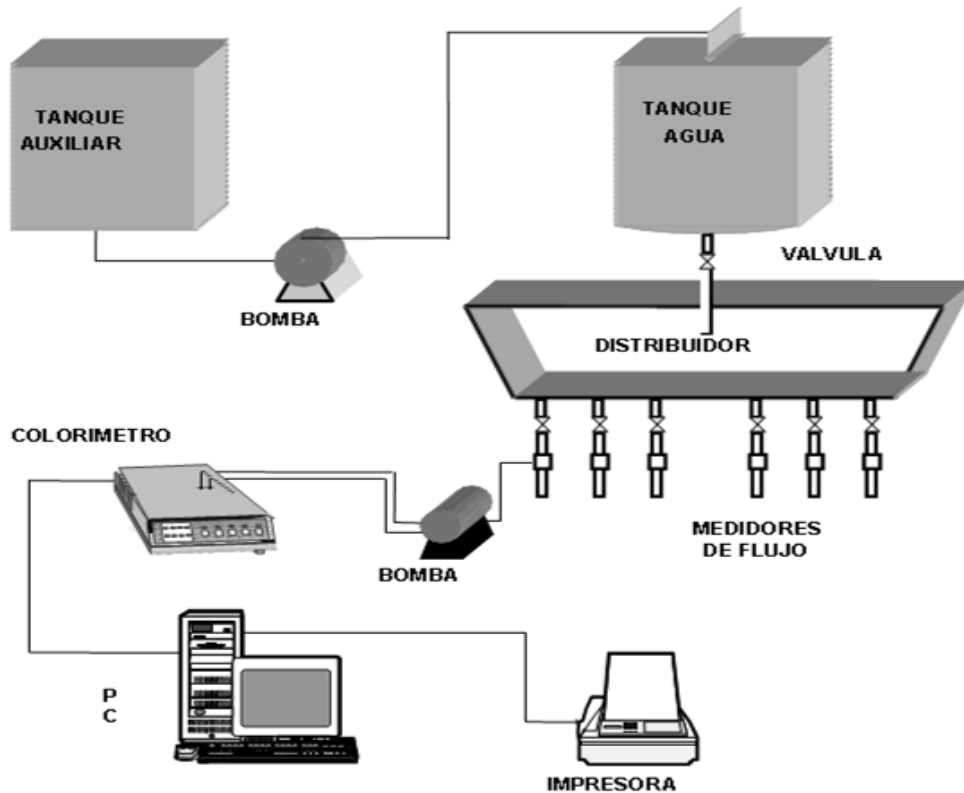


Figura 3.2. Equipo experimental utilizado para obtener las curvas de distribución de tiempos de residencia.

Las concentraciones del trazador (colorante rojo) en las líneas de colada del distribuidor fueron monitoreadas por medio de una celda de un colorímetro. Las lecturas del colorímetro fueron grabadas a través de una tarjeta de adquisición de datos conectada a una PC. Se realizó un seguimiento de la dinámica del trazador a lo largo del distribuidor por medio de una cámara de alta velocidad con la finalidad de observar los patrones de flujo generales para cada caso.

Los experimentos se modelaron utilizando agua en estado estacionario e isotérmico. Se consideraron tres casos: El primero corresponde al distribuidor vacío, el segundo al distribuidor con un inhibidor de turbulencia (IT), IT-A y el tercero al distribuidor con otro inhibidor de turbulencia y un par de baffles, IT-B+baffles. Las Figuras 3.3a y 3.3b muestran las dimensiones del IT-A y las Figuras 3.4a y 3.4b muestran las correspondientes dimensiones de IT-B. Ambos IT's están situados en la parte inferior del distribuidor, justamente en el eje de descarga de la buza de alimentación.

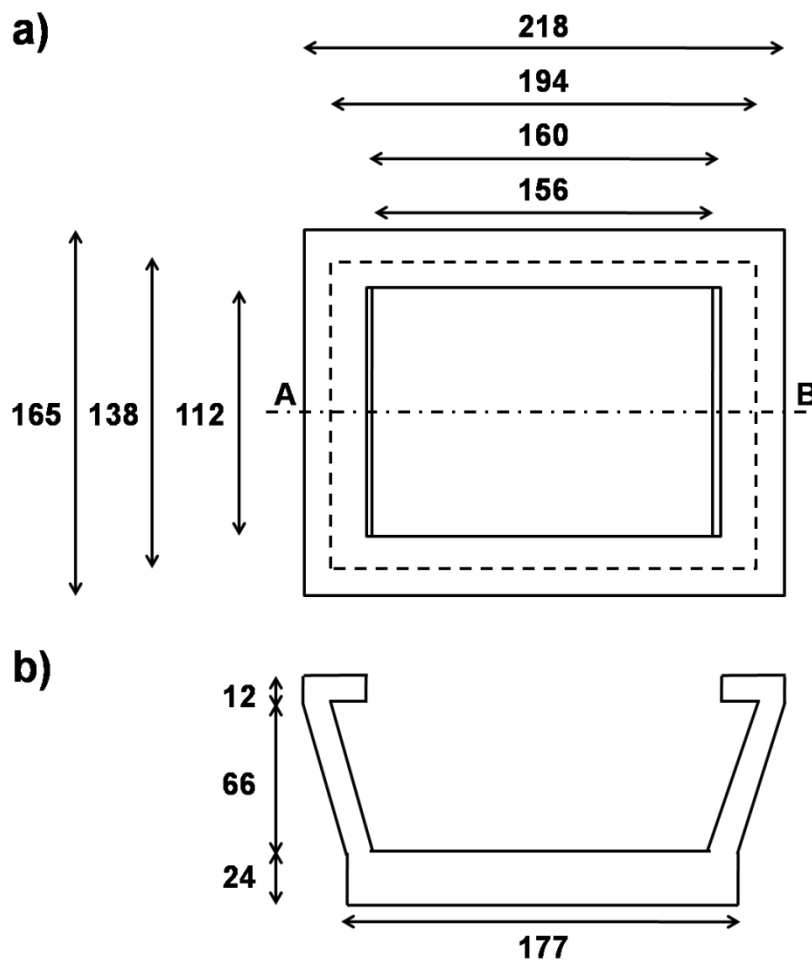


Figura 3.3. Geometría y dimensiones del IT-A (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal.

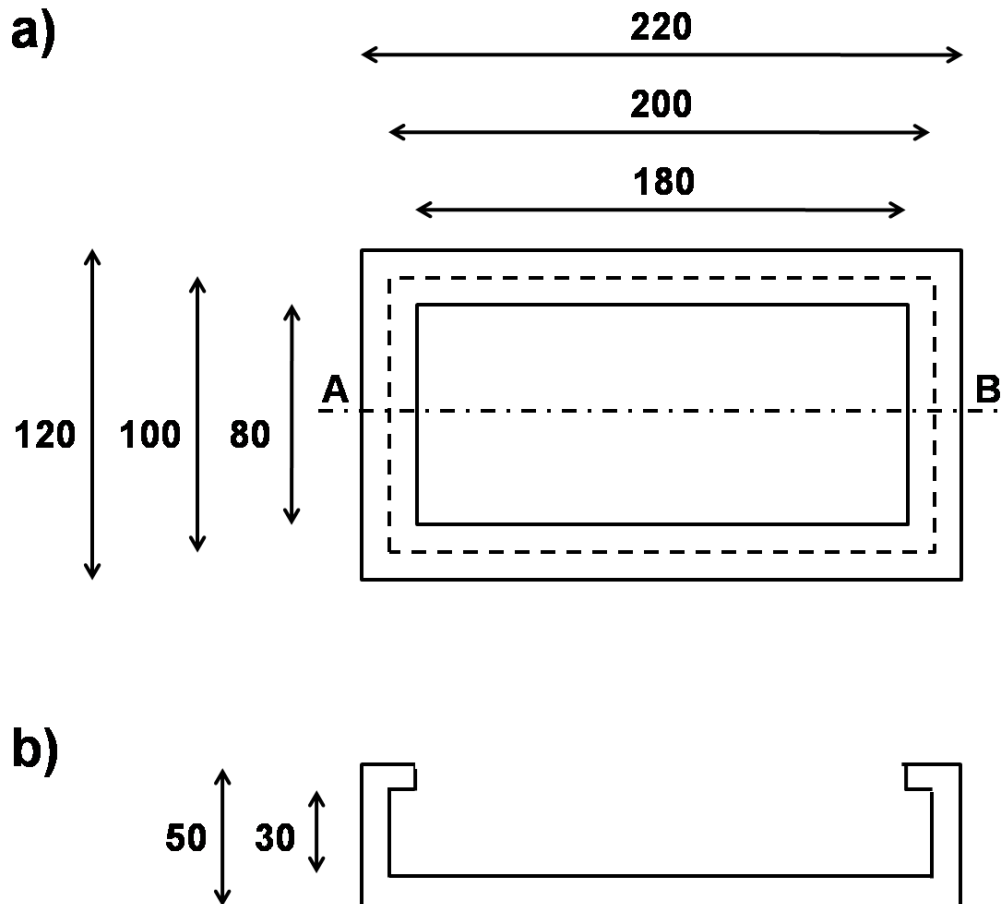


Figura 3.4. Geometría y dimensiones del IT-B (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal.

En las Figuras 3.5a, 3.5b y 3.5c se muestra el diseño especial de ambos baffles, la cual consiste de una posición asimétrica de tres orificios con un borde orientado hacia la pared frontal del distribuidor. El propósito de estos orificios es el de compensar el flujo de acero hacia las líneas de colada que se separan considerablemente a la entrada del chorro de alimentación. Por lo tanto, aunque las corrientes principales de acero intenten fluir directo hacia las líneas de colada para que formen circuitos cortos, la presencia de estos agujeros proporcionará un efecto de drenaje que forma otras corrientes más cercano a la pared posterior del distribuidor, compensando el efecto mencionado. El paso de las corrientes de acero en la parte superior de estos baffles, localizados en el mismo lado de los orificios, tiene el propósito de aumentar las corrientes a lo largo de la pared posterior del distribuidor, además de direccionar el flujo hacia la superficie del baño como ya se ha probado ⁽⁴⁶⁾. En la Figura 3.1 muestra la posición de ambos baffles.

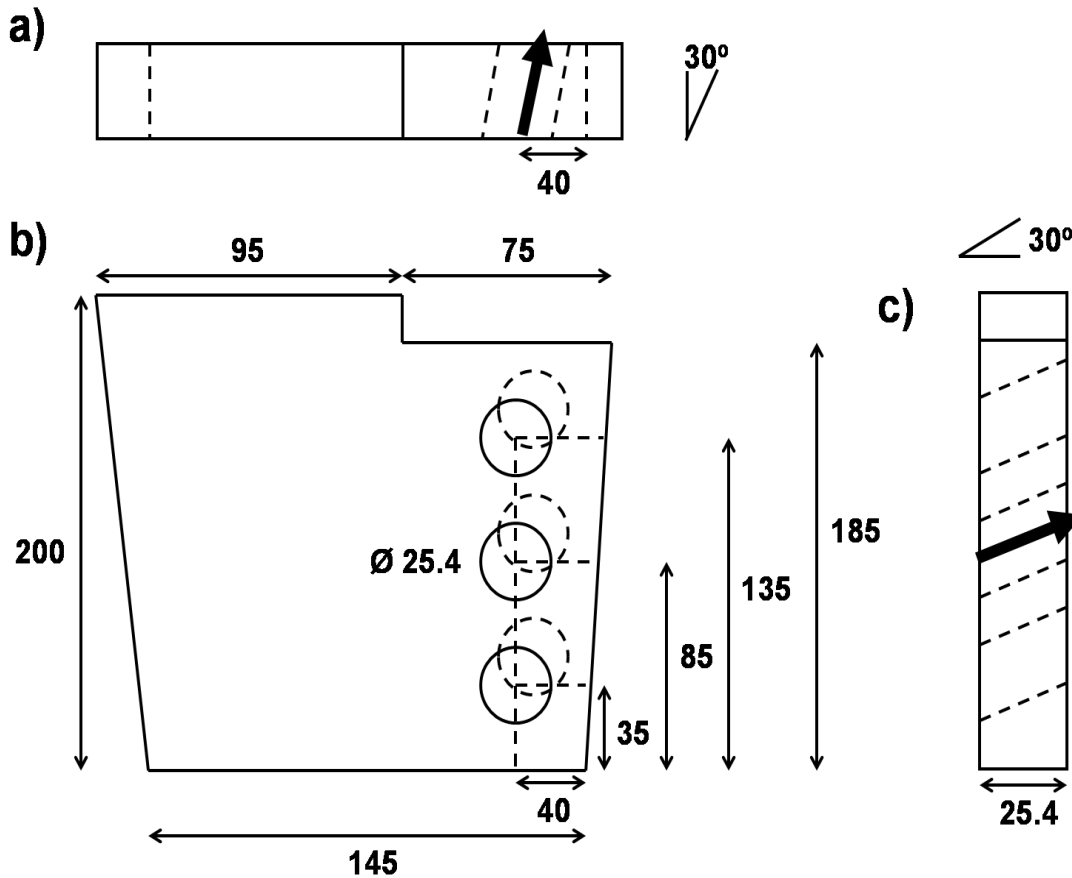


Figura 3.5. Geometría y dimensiones de los baffles (mm): a) Vista superior, b) Vista frontal, c) Vista lateral.

3.1.3. Cálculo de curvas de Distribución del Tiempo de Residencia (DTR)

Al emplear la técnica convencional por impulso descrita en el punto 3.1.2, primeramente se tuvo que asegurar que los flujos volumétricos a través de las seis líneas de colada fueran idénticos, con esto podemos decir que, la cantidad de trazador inyectado que fluye hacia fuera en un período de tiempo dt a través de la línea de colada “ i ” será ⁽⁴⁾:

$$dm_i = C_i(t)Qdt \quad 3.16$$

donde: C_i es la concentración del trazador de la línea de salida i , Q es el flujo volumétrico, y m_i es la masa del trazador en la línea de salida i .

Admitiendo que M es la masa total del trazador inyectado, obtenemos, por definición, la expresión siguiente:

$$\frac{dm_i}{M} = E_i(t)dt \quad 3.17$$

Integración esta ecuación para todas las líneas de salidas:

$$\int_0^{\infty} E_1(t)dt + \int_0^{\infty} E_2(t)dt + \dots = 1 \quad 3.18$$

o simplemente:

$$\int_0^{\infty} E(t)dt = 1 \quad 3.19$$

Una vez dadas las curvas DTR por la Ec. 3.19 fueron resueltas, los parámetros de flujo fueron calculados usando los métodos discutidos en la referencia (2).

3.1.4 Cálculo de curvas de Distribución de Edades Internas (DEI) y Función Intensidad (FI)

La edad de un elemento de fluido en un determinado instante es el tiempo transcurrido entre la entrada del elemento en el recipiente y el instante considerado y, por supuesto, es menor o igual que el tiempo de residencia. De esta definición, es evidente que el recipiente contiene fluido de edades variables. La fracción de elementos de fluido comprendidos entre las edades t y $t + \Delta t$ viene dada por $I(t)\Delta t$, de acuerdo con la teoría de probabilidades. Similarmente para $E(t)$, $I(t)$ son funciones continuas, las cuales se normalizan como sigue:

$$\int_0^{\infty} I(t)dt = 1 \quad 3.20$$

La Ec. 3.20 establece que todo fluido tiene en alguna parte una edad comprendida entre 0 y ∞ . Como consecuencia, la fracción del contenido del recipiente que es más joven que una edad especificada t es:

$$\int_0^t I(t') dt' \quad 3.21$$

mientras que la fracción más vieja que t es:

$$\int_t^\infty I(t') dt' = 1 - \int_0^t I(t') dt' \quad 3.22$$

El promedio de la distribución del tiempo de residencia se obtiene (como es normal en estadística) desde el primer momento de la curva DTR:

$$\bar{t} = \int_0^\infty tE(t) dt = \frac{V}{Q} \quad 3.23$$

de igual forma, la edad media de los elementos de fluido contenidos en el interior del recipiente es:

$$\bar{t}_I = \int_0^\infty tI(t) dt \quad 3.24$$

Por otra parte, se puede demostrar ⁽⁷⁹⁾ que la relación entre $E(t)$ e $I(t)$ es dado por:

$$E(t) = -\bar{t} \frac{d}{dt} I(t) \quad 3.25$$

La función intensidad $\Lambda(t)$ (físicamente, es la fracción de fluido de edad t contenido en el recipiente que lo abandonará en un tiempo comprendido entre t y $t + dt$) es muy útil para detectar la existencia de espacios muertos o circuitos cortos en un recipiente y puede ser calculado a través del conocimiento previo de las curvas $E(t)$ e $I(t)$ como sigue:

$$\Lambda(t) = \frac{1}{\bar{t}} \frac{E(t)}{I(t)} = -\frac{d}{dt} [\ln \bar{t} I(t)] \quad 3.26$$

Expresando todas estas ecuaciones en una forma a-dimensional, usando al tiempo a-dimensional definido como $\theta = \frac{t}{\bar{t}}$, es posible obtener todos los resultados; y están resumidas las ecuaciones en la Tabla 3.3. Por lo tanto, una vez que $E(t)$ y \bar{t} son determinados para un

experimento dado, a través de la técnica de inyección del trazador, las curvas para $E(\theta)$, $I(\theta)$ y $\Lambda(\theta)$ pueden ser calculadas fácilmente usando las expresiones dadas en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3. Relaciones entre las funciones de distribución de edades.

<i>Distribuciones a-dimensionales</i>
$E(\theta) = \bar{t}E(t)$
$I(\theta) = \bar{t}I(t)$
$\Lambda(\theta) = \bar{t}\Lambda(t)$
$E(\theta) = -\frac{d}{d\theta}I(\theta)$
$\Lambda(\theta) = \frac{E(\theta)}{I(\theta)} = -\frac{d}{d\theta} \ln I(\theta)$

3.2 Simulación matemática

Los objetivos principales de la simulación matemática, son validar y comprender los resultados del modelo físico, además, se utiliza para predecir el flujo del fluido en el reactor metalúrgico que por su rapidez y complejidad, no es posible mirarlos en el modelo con agua.

3.2.1 La técnica Dinámica de Fluido Computacional (CFD)

La técnica CFD (Computational Fluid Dynamics) es una herramienta de modelación numérica y consiste de tres pasos, las cuales son:

3.2.1.1 Pre-procesamiento

Durante en esta etapa se construyeron las geometrías del distribuidor de los 3 casos en estudio con las dimensiones mostradas anteriormente, empleando un programa estilo CAD para posteriormente dividirlos en pequeños subdominios, a lo que se le conoce como discretización o mallado; la malla híbrida no estructurada fue empleada en los 3 casos y solamente se resuelve el espacio interior ocupado por el fluido contenido en el distribuidor. El criterio de convergencia que se

utilizó fue menor a 10^{-5} y es que la suma de todas las variables de flujo, por ejemplo, la velocidad, presión, energía cinética, etc. En cada uno de los nodos creados se alojaron las ecuaciones del modelo matemático para después aplicar las condiciones frontera y las condiciones iniciales al modelo. Una aproximación de volumen finito ⁽⁸⁰⁾ fue empleada para simular el flujo de fluido bajo las condiciones antes descritas. El algoritmo numérico SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure-Linked Equations) fue usado para resolver el acoplamiento presión-velocidad en la ecuación de momento.

3.2.1.2 Procesamiento

El campo de flujo es normalmente turbulento en el distribuidor de colada continua. El flujo es tratado como estacionario e isotérmico, descuidando los fenómenos implicados durante el llenado y vaciado del distribuidor. El líquido es newtoniano e incompresible. La superficie libre del líquido en el distribuidor se considera plana y la profundidad de la escoria insignificante. Con estas suposiciones el campo de flujo en el distribuidor fue computado y solucionando las siguientes ecuaciones:

3.2.1.2.1 Ecuaciones de Navier- Stokes

Estas ecuaciones de Navier-Stokes son un grupo complejo de ecuaciones diferenciales parciales no lineales las cuales describen la conservación de masa y de momento en el fluido:

Continuidad.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0 \quad 3.27$$

Momento.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho g \quad 3.28$$

3.2.1.2.2 Modelo de turbulencia $k - \varepsilon$

El modelo matemático propuesto por Jones y Launder ⁽⁸¹⁻⁸³⁾ conocido como $k - \varepsilon$, es un modelo semi-empírico basado en la modelación de ecuaciones de transporte para la energía cinética turbulenta (k) y su disipación (ε). La ecuación para k se deriva de la ecuación exacta, mientras que la de ε se obtuvo mediante razonamiento físico y mantiene poco parecido con su equivalente matemático exacto. En la derivación $k - \varepsilon$ se asume que el flujo es totalmente turbulento y que los efectos de la viscosidad molecular son despreciables. De esta forma este modelo es solo aplicable a flujos turbulentos completamente desarrollados.

Ecuaciones de transporte para el modelo $k - \varepsilon$: Las ecuaciones para la energía cinética turbulenta y su velocidad de disipación son las siguientes:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i k - \frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i}) = G - \rho \varepsilon \quad 3.29$$

y

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \varepsilon - \frac{\mu_{eff}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i}) = \frac{\varepsilon}{k}(C_1 G - C_2 \rho \varepsilon) \quad 3.30$$

donde:

$$G = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad 3.31$$

La viscosidad efectiva es la suma de la viscosidad laminar y la viscosidad turbulenta:

$$\mu_{eff} = \mu_l + \mu_t \quad 3.32$$

La viscosidad turbulenta está relacionada con la energía cinética turbulenta y su disipación, por:

$$\mu_t = \frac{c_D \rho k^2}{\varepsilon} \quad 3.33$$

Así que, $C_1 = 1.43$, $C_2 = 1.92$, $C_D = 0.09$, $\sigma_k = 1.00$, $\sigma_\varepsilon = 1.30$ son constantes empíricas del modelo $k - \varepsilon$.

3.2.1.2.3 Ecuación de transferencia de masa

$$\frac{\partial C}{\partial t} + u \frac{\partial C}{\partial x} + v \frac{\partial C}{\partial y} + w \frac{\partial C}{\partial z} = D_{eff} \left(\frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} \right) \quad 3.34$$

En las ecuaciones de transferencia de masa, $D_{eff} = D_m + D_t$ la difusividad efectiva de la transferencia de masa, es la sumatoria de las difusividades molecular y turbulenta, respectivamente. La difusividad turbulenta D_t está relacionado con la viscosidad turbulenta μ_t por:

$$\sigma_t = \frac{\mu_t}{(\rho D_t)} \quad 3.35$$

Puesto que el flujo turbulento lleva generalmente la masa sobre una longitud equivalente de mezclado de Prandtl, este coeficiente fue considerado iguala uno. Entonces, la Ec. (3.35), obtenemos:

$$D_t = \frac{\mu_t}{\rho} \quad 3.36$$

3.2.1.2.4 Condiciones límite

Se aplicaron las siguientes condiciones límite en los casos de estudio: No deslizamiento para todas las superficies sólidas del distribuidor; Tensión de esfuerzos cero para la superficie libre del distribuidor ^(65,84); Los perfiles verticales de velocidad del acero líquido en la entrada así como en las líneas de colada del distribuidor fueron asumidos para ser uniformes con las secciones representativas y los otros dos componentes de velocidades fueron asumidos para ser cero; La presión fue fijada en 101325 Pa en las líneas de colada; Las paredes del distribuidor se consideraron impermeables al colorante, así como un gradiente cero para el colorante en las paredes; En las líneas de colada como en la superficie libre también se utilizó un gradiente cero para el colorante ^(85,86); En la entrada la concentración del trazador fue de 35 g/l hasta 1.2 segundos, después la concentración fue cero; El tiempo de 1.2 segundos es muy pequeño con respecto al tiempo medio

de residencia del distribuidor, y no se espera que la afluencia del trazador afecte al campo de velocidad local.

3.2.1.3 Pos-procesamiento

En esta etapa se utilizó una interface gráfica para analizar los resultados obtenidos y presentarlos en forma de gráficas o videos.

3.2.2 Representación del procedimiento matemático

A continuación se muestra un diagrama, observar la Figura 3.6 ⁽⁸⁷⁾, de flujo donde se resume el procedimiento computacional a realizar en las simulaciones del modelo virtual del distribuidor de colada continua.

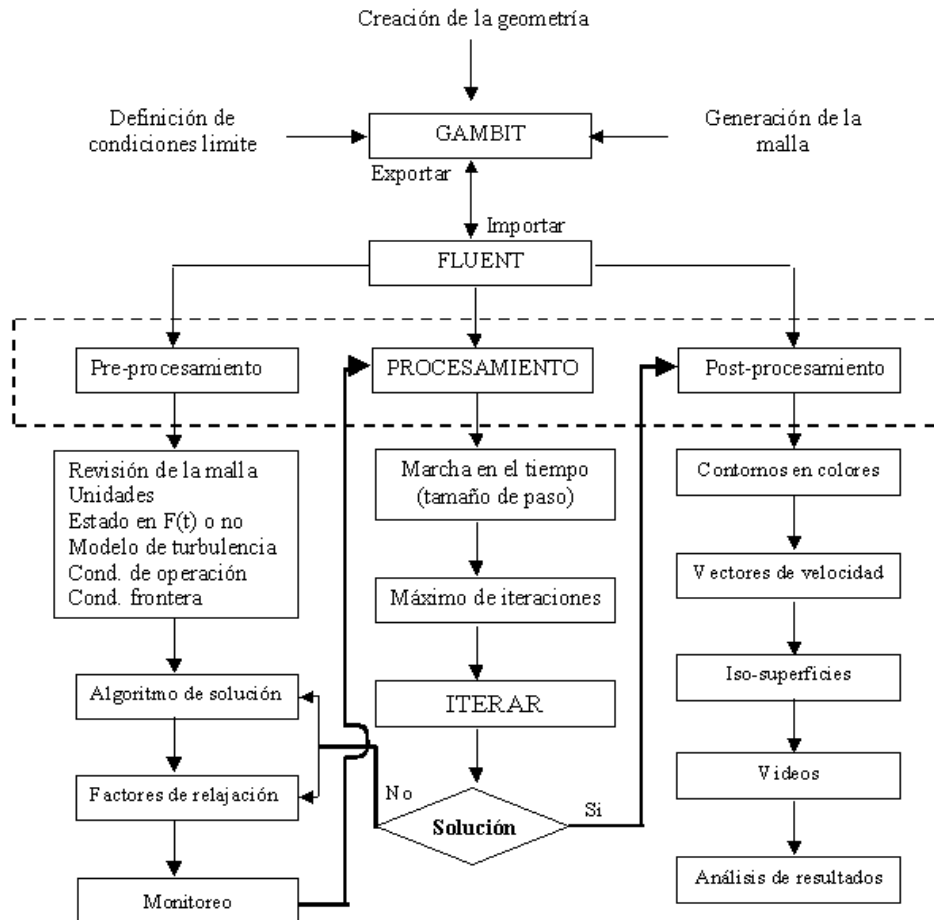


Figura 3.6 Algoritmo de trabajo utilizado en la simulación matemática.

3.3 Modelo matemático del comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria

Como se mencionó en punto 1.1, el distribuidor de colada continua es un recipiente clave para la limpieza del acero, por lo tanto, es necesario estudiar el comportamiento de las inclusiones en las interface metal-escoria, en base al movimiento dinámico del fluido y la interacción entre la inclusión y la interface metal-escoria.

Para comprender el comportamiento de las inclusiones en la interface metal-escoria, se utilizó un modelo teórico matemático que fue presentado en una conferencia por Nakajima y Okamura ⁽⁸⁸⁾; que propone 2 tipos de situaciones de traslado de la inclusión cuando las inclusiones esféricas sólidas cruzan la interface metal-escoria. Las dos situaciones son con y sin película de acero entre la inclusión y la interface y son resumidas esquemáticamente en las Figuras 3.7 y 3.8 respectivamente. En el caso cuando el Número de Reynolds es mayor o igual a la unidad ($Re \geq 1$), las inclusiones están siempre acompañadas con acero alrededor de éstas. Entonces, existe todavía la película delgada de acero entre la inclusión y la interface cuando la inclusión alcanza la interface acero-escoria. Si el Número de Reynolds es menor a la unidad ($Re < 1$) no hay formación de la película de acero y la inclusión está en contacto directo con la escoria en la interface.

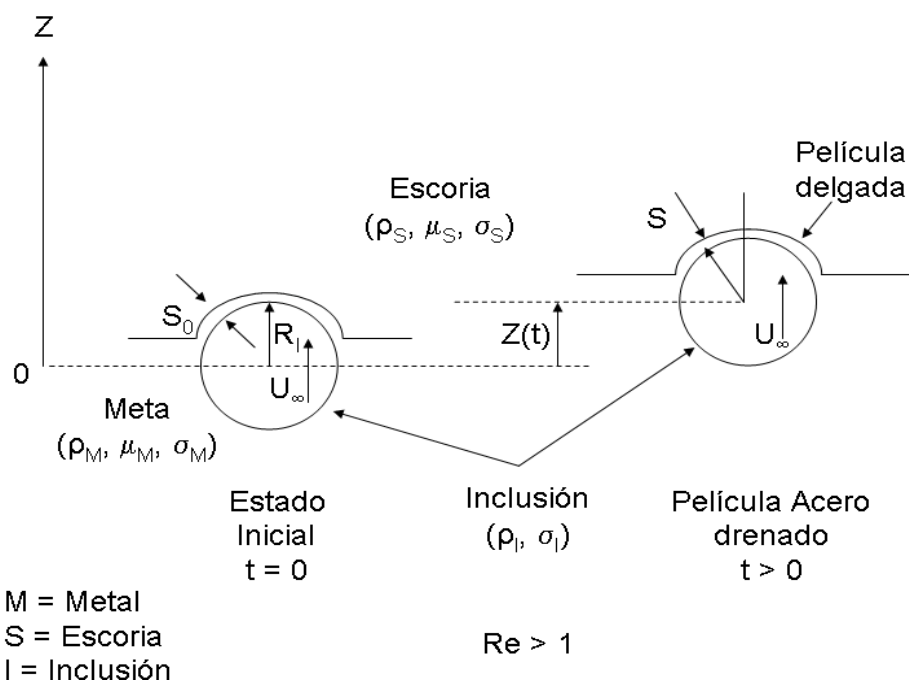


Figura 3.7 Diagrama esquemático describiendo el traslado de la inclusión a la escoria con la formación de la película delgada de acero entre la inclusión y la escoria.

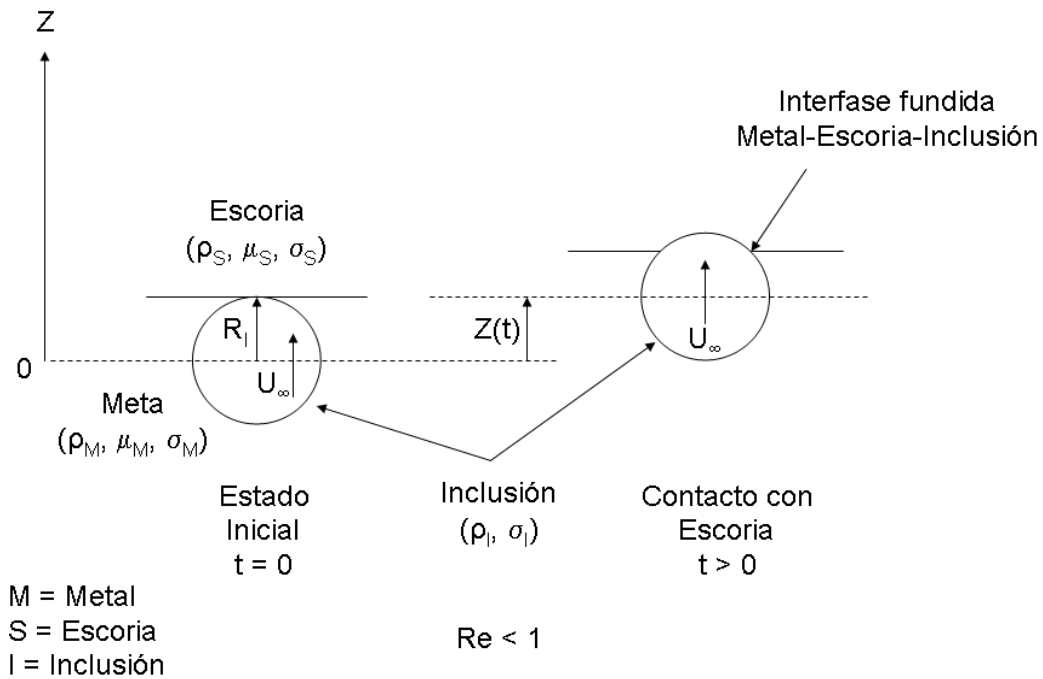


Figura 3.8 Diagrama esquemático describiendo el traslado de la inclusión a la escoria sin la formación de la película entre la inclusión y la escoria.

3.3.1 Consideraciones

Con el objetivo de hacer al modelo más sencillo para realizar los cálculos, a continuación se mencionan las siguientes consideraciones generales:

- La inclusión es sólida y esférica con volumen constante.
- No hay reacción química entre las fases.
- Todos los fluidos son incompresibles e isotérmicos.
- Se supone que la escoria es líquida.
- La interface entre metal y escoria es plana.
- La tensión interfacial es uniforme a lo largo de la interface.
- Cuando la inclusión ha viajado un diámetro desde la posición original dentro de la escoria, se asume que es absorbida por ésta.

3.3.2 Ecuación general

El principio básico del modelo matemático es el establecimiento del balance de fuerzas aplicando la segunda ley de Newton en la ecuación de Lagrange y considerando en este balance las siguientes fuerzas: a) flotación (F_b), b) adición de masa (F_f), c) arrastre (F_d) y d) rebote (F_r), como lo indica la siguiente ecuación:

$$\frac{4}{3}\pi R_I^3 \rho_I \frac{d^2Z}{dt^2} + F_f = F_b - F_d - F_r \quad 3.37$$

Aunque las fuerzas de flotación siempre actúan en forma ascendente, las fuerzas de rebote, adición de masa, arrastre pueden actuar en ambas formas; ascendente o descendente; dependiendo del comportamiento de la inclusión en la interface. En la siguiente descripción, las ecuaciones serán expresadas en variables adimensionales, debido a que de esta manera se encuentran soluciones generales y no particularizadas. Con las variables adimensionales, se asume que la inclusión está transferida totalmente hacia la escoria cuando el desplazamiento adimensional es igual a 2, es decir, $Z^* = 2$. Las variables, como: el desplazamiento (Z), el tiempo (t), y la velocidad ($\frac{dZ}{dt}$); se convierten en variables adimensionales, multiplicándose por $\left(\frac{1}{R_I}\right)$, $\sqrt{\frac{g}{R_I}}$ y $\frac{1}{\sqrt{\frac{g}{R_I}}}$ respectivamente. A continuación se describe los 2 tipos de situaciones de traslado de la inclusión cuando cruzan la interface metal-escoria.

3.3.3 Transporte de la inclusión sin la película de acero

El desplazamiento de la inclusión desde la localización original, se deriva de la ecuación de movimiento, Ec. (3.37). Para el transporte de la inclusión cuando no está formada la película de acero, la fuerza de flotación, es positiva en la dirección ascendente y se describen por:

$$F_b = \frac{4}{3}\pi R_I^3 g [\rho_S \cdot A(Z^*) - \rho_I] \quad 3.38$$

donde ρ_S es la densidad de la escoria y $A(Z^*)$ es definido como:

$$A(Z^*) = \frac{1}{4} \left[\frac{\rho_M}{\rho_S} - 1 \right] Z^{*3} - \frac{3}{4} \left[\frac{\rho_M}{\rho_S} - 1 \right] Z^{*2} + \frac{\rho_M}{\rho_S} \quad 3.39$$

La fuerza de adición de masa, es positivo en la dirección descendente y esta dado por:

$$F_f = \frac{2}{3} \pi R_I^3 \rho_S \cdot A(Z^*) \cdot g \frac{d^2 Z^*}{dt^{*2}} \quad 3.40$$

La fuerza de rebote, es positivo en la dirección descendente, es expresado por:

$$F_r = 2\pi R_I \sigma_{MS} B(Z^*) \quad 3.41$$

donde σ_{MS} es la tensión interfacial entre el metal y la escoria; y es $B(Z^*)$ definido como:

$$B(Z^*) = Z^* - 1 - \cos\theta_{IMS} \quad 3.42$$

donde $\cos\theta_{IMS}$ es la mojabilidad total, la cual se define como:

$$\cos\theta_{IMS} = \frac{\sigma_{IM} - \sigma_{IS}}{\sigma_{MS}} \quad 3.43$$

donde σ_{IM} y σ_{IS} son las tensiones interfaciales entre la inclusión y el metal e inclusión y escoria, respectivamente. Si $\cos\theta_{IMS} < 0$ el acero líquido moja la inclusión sólida, y si $\cos\theta_{IMS} > 0$ el acero no moja. Finalmente, la fuerza de arrastre actúa en la inclusión y es positivo en la dirección descendente, y está dado por:

$$F_d = 6\pi R_I \mu_S \cdot C(Z^*) \cdot \sqrt{R_I g} \frac{dZ^*}{dt^*} \quad 3.44$$

donde μ_S es la viscosidad de la escoria y $C(Z^*)$ es definido como:

$$C(Z^*) = \left[\frac{\mu_M}{\mu_S} - 1 \right] Z^{*2} - 2 \left[\frac{\mu_M}{\mu_S} - 1 \right] Z^* + \frac{\mu_M}{\mu_S} \quad 3.45$$

Si las expresiones de la fuerza de flotación (Ec. (3.38)), fuerza de adición de masa (Ec. (3.40)), fuerza de rebote (Ec. (3.41)) y fuerza de arrate (Ec. (3.44)) son insertadas en la ecuación de movimiento (Ec. (3.37)), el desplazamiento adimensional de la inclusión desde la posición original se puede expresar como sigue:

$$\frac{d^2 Z^*}{dt^{*2}} = 2 \frac{\rho_S \cdot A(Z^*) - \rho_I}{\rho_S \cdot A(Z^*) + 2\rho_I} - 3 \cdot D(Z^*) \cdot B(Z^*) - \frac{9}{E(Z^*)} \cdot C(Z^*) \cdot \frac{dZ^*}{dt^*} \quad 3.46$$

donde $D(Z^*)$ y $E(Z^*)$ están dados como:

$$D(Z^*) = \frac{\sigma_{MS}}{R_I^2 (\rho_S \cdot A(Z^*) + 2\rho_I) g} \quad 3.47$$

$$E(Z^*) = \frac{\sqrt{R_I^3 g (\rho_S \cdot A(Z^*) + 2\rho_I)}}{\mu_S} \quad 3.48$$

3.3.4 Transporte de la inclusión con la película de acero

Para en este caso se requiere una consideración más, además de las anotadas en el apartado 3.3.1., la cual consiste que la película de acero a lo largo de superficie de la inclusión es uniforme y también muy delgada. También se supone que la función corriente en coordenadas esféricas puede usarse para describir el flujo alrededor de la inclusión:

$$\psi = \frac{1}{2} \frac{dZ}{dt} \left[-\frac{3}{2} r R_I + \frac{1}{2} \frac{R_I^3}{r} \right] \sin^2 \theta \quad 3.49$$

donde r es la distancia en la dirección - r desde el centro de la inclusión. Esta función corriente es válido cuando $r \geq R_I$ y $0 \leq \theta \leq \pi$.

Las inclusiones son relativamente pequeñas, y por lo tanto, la deformación en la interface es pequeño. Por consiguiente, la presión de la escoria, P_S , es aproximadamente igual a la presión del metal, P_M . Junto con la Ec. (3.49), la continuidad del esfuerzo normal que atraviesa la interface película-escoria, puede expresarse como:

$$P_F - P_S \cong P_F - P_M$$

$$P_F - P_S = \frac{2\sigma_{MS}}{R_I + S} + \frac{dZ}{dt} 2\mu_S \frac{3}{2} \left[\frac{1}{R_I + 2S} - \frac{1}{R_I + 4S} \right] \cos \theta \quad 3.50$$

donde P_F es la presión de la película de acero y S es el grosor de la película de acero.

La fuerza de rebote es obtenido integrando la Ec. (3.50), como sigue:

$$F_r = \int_0^{\theta_C} (P_F - P_M) \cos \theta \cdot 2\pi R_I \sin \theta \cdot R_I d\theta$$

$$F_r = 4\pi R_I^2 \left[\frac{\sigma_{MS}}{2(R_I + S)} \sin^2 \theta + \frac{dZ}{dt} \frac{\mu_S}{3} \frac{3}{2} \left(\frac{1}{R_I + 2S} - \frac{1}{R_I + 4S} \right) (1 - \cos^3 \theta_C) \right] \quad 3.51$$

donde las siguientes expresiones para los ángulos son obtenidos de la geometría, como:

$$\sin^2 \theta_C = \frac{(2R_I + S - Z)(S + Z)}{(R_I + S)^2} \quad 3.52$$

$$\cos \theta_C = \frac{R_I - Z}{R_I + S} \quad 3.53$$

Debido al acelerado movimiento del líquido, la fuerza de flotación es escrita como:

$$F_b = \frac{4}{3} \pi R_I^3 (\rho_M - \rho_I) g \quad 3.54$$

La fuerza de arrastre es descrito por:

$$F_d = 6\pi R_I \mu_M \frac{dZ}{dt} \quad 3.55$$

La fuerza de adición de masa es expresado como:

$$F_f = \frac{2}{3} \pi R_I^3 \rho_M \frac{d^2 Z}{dt^2} \quad 3.56$$

La ecuación de movimiento (Ec. (3.37)) para el modelo incluye una película de acero, que ahora puede ser expresado en forma adimensional el desplazamiento de la inclusión:

$$\frac{d^2 Z^*}{dt^{*2}} = 2 \frac{\rho_M - \rho_I}{\rho_M + 2\rho_I} - 3G \cdot H(Z^*, S^*) - \frac{2}{J} K(Z^*, S^*) \frac{dZ^*}{dt^*} - \frac{9}{I} \frac{dZ^*}{dt^*} \quad 3.57$$

donde G, H, I, J y K son definidos como:

$$G = \frac{\sigma_{MS}}{R_I^2 (\rho_M + 2\rho_I) g} \quad 3.58$$

$$H(Z^*, S^*) = \frac{(2+S^*-Z^*)(S^*+Z^*)}{(1+S^*)^3} \quad 3.59$$

$$I = \frac{\sqrt{R_I^3 g (\rho_M + 2\rho_I)}}{\mu_M} \quad 3.60$$

$$J = \frac{\sqrt{R_I^3 g (\rho_M + 2\rho_I)}}{\mu_S} \quad 3.61$$

$$K(Z^*, S^*) = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1+2S^*} - \frac{1}{1+4S^*} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{1-Z^*}{1+S^*} \right)^3 \right] \quad 3.62$$

Basados en la ecuación para el flujo de acero alrededor de la inclusión (Ec. (3.49)) el flujo de la película de acero-velocidad de salida, es dado por:

$$U = - \frac{1}{r \sin \theta} \frac{d\psi}{dr} \Big|_{r=R_I, \theta=\theta_C} = - \frac{dZ}{dt} \sin \theta_C \quad 3.63$$

El área superficial de la película, δ , es descrita como:

$$\delta = \int_0^{\theta_C} 2\pi R_I \sin \theta \cdot R_I d\theta = 2\pi R_I^2 \frac{S+Z}{R_I+S} \quad 3.64$$

y la continuidad del flujo de la película, es expresado como:

$$S\delta - U(2\pi R_I \sin \theta_C)Sdt = (S + dS)(\delta + d\delta) \quad 3.65$$

donde dS , dZ , $d\delta$ son pequeñas variaciones de S , Z y δ correspondiendo a pequeños pasos de tiempo dt . Sustituyendo las Ecs. (3.63) y (3.64) en la Ec. (3.65) y después de algunos arreglos, suponiendo que $R_I \gg S$ y desatendiendo el segundo orden de dS y dZ (son pequeños) la siguiente expresión es obtenida para el grosor de la película de acero adimensional.

$$\frac{dS^*}{dt^*} = \frac{-\frac{dZ^*}{dt^*}(2-Z^*)(S^*+Z^*)S^* - S^*\frac{dZ^*}{dt^*}}{2S^*-Z^*} \quad 3.66$$

Se resolvieron numéricamente las Ecs. (3.46) y (3.57) para el desplazamiento de la inclusión desde la posición inicial y la Ec. (3.66) para el espesor de la película de acero; mediante un programa de cómputo en el lenguaje Fortran.

3.3.5 Tipos de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria

De acuerdo con el modelo matemático, hay tres diversos tipos de comportamiento que la inclusión puede adoptar en la interface dependiendo de las propiedades interfaciales del sistema, del tamaño y de la velocidad inicial de la inclusión: a) permanece dentro del metal, b) oscila entre el metal y la interface metal-escoria y c) pasa y es absorbida por la escoria. Estos tres comportamientos de la inclusión se representan esquemáticamente en la Figura 3.9. Es importante mencionar que el distribuidor es un reactor metalúrgico, en el cual se encarga entre otras cosas, de la eliminación de inclusiones del acero y eso sucede en la figura 3.9c. Lo que se observa en las figuras 3.9a y 3.9b, es que la inclusión no penetra y por lo tanto no es absorbida por la escoria.

Una vez explicado el modelo matemático, se utilizó para determinar si las inclusiones fueron o no absorbidas por la interface metal-escoria, como se describe a continuación:

1.- Se tuvo que resolver numéricamente las ecuaciones diferenciales del transporte de la inclusión sin y con la película de acero, a través de programas o algoritmos computacionales en lenguaje Fortran, para estar en la posibilidad de obtener resultados y posteriormente analizarlos.

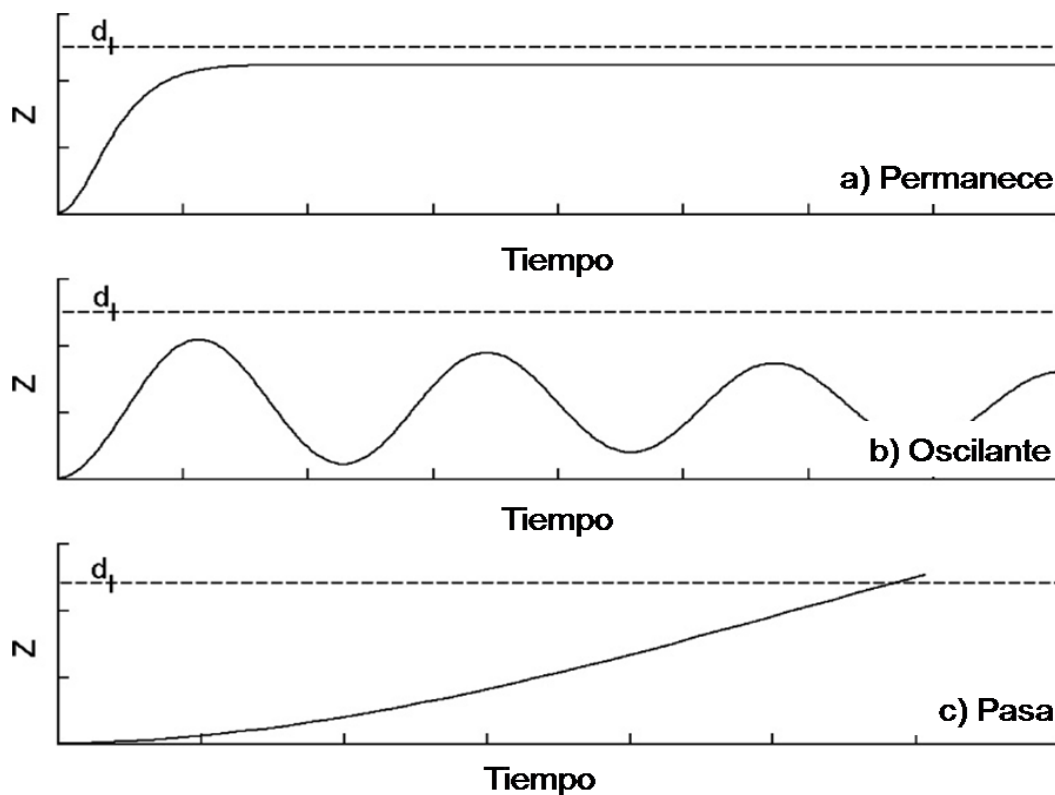


Figura 3.9 Representación esquemática del comportamiento de la inclusión cruzando la interface metal-escoria

2.- Se definieron las propiedades físicas que se utilizaron en el modelo, para luego llevar a cabo un estudio paramétrico que tuvo como objetivo, determinar las variables que afectan en el desplazamiento de inclusión.

3.- Una vez identificadas las propiedades físicas, se procedió a determinar el tipo de comportamiento que adoptan las inclusiones en la interface metal-escoria, es decir, las inclusiones pueden permanecer dentro del metal u oscilar entre el metal y la interface metal-escoria.

4.- Se determinaron los valores óptimos de las propiedades físicas que tienen gran impacto en el desplazamiento de la inclusión hacia la escoria.

5.- Por último, se determinó las zonas en el distribuidor en donde las inclusiones son absorbidas por la escoria, esto se realizó con ayuda de la simulación matemática debido a que se obtuvieron los vectores de velocidad en el plano de la interface metal-escoria.

Es importante señalar que este tipo de análisis (comportamiento de las inclusiones en la interface metal-escoria), no se ha llevado a cabo y se pretende que a partir de este trabajo de investigación, se realice de esta forma para comprender mejor el estudio de cualquier distribuidor de colada continua que contenga o no dispositivos modificadores de flujo.

3.4 Distribuidor de colada continua en estudio

En las siguientes Figuras 3.10, 3.11 y 3.12, se observan la geometría a escala real del distribuidor de colada continua de 6 líneas tipo delta, cabe señalar que estas figuras fueron proporcionadas por la empresa Global Steel Wear S.A.

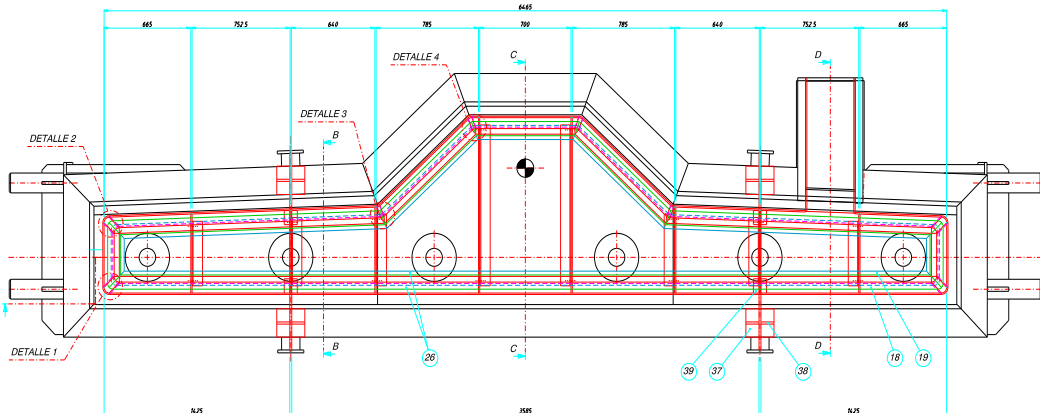


Figura 3.10 Vista superior del distribuidor a escala real.

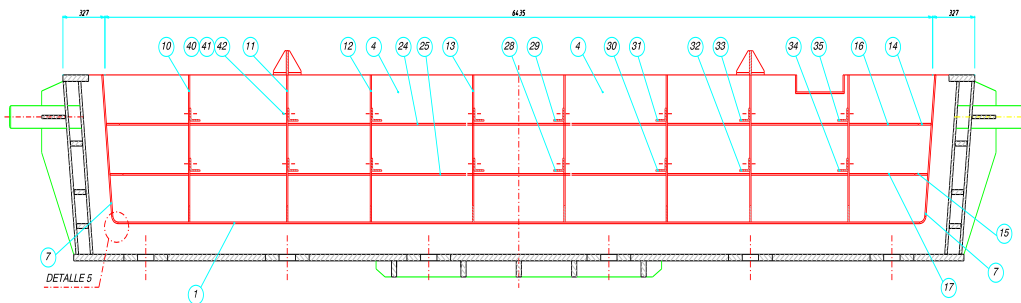


Figura 3.11 Vista frontal del distribuidor a escala real.

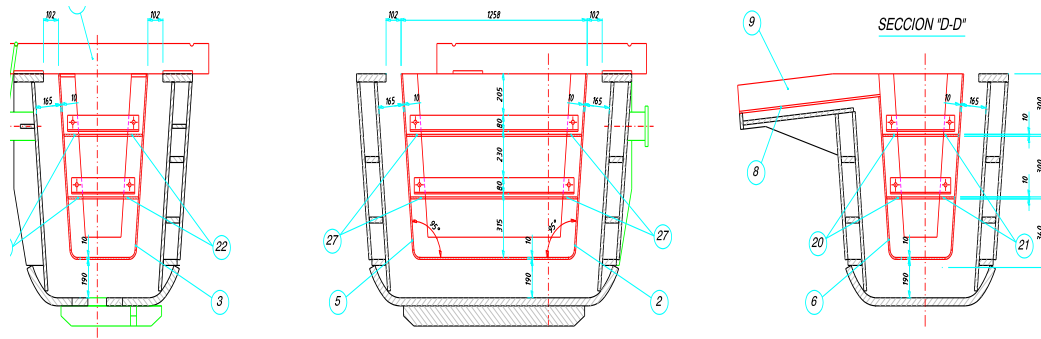


Figura 3.12 Vista lateral del distribuidor a escala real.

4 Discusión de Resultados

En esta sección se presentan los resultados utilizando el modelo del distribuidor y agua como medio de modelado para el acero líquido (debido a la similitud en sus viscosidades cinemáticas, ver Tabla 3.1), y los flujos de alimentación utilizados con agua fueron: para alto flujo de $0.02611 \text{ m}^3/\text{min}$ y para bajo flujo de $0.01916 \text{ m}^3/\text{min}$; para los tres casos de estudio considerados. Estos casos son: el primero corresponde al distribuidor vacío, el segundo al distribuidor con un inhibidor de turbulencia (IT), IT-A y el tercero al distribuidor con otro inhibidor de turbulencia y un par de baffles, IT-B+baffles.

4.1 Patrones de mezclado del trazador

Analizando la Figura 4.1, hay diferentes patrones de mezclado del trazador para los tres casos estudiados, en tiempos constantes de 2 segundos (Figuras 4.1a-4.1c) y de 60 segundos (Figuras 4.1d-4.1f) en alto flujo.

Como se observa en los tiempos cortos, las Figuras 4.1a-4.1c, el trazador en el distribuidor vacío indica la existencia de la alta turbulencia y condiciones de mezclado en la caja de colada. Mientras tanto, IT-A provee un movimiento ascendente del trazador y considerablemente con menor mezclado, ver la Figura 4.1b, y las condiciones de los campos de IT-B retienen más el trazador dentro del inhibidor, como se puede ver la longitud de la pluma de mezclado del trazador, ver la Figura 4.1c. En un tiempo más largo, las Figuras 4.1d-4.1f, el distribuidor vacío comienza con un mezclado irregular porque se transporta el trazador, con una aparente concentración más grande según lo detectado por las grabaciones del video, hay una velocidad más lenta a través de la parte inferior del distribuidor que a lo largo de la superficie del baño. El arreglo IT-A provee un transporte más rápido del trazador a lo largo de la parte inferior del distribuidor con concentraciones más altas que las ubicadas en la superficie del baño, Figura 4.1e. Ambos casos, el distribuidor vacío y el distribuidor con el arreglo del IT-A dejan la esquina superior del distribuidor con concentraciones bajas del trazador, lo que indica la existencia de regiones muertas. El arreglo IT-B+baffles, Figura 4.1f del distribuidor, evita la existencia de la región muerta en la esquina superior de este distribuidor y proporciona un frente más plano para el trazador que se mezcla indicando condiciones más cercanas a un flujo pistón, que los dos casos anteriores.

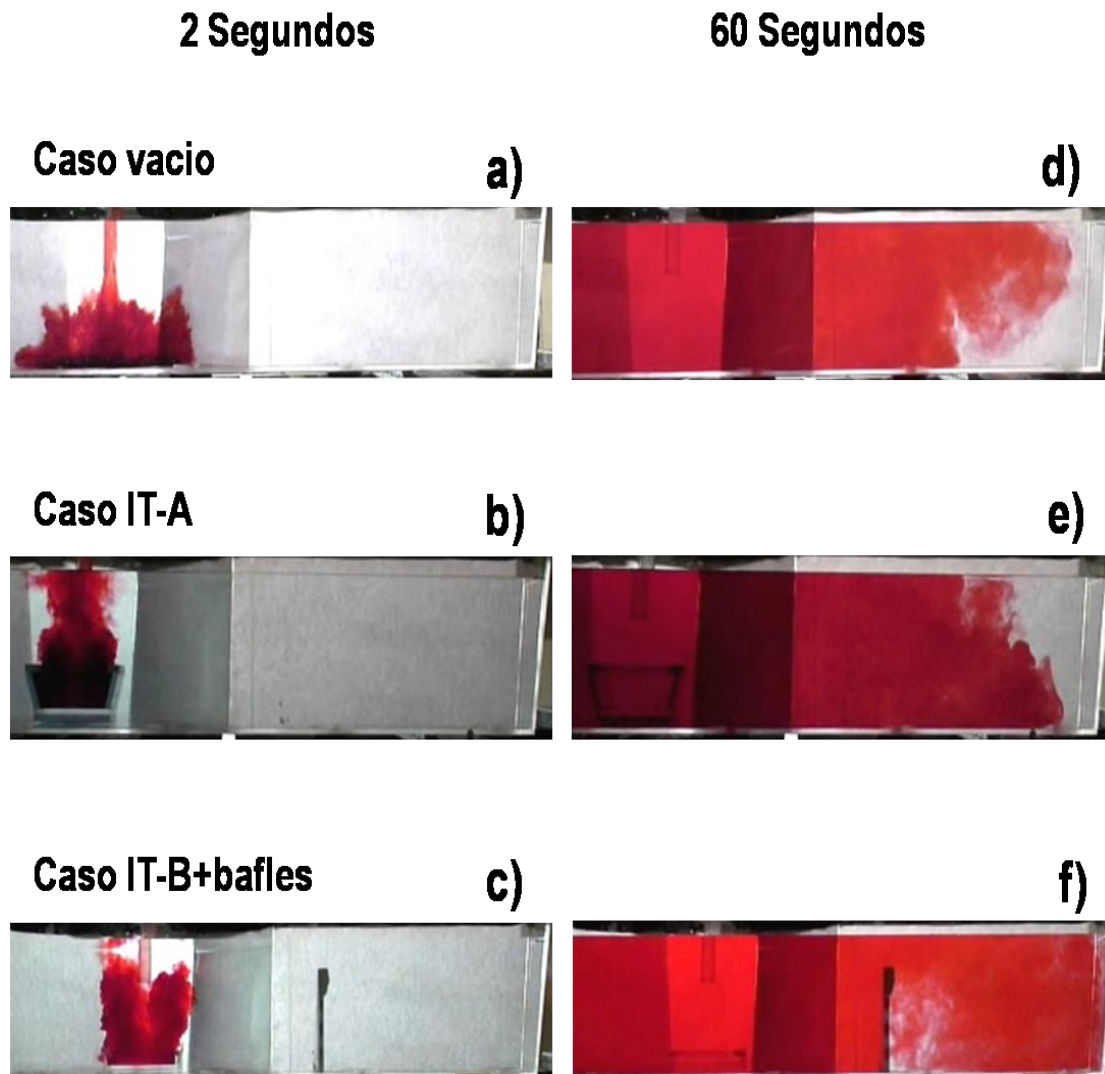


Figura 4.1. Patrones de mezclado del trazador.

Con un bajo flujo en la buza de alimentación las características de mezclado del trazador son similares a las descritas arriba.

4.2 Validación del modelo matemático

El modelo matemático fue directamente validado a través de la cinética de mezclado del trazador, de donde se obtuvieron los datos de los volúmenes muerto, pistón y mezcla en el distribuidor (cuantitativamente) y posteriormente realizar los cálculos para obtener las curvas de distribución de tiempos de residencia y las curvas de distribución de edades internas

(cualitativamente), para alto flujo con el distribuidor con el arreglo IT-B+baffles para las tres líneas de colada.

La validación cuantitativa se muestra en la Tabla 4.1, de donde se realizó una comparación de los resultados obtenidos entre la modelación física y la simulación matemática, con respecto a los volúmenes muerto, pistón y mezcla en el distribuidor; donde se observa una diferencia máxima de 3.43%, es decir, una concordancia del 96.57%.

Tabla 4.1. Comparación de los valores obtenidos entre la modelación física y la simulación matemática con respecto a los volúmenes en el distribuidor.

<i>Comparación</i>	<i>Volumen Muerto</i> V_D (%)	<i>Volumen Pistón</i> V_P (%)	<i>Volumen Mezcla</i> V_M (%)
<i>Modelación Física</i>	13.84	27.01	59.15
<i>Simulación Matemática</i>	15.49	23.58	60.93
<i>Diferencia</i>	1.65	3.43	1.78

Las Figuras 4.2a-4.2b muestra la validación cualitativa por medio de las curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) tanto, experimental como la simulada, respectivamente. Mientras tanto, las Figuras 4.2c y 4.2d muestran las curvas de distribución de edades internas (DEI) correspondientes al mismo caso. Como se pueden ver en éstas graficas, hay una muy buena concordancia entre las curvas de DTR y DEI, experimentales y simuladas.

Con esto podemos comentar que el modelo matemático predice razonablemente bien el flujo en este distribuidor, tanto cuantitativamente como cualitativamente, considerando la complejidad del modelo de turbulencia que fue usado en la simulación computacional.

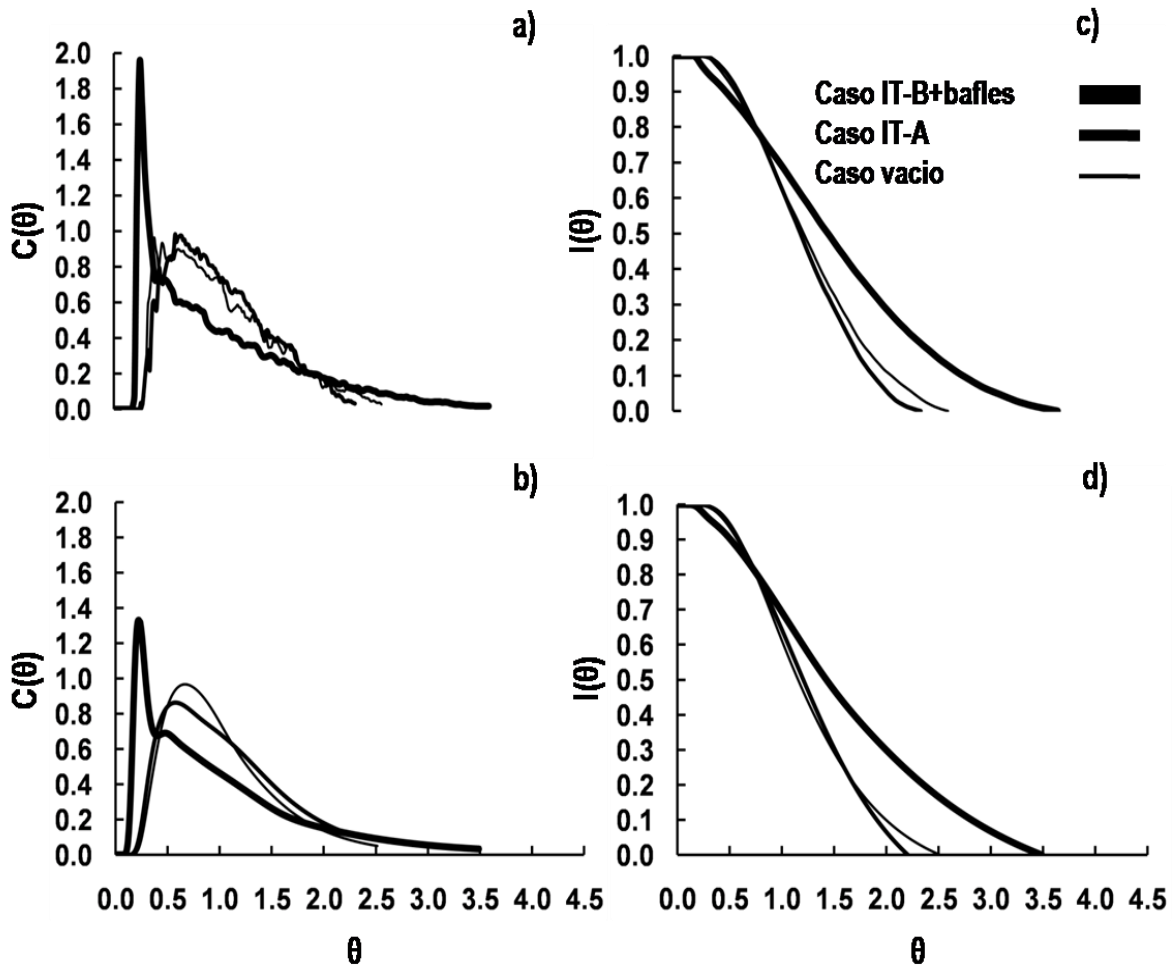


Figura 4.2. Validación del modelo matemático por la modelación física usando el arreglo IT-B+baffles (Alto flujo): a)-b) Curvas DTR, c)-d) Curvas DEI.

4.3 Mecanismos de transferencia de momento

Ahora que el modelo matemático fue validado es posible explicar los patrones de mezclado del trazador a través de los campos de velocidad en alto flujo; para los planos longitudinales con relación a la entrada del chorro de alimentación, en los tres casos como se muestran en las Figuras 4.3a-4.3c y en los planos transversales correspondientes, que se giran 90° con respecto a los planos anteriores, observar las Figuras 4.3d-4.3f. En el distribuidor vacío, Figuras 4.3a y 4.3d, los flujos del fluido con alta velocidad a lo largo de la parte inferior del distribuidor, forma un alto gradiente negativo ascendente de velocidad. Sobre estos vectores de alta velocidad son grandes, el flujo de recirculación son con velocidades más pequeñas.

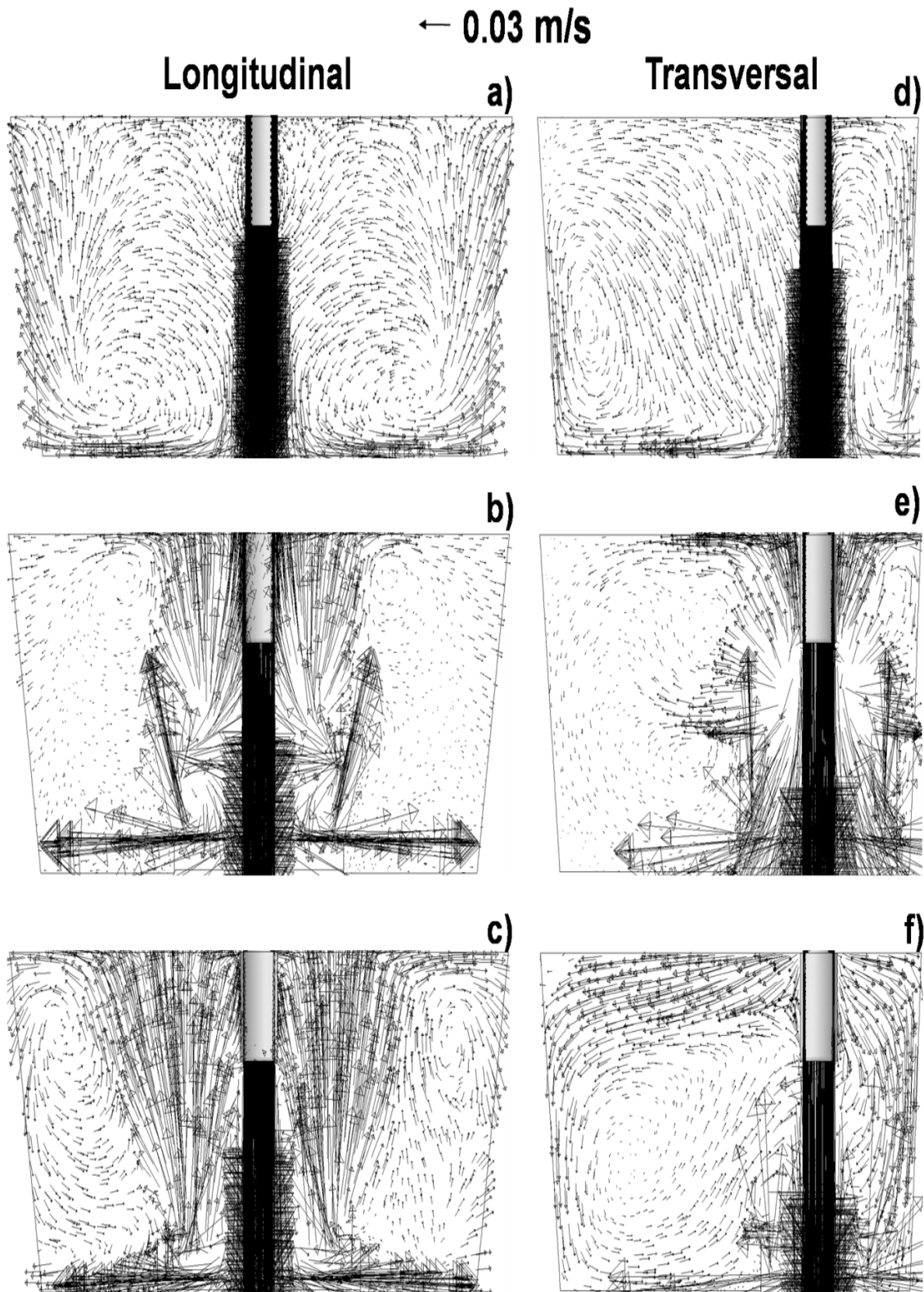


Figura 4.3. Campos de velocidad de los planos longitudinales y transversales con respecto a la buza de alimentación (alto flujo): a)-d) Caso vacio, b)-e) Caso IT-A, c)-f) Caso IT-B+baffles.

El fluido impacta la parte inferior, como se observa en el plano longitudinal, y en las paredes del frente y posterior del distribuidor, esto se muestra en el plano transversal. El segundo caso, usando IT-A Figuras 4.3b y 4.3e, suministra flujos salientes inclinados dirigidos hacia el chorro de alimentación que forma gradientes decrecientes de velocidad al paso el líquido circundante a un grado que la mayor parte del volumen de la caja de colada contiene un líquido con un movimiento muy lento a lo largo del interior de éste inhibidor. El líquido alcanza la superficie del baño con un pequeño momento que no pueda inducir un flujo de recirculación, como se ve claramente en la Figura 4.3f. Finalmente, el tercer caso, usando el arreglo del IT-B+baffles, Figuras 4.3c y 4.3f, forma un perfil en abanico ascendente y recto a la velocidad que induce un flujo de recirculación total en la caja de colada y disminuye el volumen del fluido con velocidades muy pequeñas. Los correspondientes campos de velocidad al bajo flujo, se observan características similares aunque, obviamente, las magnitudes de los vectores de velocidad son más pequeñas.

En las Figuras 4.4a-4.4c se muestran las disipaciones de la energía cinética turbulenta en los planos frontal-vertical en la posición de entrada del chorro de alimentación para los tres casos en estudio, bajo condiciones en alto flujo. Las Figuras 4.5a-4.5c muestran la misma información con el distribuidor operando a bajo flujo. El distribuidor vacío (Figuras 4.4a y 4.5a) indica gradientes muy altos de disipación lo cual significa que la mayor parte del flujo está lejos de ser turbulento en la mayor parte del volumen de colada de la caja. En el arreglo de IT-A en alto flujo (Figura 4.4b), la energía es disipada en el interior y exterior del inhibidor, aunque, en el exterior hay un paso de gradiente negativo de energía. Diferente al caso con el arreglo de IT-B+baffles, Figura 4.4c, la energía es eficientemente disipada en el interior del inhibidor que promueve un gradiente más pequeño de la energía en el exterior, es decir, la energía todavía se disipa en el líquido que está sobre el inhibidor. Cuando el flujo es bajo, la energía de disipación en el distribuidor vacío (Figura 4.5a) llega a ser evidentemente más pequeña afectando solamente a una capa límite más fina. La Figura 4.5b muestra que el arreglo IT-A disipa energía cerca de la parte inferior del inhibidor y sale la mayor parte del volumen del inhibidor libre de efectos de disipación. Al contrario a esta condición, usando el arreglo de TI-B+baffles, la Figura 4.5c, mantiene la disipación en el interior y exterior del inhibidor, aunque, con magnitudes más pequeñas, que cuando el flujo es alto, como debe ser esperado.

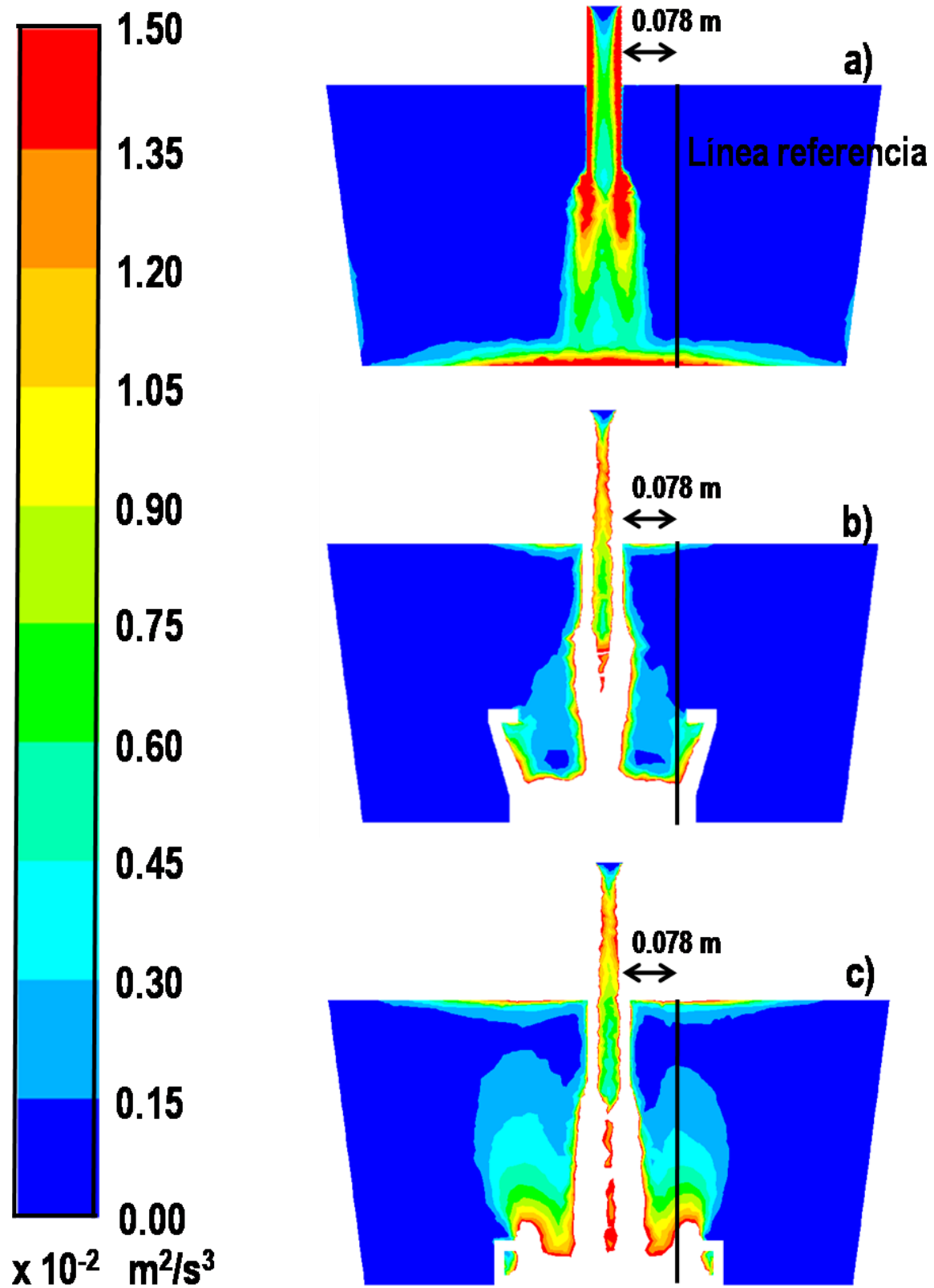


Figura 4.4. Disipación turbulenta en alto flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.

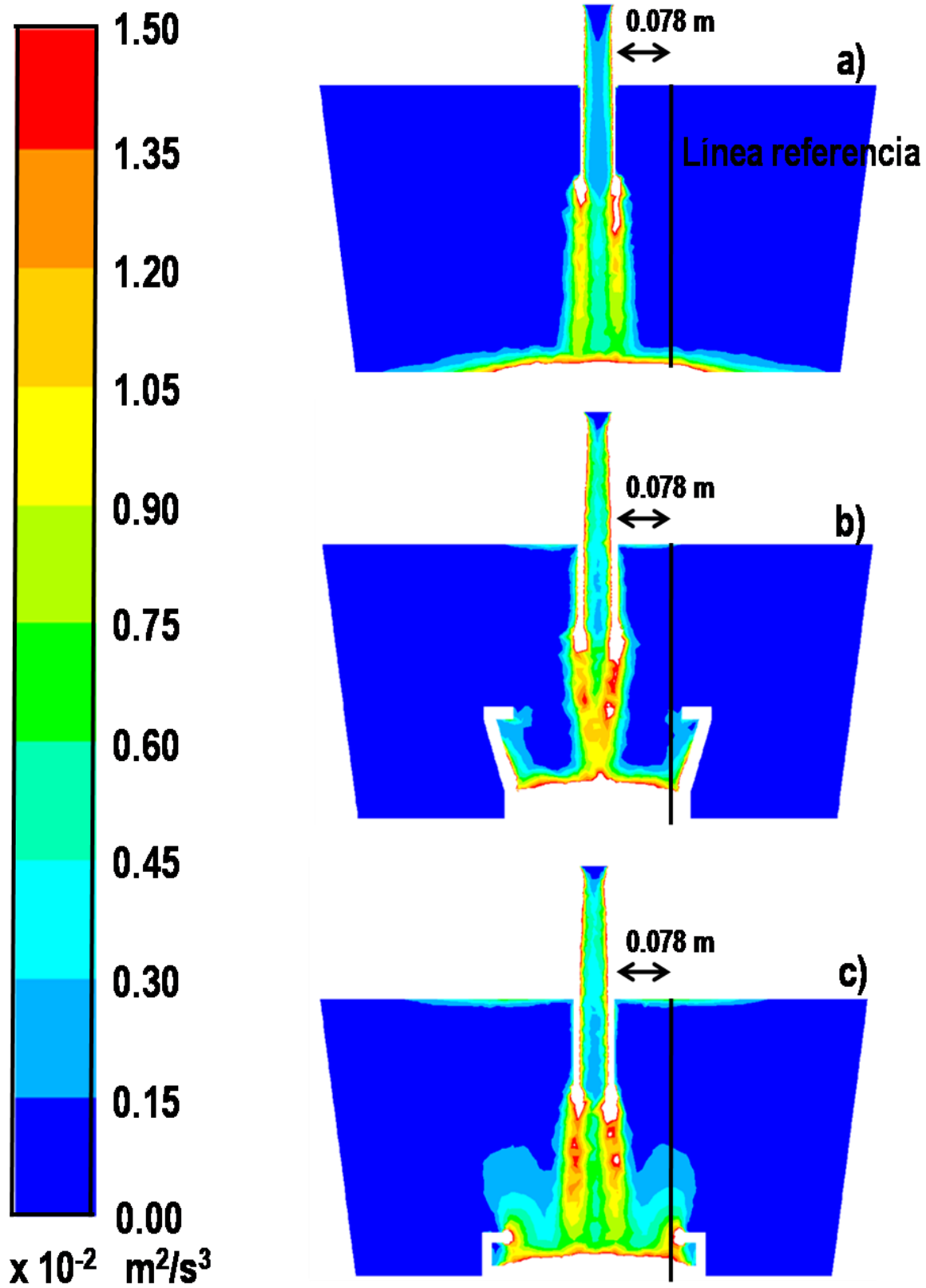


Figura 4.5. Disipación turbulenta en bajo flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.

Aunque, la disipación es una variable de flujo que describe bien los flujos turbulentos, físicamente es interesante provocar alrededor de una variable complementaria cuyo significado físico sería más directo, por lo menos desde un punto de vista físico. Según la teoría de los flujos turbulentos ⁽⁸⁹⁾ el movimiento de los remolinos más pequeños del flujo disipa la energía cinética turbulenta. Por este medio, hay una relación importante entre los tamaños de remolinos similares a la escala de Kolmogorov's y la disipación de energía cinética (ver apéndice A) y se da como:

$$a_{\eta} = \sqrt{3} \frac{\varepsilon^{\frac{3}{4}}}{\nu^{\frac{1}{4}}} \quad 4.1$$

Las energías de disipación se leen a lo largo de las líneas rectas mostradas en las Figuras 4.4 y 4.5, en forma arbitraria separadas a 78 milímetros el eje del chorro de alimentación, son graficados desde la parte inferior hacia la altura del nivel del baño, con el objeto de cuantificar las aceleraciones de los remolinos pequeños afectados por los arreglos del distribuidor y el flujo. Las aceleraciones de los remolinos son graficados en las Figuras 4.6a y 4.6b para los tres casos en alto y bajo flujo, respectivamente. Hay varias observaciones aquí y son las siguientes:

- Las aceleraciones son las más pequeñas en el distribuidor vacío con un gradiente cada vez mayor del paso hacia la parte inferior del distribuidor. Estos resultados están completamente de acuerdo con la percepción de la física implicada en la turbulencia; es decir, el disipador menos eficiente de la energía se debe asociar a los remolinos turbulentos más lentos.
- Las aceleraciones de los remolinos usando el inhibidor IT-A tienen magnitudes más grandes que el distribuidor vacío, sin embargo, disminuye constantemente de la parte inferior hacia el seno del flujo.
- Las aceleraciones de los remolinos usando el inhibidor IT-B+baffles tienen las magnitudes más grandes con respecto a los dos casos anteriores pero, la característica más importante, es el pico asociado a la altura de este inhibidor. Físicamente, este segundo pico indica que la altura total del inhibidor se está utilizando para disipar energía por lo que las aceleraciones de remolinos se realizan ahí.
- Cerca de la superficie sólida la difusión viscosa es el único mecanismo importante de la transferencia de momento y es en donde se localización los remolinos más pequeños y más

rápidos que pueden ser encontrados. Como consecuencia, en todo caso, las aceleraciones de los remolinos son máximas en la superficie sólida.

- Lejos de la parte inferior, la población de pequeños remolinos disminuye y la escala de turbulencia crece, como resultado final, en una disipación nula.
- Un inhibidor con remolinos rápidos introducirá altos índices de la disipación de energía cinética y por el flujo alto deformado, un trazador en su interior tendrá tiempos de retención más largos, como se puede ver, físicamente y claramente comparado con las Figuras 4.1b y 4.1c.

4.4 Curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) y función intensidad (FI)

Las Figuras 4.7a, 4.7b y 4.7c, para alto flujo, se muestran las correspondientes curvas de distribución de tiempos de residencias (DTR) para el distribuidor vacío y los distribuidores con los arreglos IT-A y IT-B+baffles, respectivamente. En el distribuidor vacío, un fuerte flujo de circuito corto es observado para la línea de colada interna seguido por la línea de colada intermedia mientras que la línea de colada externa, debido a su posición que es la más separada, no tiene este tipo de flujo. El trazador toma tiempos largos para estar totalmente fuera del distribuidor en las líneas de colada internas seguido por las líneas de colada intermedias y externas. Es evidente, de estas curvas, que las tres líneas de colada tienen diferentes respuestas pues sería esperado para un distribuidor sin ningún dispositivo de control de flujo. Usando el arreglo IT-A los flujos de circuito corto a través de las líneas de colada internas e intermedias disminuyen como los tiempos de residencia mínimos son más largos que en el caso anterior. Las curvas DTR para las líneas de colada intermedias y externas vienen más cercanas una del otro, los picos de concentración son más pequeños y las curvas son más anchas indicando niveles de mezclado más altos que en el caso anterior. Usando el arreglo IT-B+baffles levanta más los tiempos de residencia mínimos de las líneas de colada internas e intermedias, provocando picos de concentraciones máximas más altas de las tres líneas de colada y están más cercanas las curvas intermedias y externas que indican un comportamiento casi igual entre ambas líneas de colada.

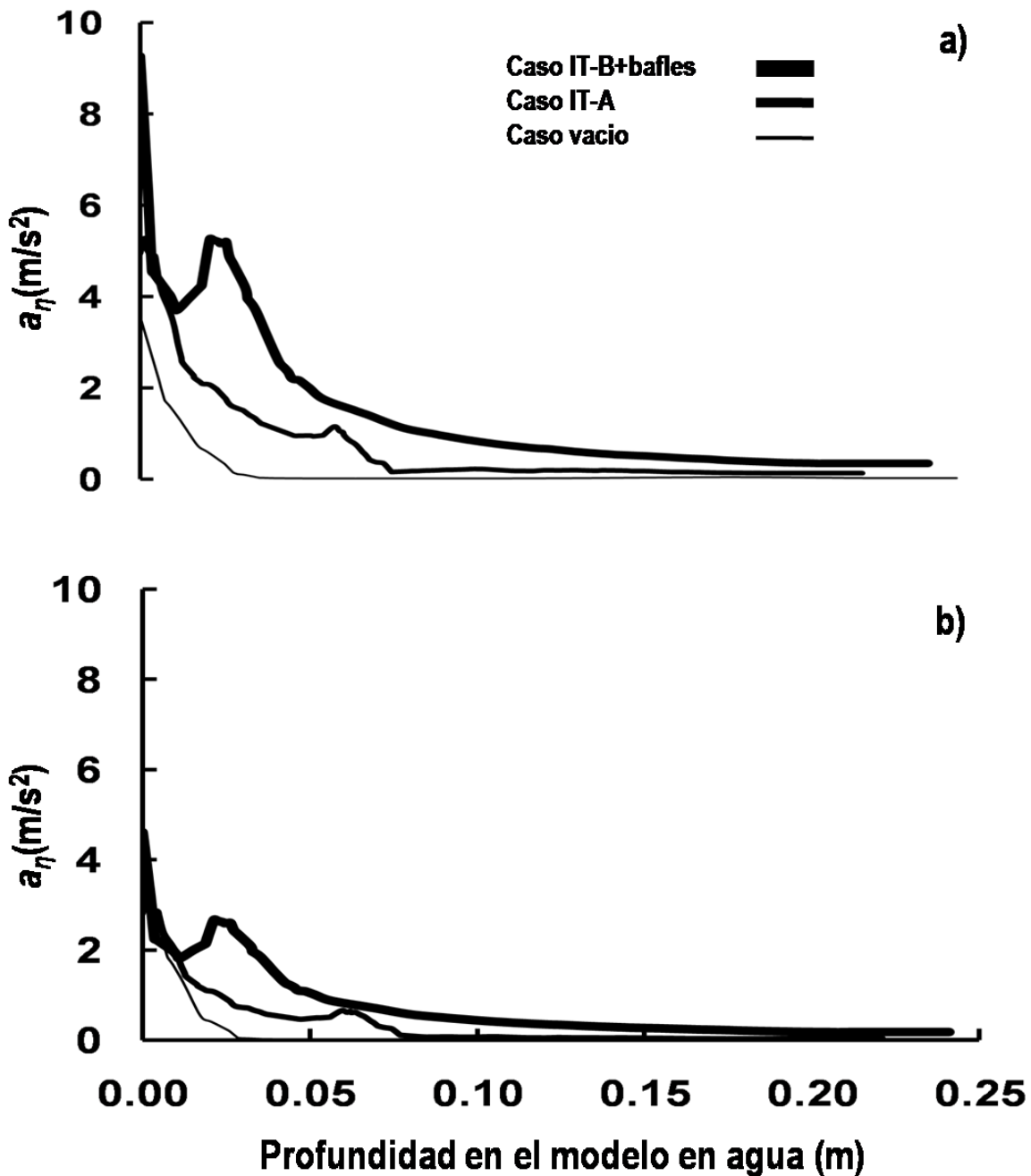


Figura 4.6. Aceleraciones de remolinos: a) Alta flujo, b) Bajo flujo.

Es también importante notar que usando este sistema, a diferencia de los dos casos anteriores, el trazador tarda un tiempo más corto para dejar totalmente el distribuidor cuando pasa a través de las líneas de colada intermedias que las líneas de colada externas, permaneciendo la línea de colada interna con el tiempo correspondiente más largo. Curvas similares de DTR fueron determinadas para estos casos, bajo condiciones más pequeñas de flujo.

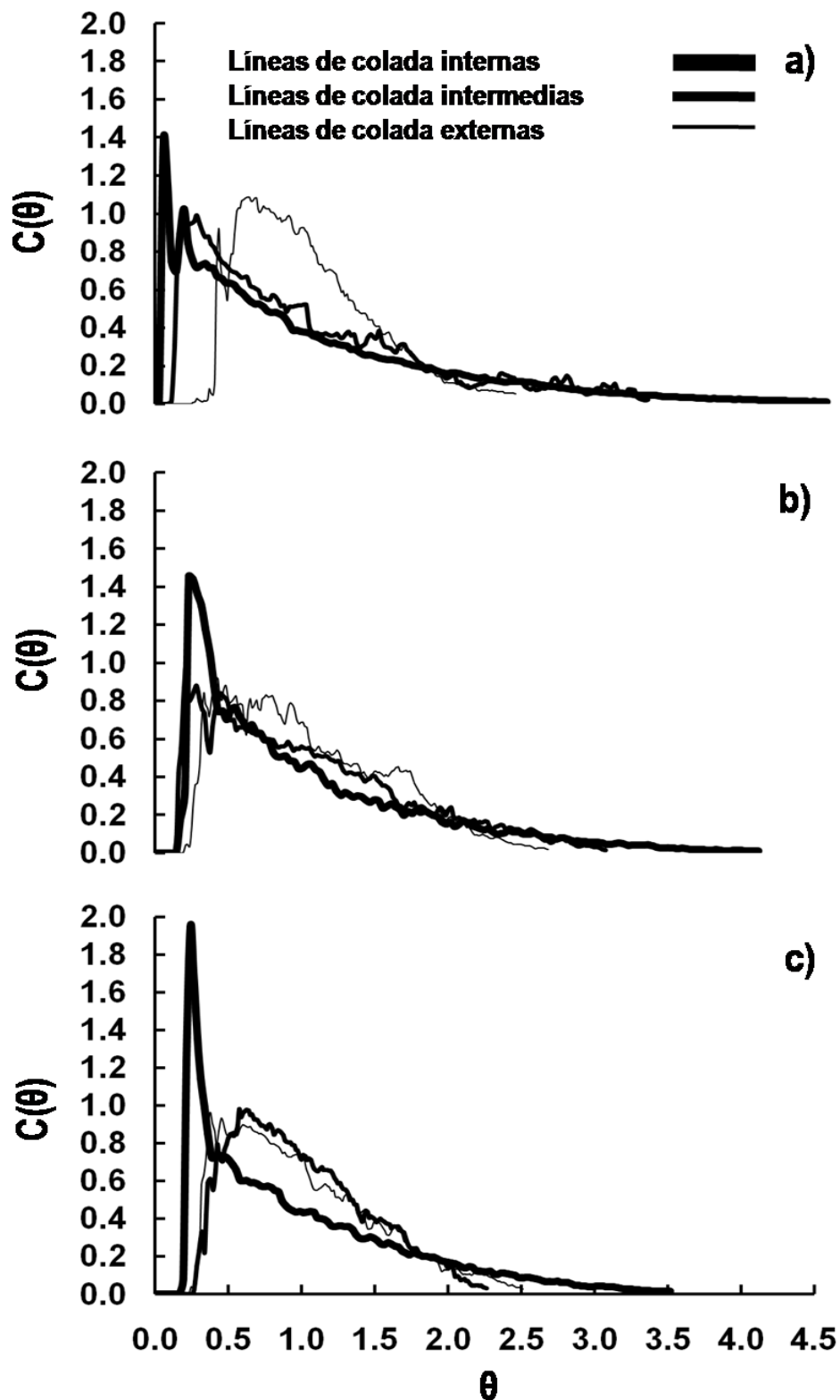


Figura 4.7. Curvas de distribución de tiempos de residencia en alto flujo: a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.

Por consiguiente, parece que por usar el arreglo IT-B+baffles mejora el rendimiento del flujo de volúmenes bajo patrones de flujo pistón. Una idea cuantitativa sobre el papel de la difusividad del remolino en el flujo se puede obtener con el cálculo del módulo de dispersión definido por el inverso del número de Peclet:

$$Pe^{-1} = \frac{De}{uL} \quad 4.2$$

Donde De es la difusividad del remolino, u y L son la velocidad y longitud características del sistema. Por lo tanto, magnitudes grandes de este módulo implica que el mezclado transversal axial es grande y es teóricamente ilimitada, en este caso el recipiente se comporta como un reactor de mezclado perfecto. Este módulo se obtiene con la relación siguiente entre la variancia estadística (cuadrado de la desviación estándar) calculada de las curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) de acuerdo con la ecuación siguiente ⁽⁹⁰⁾:

$$\sigma^2 = 2Pe^{-1} - 2Pe^{-2}(1 - e^{-Pe}) \quad 4.3$$

Por lo tanto, cuando Pe^{-1} , módulo de dispersión, disminuye es porque la difusividad del remolino es más pequeña y entonces el flujo tiende a ser en el reactor un flujo pistón porque la difusión transversal-axial disminuye. El comportamiento asintótico más bajo se limita a cero y esa condición corresponde a un reactor de flujo pistón. De hecho, el módulo estadístico de dispersión se presenta para todos los casos en las figuras 4.8a y 4.8b para alto y bajo flujo, respectivamente, donde se ve que el arreglo IT-B+baffles produce el módulo más pequeño seguido por los arreglos del IT-A y el distribuidor vacío. En alto flujo aumenta el módulo de dispersión puesto que las condiciones de mezclado en el distribuidor son más fuertes debido a una intensidad más grande de la turbulencia. Las Figuras 4.9a y 4.9b muestran un resumen de las fracciones de volumen del agua bajo volúmenes de flujo pistón y muerto (la adición de estos volúmenes y la diferencia de 100% proporciona la fracción de volumen bajo mezclado completo) para las condiciones de alto y bajo flujo, respectivamente. En alto flujo provoca el distribuidor vacío parecerse a los patrones de flujo pistón y esta fracción se incrementa desde el distribuidor vacío hacia el arreglo con el IT-B+baffles. La fracción de volumen muerto también disminuye con la misma tendencia del distribuidor vacío hacia el arreglo con el IT-B+baffles.

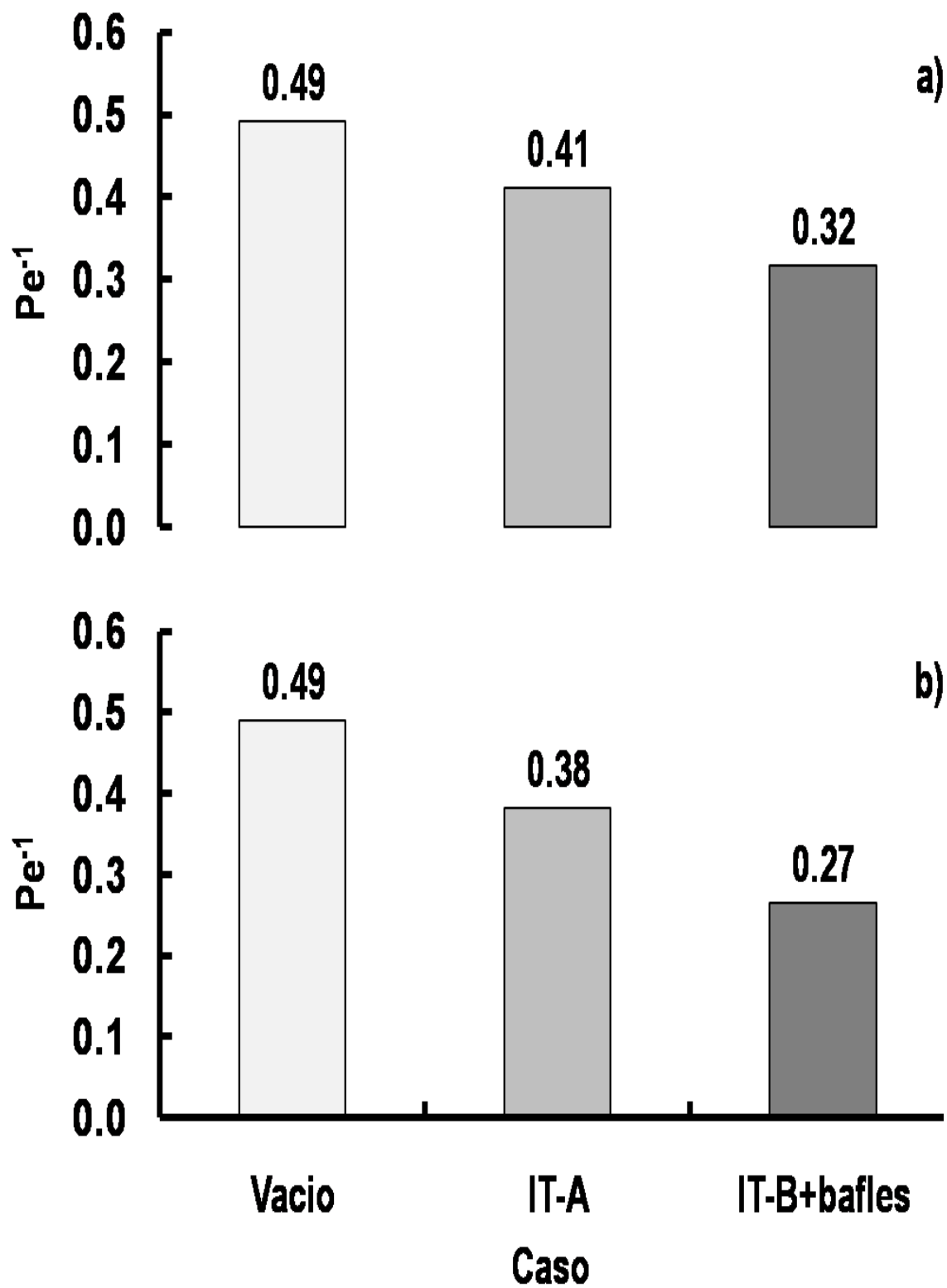


Figura 4.8. Módulo de dispersión: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.

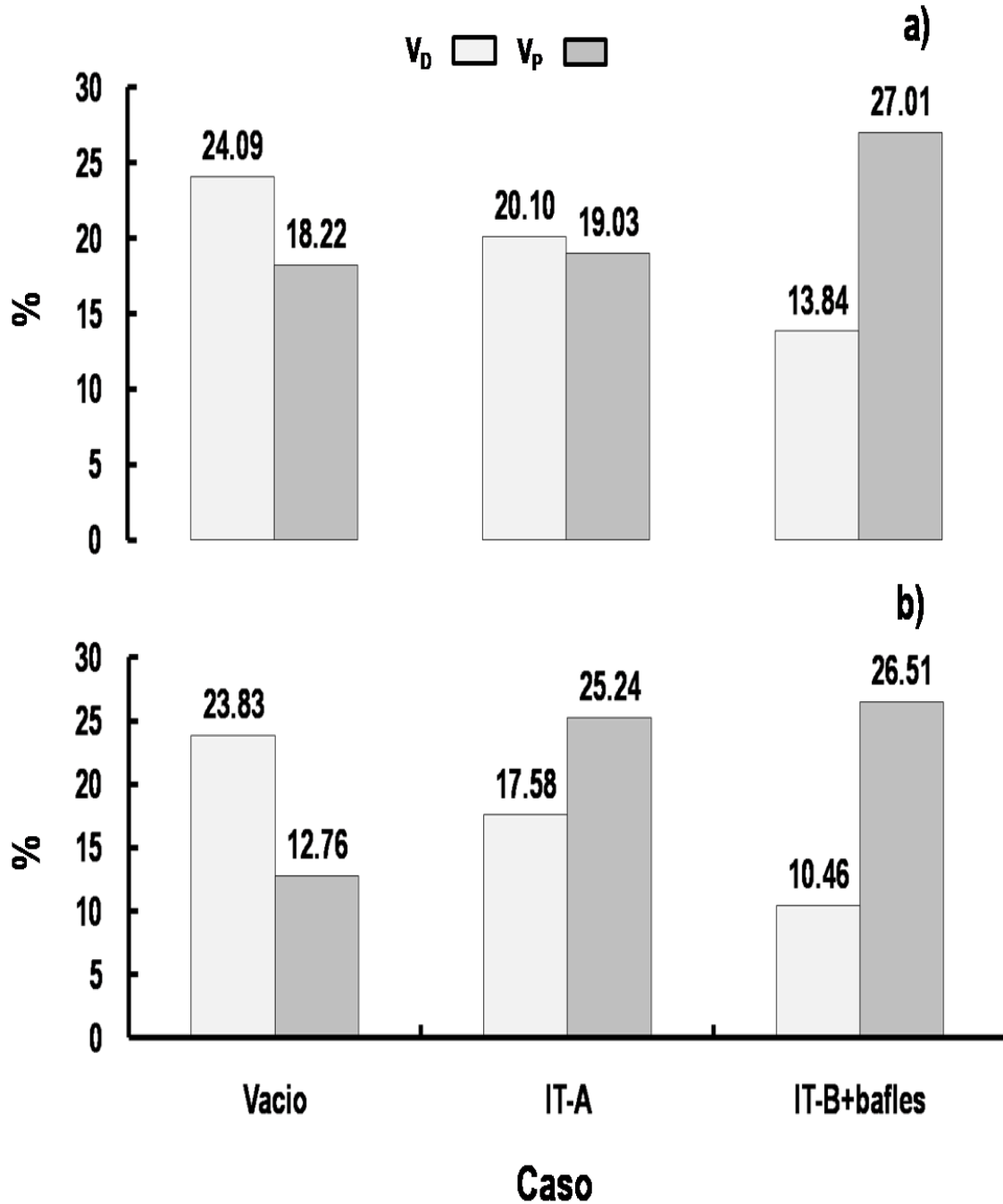


Figura 4.9 Volúmenes muerto y pistón: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.

Como se puede ver en los campos de velocidad correspondencia a los planos verticales situados en las líneas de colada para alto flujo se muestran en las Figuras 4.10a-4.10c, el arreglo IT-A deja áreas más grandes de velocidades pequeñas que incluso el distribuidor vacío. El arreglo IT-B+baffles distribuye uniformemente las corrientes del fluido a través de las seis líneas de colada.

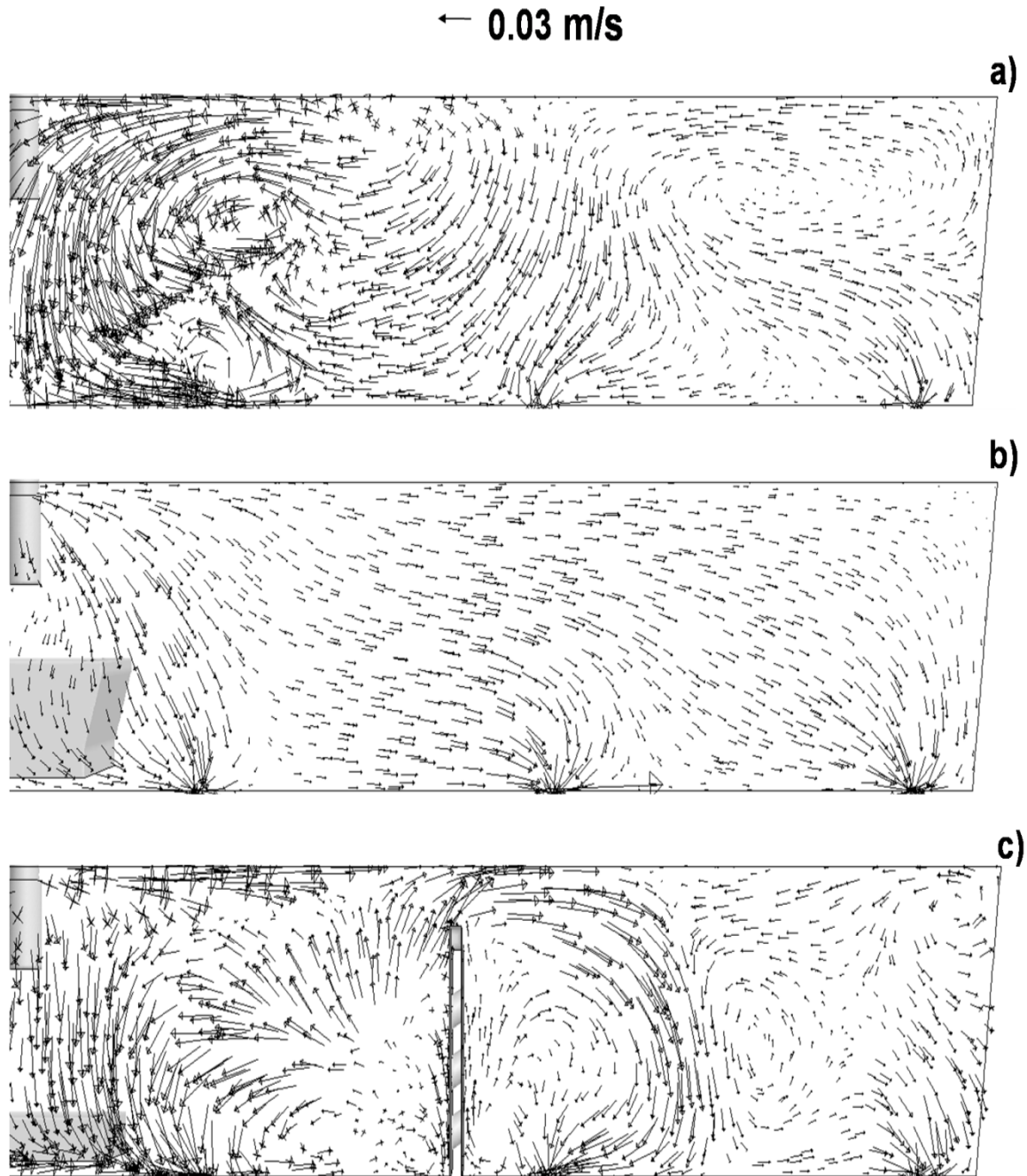


Figura 4.10. Campos de velocidad en un plano longitudinal pasando a través por todas las líneas de colada (alto flujo): a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles.

La Tabla 4.1 muestra la distribución de la mitad de la masa del trazador inyectado hacia las tres líneas de colada muestreadas. Está claro que el uso simple de un inhibidor ayuda a lograr incluso la distribución del trazador en las tres líneas de colada, sin embargo, el arreglo IT-B+baffles produce una operación más estable porque es menos dependiente del flujo.

Tabla 4.2. Curvas de distribución de tiempos de residencia parciales para cada línea de colada.

Flujo	Caso	Líneas de colada		
		Interna (%)	Intermedia (%)	Externa (%)
Alto	Vacio	37.08	46.31	16.61
	IT-A	33.80	33.26	32.94
	IT-B+baffles	34.53	33.11	32.36
Bajo	Vacio	30.90	30.19	38.91
	IT-A	32.44	29.63	37.93
	IT-B+baffles	32.29	35.86	31.85

La función intensidad fue evaluada usando las curvas DEI que fueron substituidas en la Ecuación (3.26) en forma adimensional; ver Tabla 3.3, para alto y bajo flujo.

Las Figuras 4.11a-4.11c corresponden a condiciones de alto flujo y las Figuras 4.12a-4.12c a condiciones de bajo flujo para cada uno de los casos experimentales estudiados en este trabajo. Estas curvas indican que el circuito corto del flujo (ver las regiones de pequeñas magnitudes de θ), es particularmente severo para las líneas de colada internas e intermedias del distribuidor vacio, de uno u otro, en alto y bajo flujo. El estancamiento es medido, cualitativamente, por el tiempo adimensional arriba a 2.0 hasta los puntos de inflexión indicados por las flechas en el tiempo cuando la DEI de los elementos del fluido se convierten en cero. Usando los arreglos, IT-A o IT-B+baffles disminuye el estancamiento para todas las líneas de colada y particularmente, más adelante, disminuyen considerablemente este flujo de las líneas de colada intermedias y externas para cualquier flujo. En alto flujo parecen prolongarse estas curvas en tiempos adimensionales más grandes.

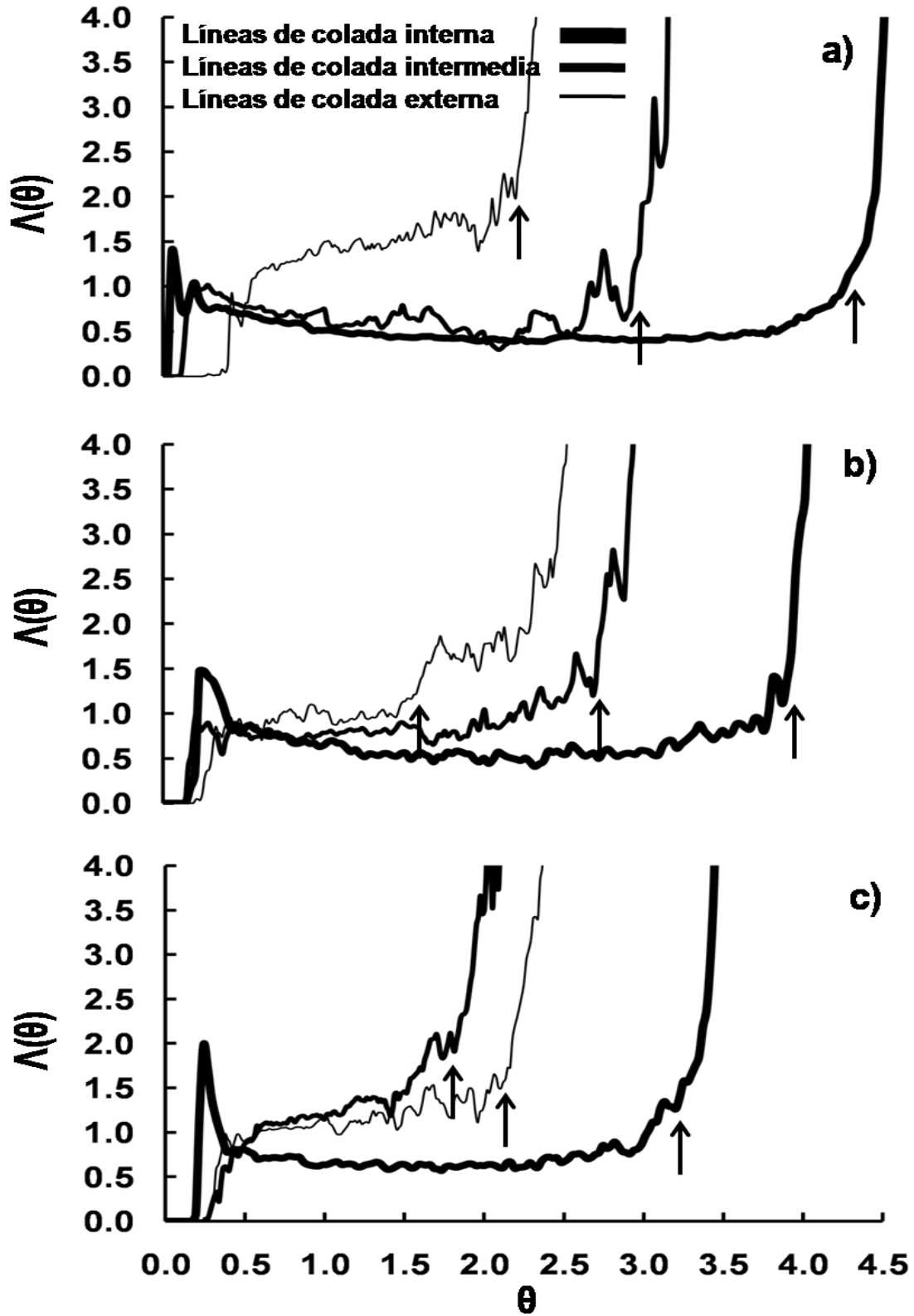


Figura 4.11. Curvas función intensidad (alto flujo): a) Caso vacío, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+baffles .

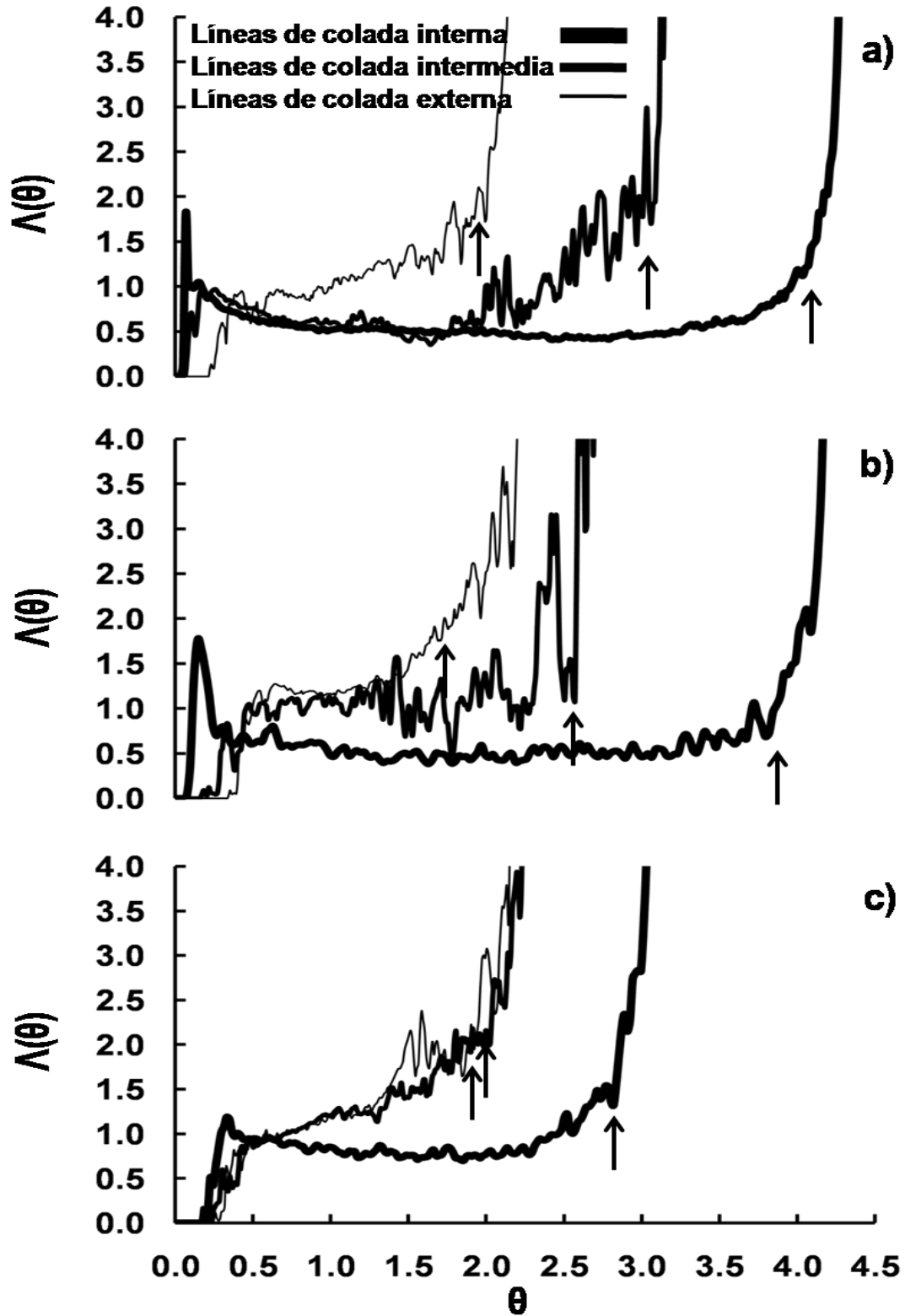


Figura 4.12. Curvas función intensidad (bajo flujo): a) Caso vacio, b) Caso IT-A, c) Caso IT-B+bafiles.

4.5 El papel del movimiento de los remolinos en las características de flujo

Hasta ahora, el diseño de los inhibidores de turbulencia se ha basado más en las experiencias personales que en conocimiento fundamental. Sin embargo, los actuales resultados muestran la conexión entre la estructura básica del flujo y los parámetros globales del flujo. Para visualizar esta conexión, las aceleraciones más grandes de los remolinos pequeños, para alto y bajo flujo, son graficados contra el tiempo mínimo de residencia del trazador en la primera línea de colada para todos los casos en las figuras 4.13a y 4.13b (las otras líneas de colada no se consideran en este análisis puesto que el arreglo IT-B+baffles no se puede comparar con otros casos debido a los efectos de los baffles en los flujos hacia las líneas de colada intermedias y externas). Estas graficas muestran relaciones proporcionales entre estos tiempos y aceleraciones de remolinos; aceleraciones más grandes de remolinos producen tiempos mínimos de residencia más grandes del trazador para la primera línea de colada. En otras palabras, altas aceleraciones significa más disipación de flujo en la superficie del inhibidor o en la parte inferior del distribuidor, en el caso del distribuidor vacío.

El arreglo IT-B+baffles produce el movimiento más intenso de esos remolinos que inducen tiempos de retención más largos del trazador como fue precisado arriba. Además, graficando el módulo de dispersión para todos los casos incluyendo alto y bajo flujo contra estas aceleraciones, como se muestran en las Figuras 4.14a y 4.14b, dando una idea directa en los mecanismos de disipación dentro del inhibidor y sus efectos en este parámetro global de flujo. En esas figuras hay una clara tendencia que indica que aceleraciones más grandes de remolinos dentro del inhibidor llevan a un módulo más pequeño de dispersión y para fracciones de volumen altos del líquido sigue un patrón de flujo pistón. Ambos sistemas de Figuras 4.13 y 4.14 son por consiguiente una perspectiva teórica en la superficie de estos inhibidores las velocidades fluctuantes de turbulencia son cero para mantener la condición límite de no-deslizamiento.

Sin embargo, los gradientes de estas velocidades fluctuantes son primero muy grandes para altas disipaciones. Es decir para inducir flujos líquidos tan cerca como sea posible al patrón de flujo pistón el volumen total del inhibidor debe ser utilizado, incluso cuando sean coladas de acero pequeñas.

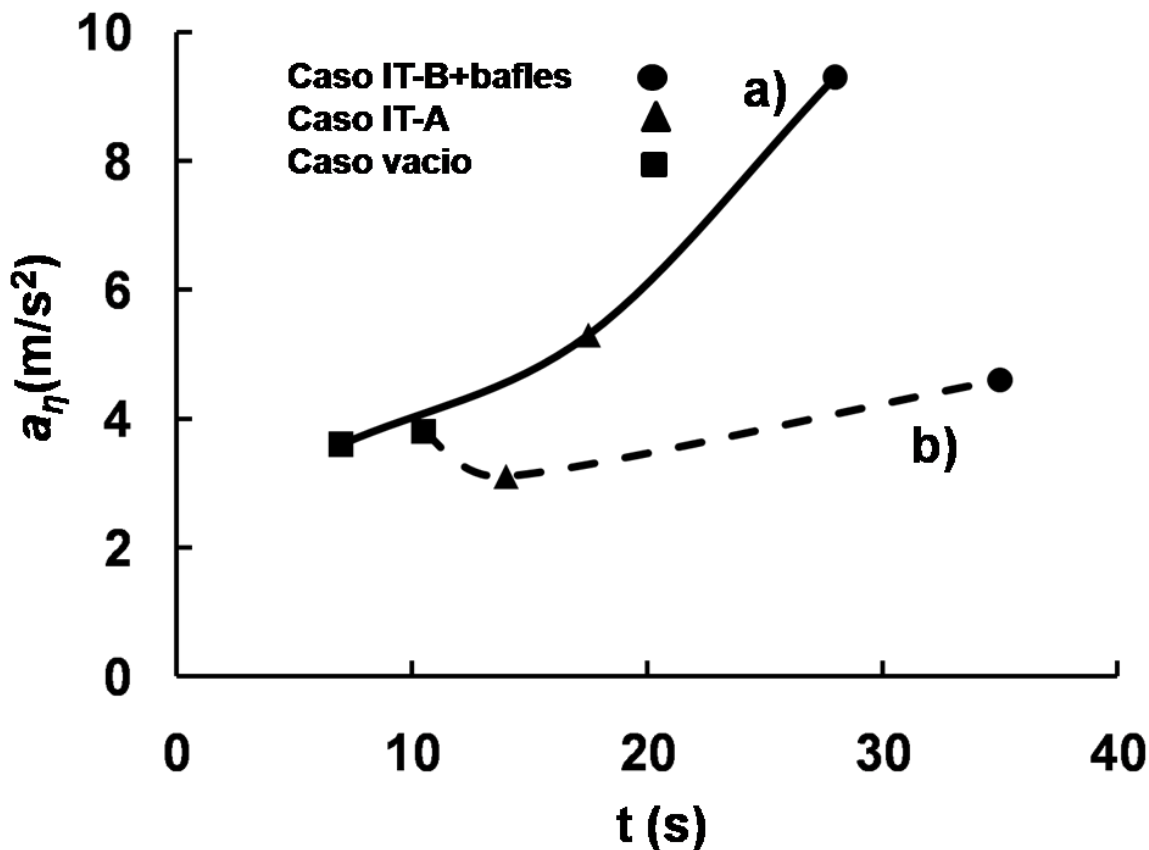


Figura 4.13. Comparación entre el tiempo mínimo de residencia y la aceleración lineal de los remolinos en la línea de colada interna: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.

La turbulencia del fluido se debe disipar principalmente dentro del inhibidor pero una parte de la disipación total debe ser llevada a cabo en el exterior para formar una recirculación con la transferencia de momento bastante grande para formar un flujo de recirculación en la caja de colada, ver Figuras 4.3c y 4.3f.

De lo contrario, si el volumen del inhibidor no se utiliza totalmente para la disipación de la turbulencia la transferencia de momento saliente del inhibidor no formará el flujo de recirculación mencionado que afecte el funcionamiento del distribuidor de manera de acercarse a un reactor de flujo pistón, ver Figuras 4.3b y 4.3e. En realidad, estos efectos habían sido divulgados por el grupo de autores con respecto a la razón de la disipación usando cuatro diferentes geometrías del inhibidor ⁽⁹¹⁾.

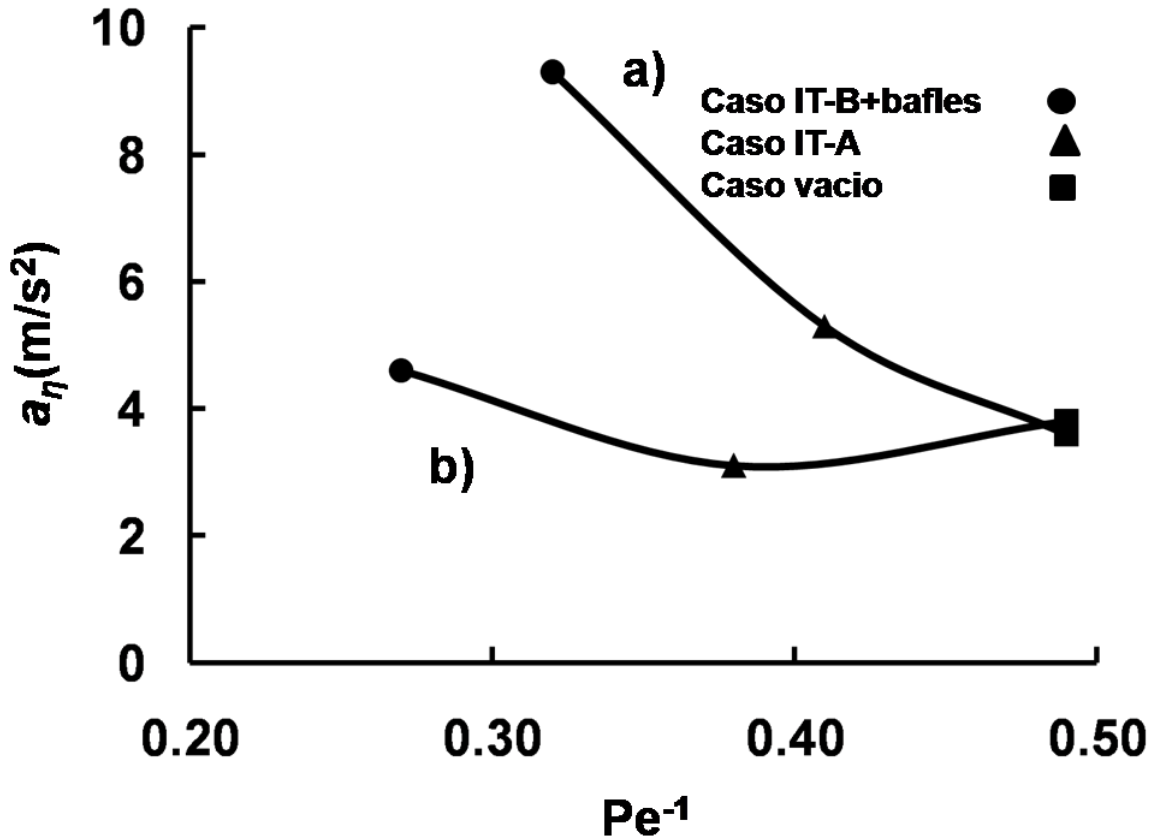


Figura 4.14. Comparación entre el módulo de dispersión y la aceleración lineal de los remolinos: a) Alto flujo, b) Bajo flujo.

En el futuro, el diseño óptimo de inhibidores de la turbulencia se debe basar en un conocimiento completo de los mecanismos implicados para disipar la energía cinética dentro de este dispositivo de control de flujo. La aceleración de los remolinos más pequeños será tan importante como el conocimiento del módulo de dispersión para lograr esta meta.

4.6 Programas de cómputo para el desplazamiento de la inclusión en el sistema metal-escoria

Como ya se mencionó en el punto 3.3, es necesario entender el comportamiento de las inclusiones en la interface metal-escoria y como primer paso se tuvieron que realizar los algoritmos o programas de cómputo del traslado de la inclusión hacia la interface metal-escoria, las cuales son: sin y con película de acero, que propone el modelo teórico matemático presentado por Nakajima y

Okamura. Estos programas de cómputo en lenguaje Fortran se muestran, en el apéndice B, en donde se llevaron a cabo la solución numérica.

Cuando el número de Reynolds es mayor o igual a la unidad ($Re \geq 1$), entonces las fuerzas inerciales son mayores que las fuerzas viscosas y por lo tanto existen muchas posibilidades que la inclusión sea absorbida por la escoria. Dado lo anterior, es precisamente lo que se desea para obtener un acero más limpio y de mayor calidad. De lo contrario cuando el $Re < 1$, la inclusión puede tener dos comportamientos: a) oscilar entre el metal y la interface metal-escoria y b) permanecer en el metal.

En lo subsecuente se utilizó el programa de cómputo del transporte de la inclusión sin la película de acero, con la finalidad de conocer los parámetros que influyen en el traslado de la inclusión hacia la interface metal-escoria, así como el comportamiento que presentan en función del tiempo.

4.7 Estudio paramétrico

Primero, se definieron los valores estándar de los parámetros de las propiedades físicas que se emplearon en el modelo, donde el acero fue hierro puro conteniendo 0.005 % masa de S y 0.0025 % masa de O. Se ha elegido la inclusión Al_2O_3 porque es uno de los tipos de inclusión más común; además, este tipo de inclusión es totalmente sólido e indeformable a la temperatura del acero líquido (1,550°C) en el distribuidor. Otra razón de elegir el tipo de la inclusión Al_2O_3 para el estudio paramétrico es que está relativamente bien documentada en términos de datos en cuanto a las características físicas en altas temperaturas.

La composición de la escoria que se eligió fue: 44.1 % masa SiO_2 , 6.6 % masa Al_2O_3 , 4.3 % masa CaF_2 , 2.6 % masa MgO , 34.6 % masa CaO y 7.8 % masa Na_2O .

Y por último la tensión interfacial entre el metal-escoria se escogió debido a la similitud que existe con los datos en planta en función de las actividades del azufre y oxígeno en el acero ⁽⁹²⁾. Se muestra un resumen de los datos en la Tabla 4.2.

Tabla 4.3. Propiedades de los materiales del metal, inclusión y escoria.

Propiedad	Densidad	Viscosidad
Acero (hierro puro)	$\rho_M = 7000 \frac{kg}{m^3}$	$\mu_M = 0.006 Pa \cdot s$
Inclusión	$\rho_I = 3990 \frac{kg}{m^3}$	
Escoria	$\rho_S = 2543 \frac{kg}{m^3}$	$\mu_S = 0.1998 Pa \cdot s$
Tensión Interfacial	$\sigma_{MS} = \begin{cases} I. \text{ Actividad del azufre en el acero } 0.730 - 1.250 \frac{N}{m} \\ II. \text{ Actividad del oxígeno en el acero } 0.565 - 1.350 \frac{N}{m} \end{cases}$	
	$\sigma_{IS} = 0.200 - 0.440 \frac{N}{m}$	
	$\sigma_{IM} = \begin{cases} I. \quad 0.000 - 0.929 \frac{N}{m} \\ II. \quad 0.000 - 0.713 \frac{N}{m} \end{cases}$	

Una vez definido los valores de las propiedades, se realizó un estudio paramétrico, para determinar que variables son los más influyentes en el desplazamiento de la inclusión. Este estudio fue realizado manteniendo primero constante el diámetro de la inclusión en $20 \mu m$ y posteriormente se cambió a $100 \mu m$, mientras que los parámetros de la propiedades físicas, las cuales son: densidad escoria (ρ_S), densidad inclusión (ρ_I), densidad metal (ρ_M), viscosidad escoria (μ_S), viscosidad metal (μ_M), tensión interfacial inclusión-escoria (σ_{IS}), tensión interfacial inclusión-metal (σ_{IM}) y la tensión interfacial metal-escoria (σ_{MS}) en el modelo fueron variando. Los valores que se emplearon en las tensiones interfaciales fueron los promedios de los rangos que están en la Tabla 4.2. La variación de cada parámetro en el modelo entonces fue cambiando de -50%, -40%, -30%, -20%, -10%, 0%, 10%, 20%, 30%, 40% y 50%.

Los resultados obtenidos se muestran en las Tablas 4.3 y 4.4, para la inclusión con diámetro de $20 \mu m$ y $100 \mu m$, respectivamente.

Tabla 4.4. Desplazamiento de la inclusión de diámetro de 20 μm .

Cambio de Parámetro (%)	Desplazamiento (%)							
	ρ_M	ρ_S	ρ_I	μ_M	μ_S	σ_{IM}	σ_{IS}	σ_{MS}
	kg/m^3			$\text{Pa} \cdot \text{s}$		N/m		
+50	0	0	0	0	0	-20.9091	14.5454	4.2424
+40	0	0	0	0	0	-16.7273	11.6363	3.6364
+30	0	0	0	0	0	-12.5454	8.7273	2.9371
+20	0	0	0	0	0	-8.3637	5.8181	2.1212
+10	0	0	0	0	0	-4.1818	2.9091	1.1570
0	0	0	0	0	0	0.0000	0.0000	0.0000
-10	0	0	0	0	0	4.1818	-2.9091	-1.4142
-20	0	0	0	0	0	8.3636	-5.8182	-3.1819
-30	0	0	0	0	0	12.5454	-8.7273	-5.4546
-40	0	0	0	0	0	16.7272	-11.6364	-8.4850
-50	0	0	0	0	0	20.9090	-14.5455	-12.7275

Al analizar los valores de las tablas anteriores, se observa que prácticamente son los mismos datos y además son las mismas propiedades físicas que influyen en el desplazamiento de inclusión.

Por lo anterior, se procedió a graficar las propiedades físicas con respecto al desplazamiento de la inclusión desde la posición original (ver Figura 4.15). En donde es evidente, que los parámetros con el mayor impacto para la transferencia de la inclusión son las tensiones interfaciales (σ_{IM} , σ_{IS} , y σ_{MS}) y también podemos afirmar que la tensión interfacial entre el metal y la inclusión (σ_{IM}) tiene la mayor influencia, seguido de la tensión interfacial inclusión-escoria (σ_{IS}) y por último la tensión interfacial metal-escoria (σ_{MS}); tanto para las inclusiones de 20 μm y 100 μm de diámetro.

Además, se puede concluir que la densidad y la viscosidad del acero, así como la densidad y la viscosidad de la escoria y la densidad de la inclusión no tienen ninguna influencia importante en el desplazamiento de la inclusión.

Tabla 4.5. Desplazamiento de la inclusión de diámetro de 100 μm .

Cambio de Parámetro (%)	Desplazamiento (%)							
	ρ_M	ρ_S	ρ_I	μ_M	μ_S	σ_{IM}	σ_{IS}	σ_{MS}
	kg/m^3			$Pa \cdot s$		N/m		
+50	0	0	0	0	0	-20.9053	14.5428	4.2476
+40	0	0	0	0	0	-16.7243	11.6343	3.6408
+30	0	0	0	0	0	-12.5433	8.7257	2.9407
+20	0	0	0	0	0	-8.3622	5.8172	2.1238
+10	0	0	0	0	0	-4.1811	2.9085	1.1584
0	0	0	0	0	0	0.0000	0.0000	0.0000
-10	0	0	0	0	0	4.1811	-2.9086	-1.4159
-20	0	0	0	0	0	8.3621	-5.8172	-3.1858
-30	0	0	0	0	0	12.5432	-8.7258	-5.4612
-40	0	0	0	0	0	16.7243	-11.6343	-8.4953
-50	0	0	0	0	0	20.9053	-14.5429	-12.7429

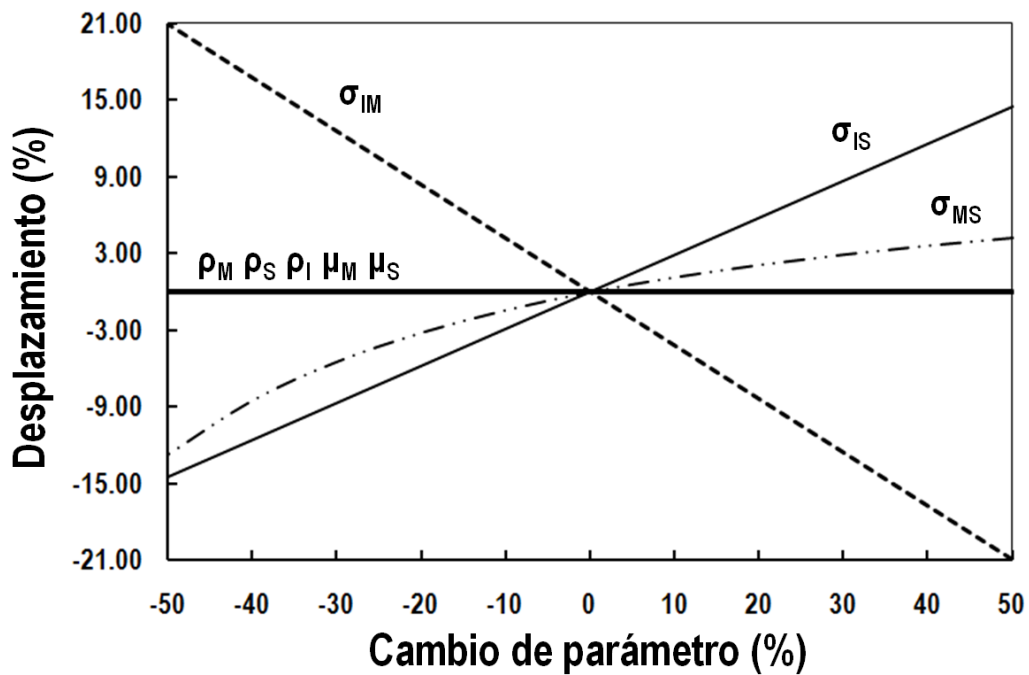


Figura 4.15. Variación del desplazamiento de la inclusión con respecto al porcentaje de cambio del parámetro, para inclusiones de 20 μm y 100 μm de diámetro.

4.8 Comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria

Una vez identificados cuáles son los parámetros que influyen en el desplazamiento de la inclusión, se procedió a sustituir los valores que están en la Tabla 4.2 en el modelo, para determinar el tipo de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria.

Las combinaciones posibles que se realizaron empleando el modelo matemático, se observa en la Tabla 4.5. En lo que respecta a las tensiones interfaciales inclusión-escoria (σ_{IS}) e inclusión-metal (σ_{IM}), muestran solamente valores bajos y altos; mientras que la tensión interfacial entre el metal y la escoria (σ_{MS}) está en función de las actividades del azufre y del oxígeno en el acero, esto se llevó a cabo para conocer el traslado de la inclusión en la interface, en donde se obtuvieron correlaciones para cada una de éstas actividades, ver Tabla 4.6.

Tabla 4.6. Combinaciones posibles que se emplearon para obtener los valores óptimos de las tensiones interfaciales con la finalidad de tener el mejor traslado de la inclusión.

$\sigma_{IS} \left(\frac{N}{m}\right)$	$\sigma_{IM} \left(\frac{N}{m}\right)$	$\sigma_{MS} \left(\frac{N}{m}\right)$ en función de la actividad del azufre en el acero
0.200	0.000	0.730 ...1.250
	0.929	0.730 ...1.250
0.440	0.000	0.730 ...1.250
	0.929	0.730 ...1.250
$\sigma_{IS} \left(\frac{N}{m}\right)$	$\sigma_{IM} \left(\frac{N}{m}\right)$	$\sigma_{MS} \left(\frac{N}{m}\right)$ en función de la actividad del oxígeno en el acero
0.200	0.000	0.565 ...1.350
	0.713	0.565 ...1.350
0.440	0.000	0.565 ...1.350
	0.713	0.565 ...1.350

También, se realizó el estudio para tres diferentes diámetros de inclusión, las cuales fueron de 20, 50 y 100 μm .

Tabla 4.7. Correlaciones de la tensión interfacial metal-escoria σ_{MS} , en función de las actividades del azufre y oxígeno en el acero.

Actividad del azufre en el acero a_S	Tensión interfacial $\sigma_{MS} \left(\frac{N}{m^2}\right)$	Correlación de la tensión interfacial en función de la actividad del azufre en el acero.
0.0	1.250	$\sigma_{MS} = 51.852 a_S^6 - 149.12 a_S^5 + 170.87 a_S^4 - 99.456 a_S^3 + 31.15 a_S^2 - 5.3118 a_S + 1.2498$ $R^2=0.9998$
0.1	0.945	
0.2	0.870	
0.3	0.830	
0.4	0.805	
0.5	0.780	
0.6	0.760	
0.7	0.745	
0.8	0.730	
0.8	0.730	
Actividad del oxígeno en el acero a_O	Tensión interfacial $\sigma_{MS} \left(\frac{N}{m^2}\right)$	Correlación de la tensión interfacial en función de la actividad del oxígeno en el acero.
0.00	1.350	$\sigma_{MS} = 34091 a_O^4 - 9034.6 a_O^3 + 902.24 a_O^2 - 41.582 a_O + 1.3496$ $R^2=1.0000$
0.01	1.015	
0.02	0.810	
0.03	0.700	
0.04	0.640	
0.05	0.610	
0.06	0.590	
0.07	0.580	
0.08	0.570	
0.09	0.565	

A continuación se muestran las Figuras en donde se observa el comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria en función con las actividades de azufre (Figuras 4.16 - 4.19) y oxígeno (Figuras 4.20 – 4.23) en el acero, con los tres diferentes diámetros de inclusiones.

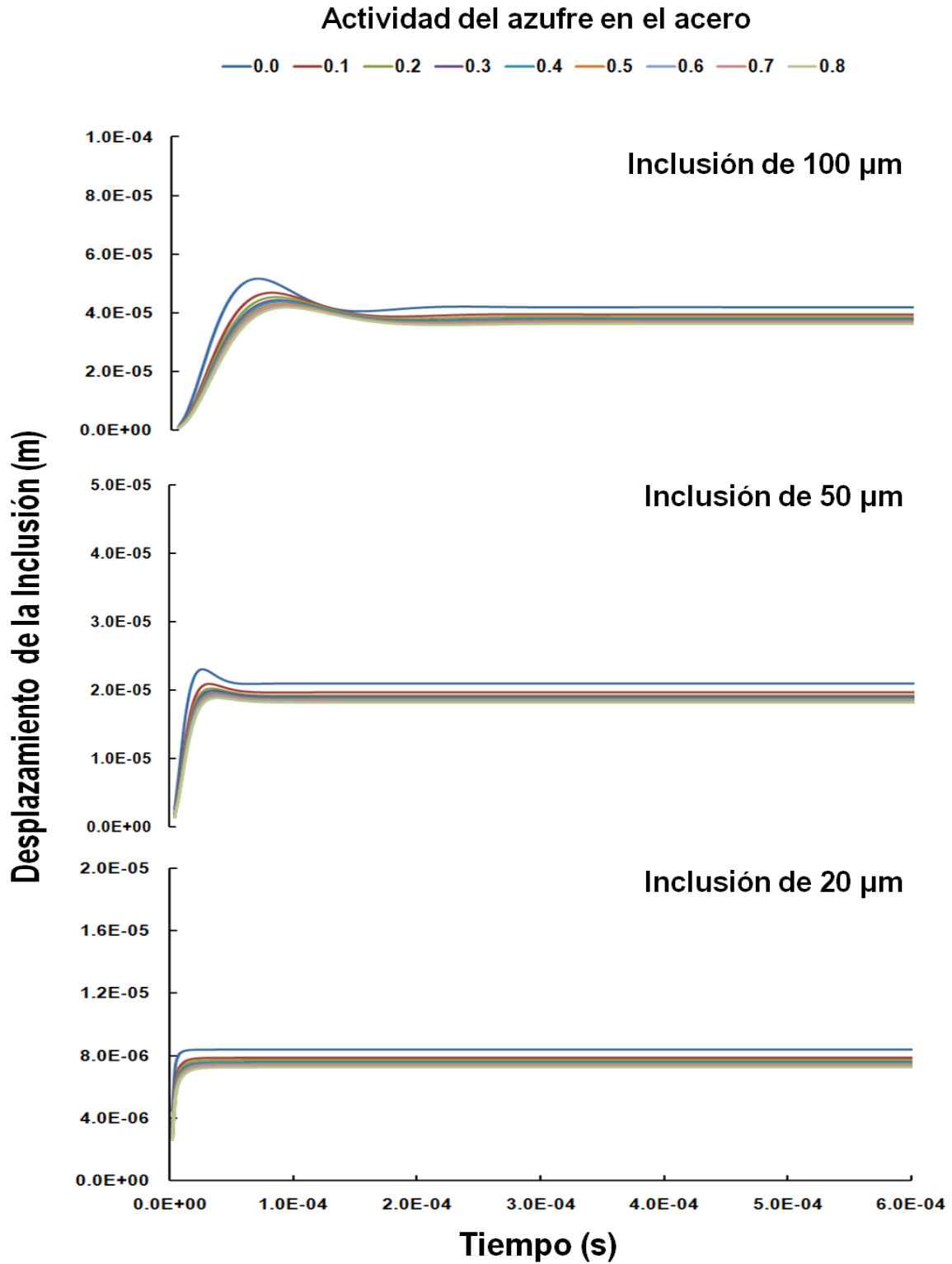


Figura 4.16. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.200$, $\sigma_{IM} = 0.000$ y $\sigma_{MS} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).

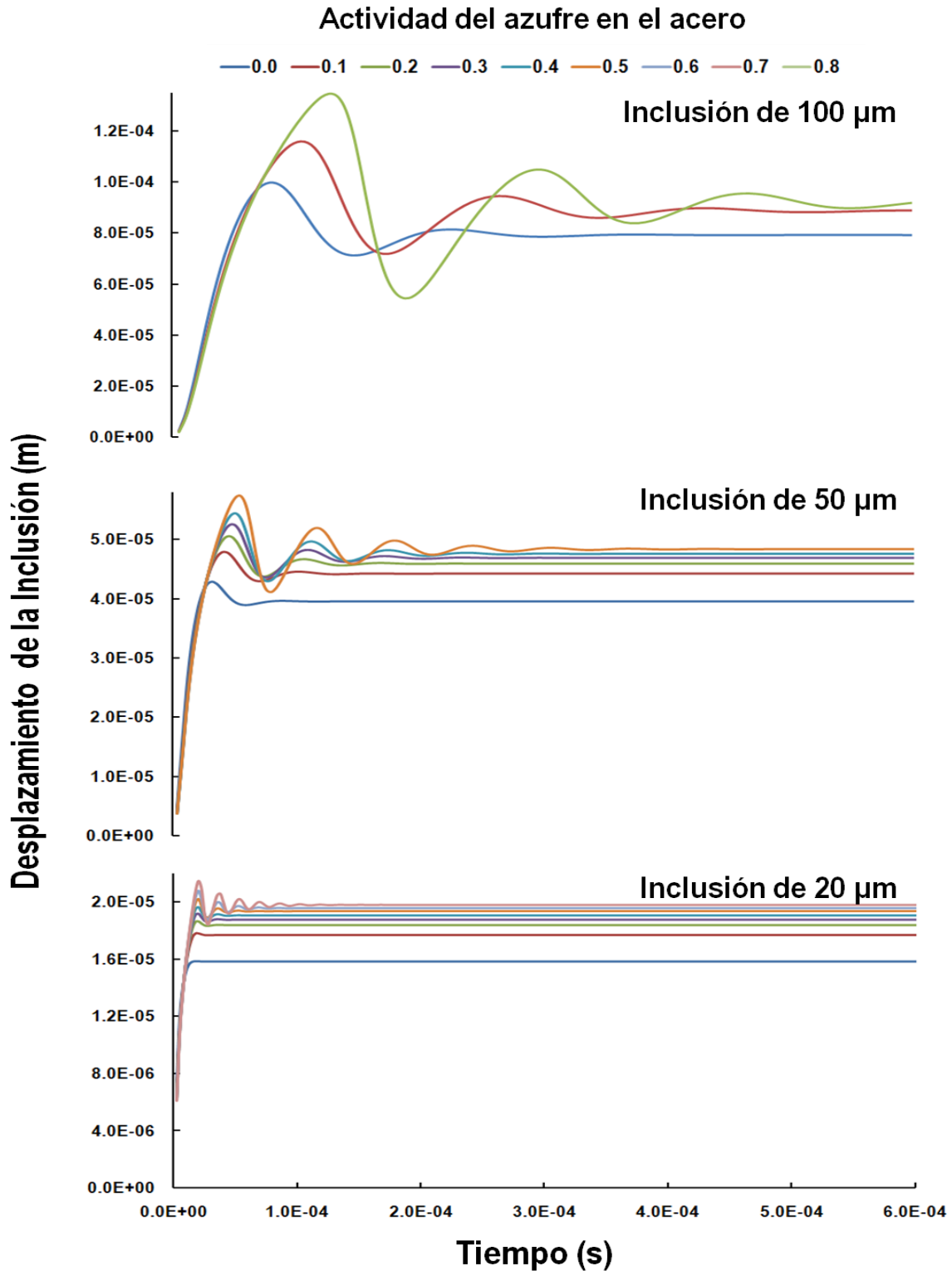


Figura 4.17. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.200$, $\sigma_{IM} = 0.929$ y $\sigma_{MS} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).

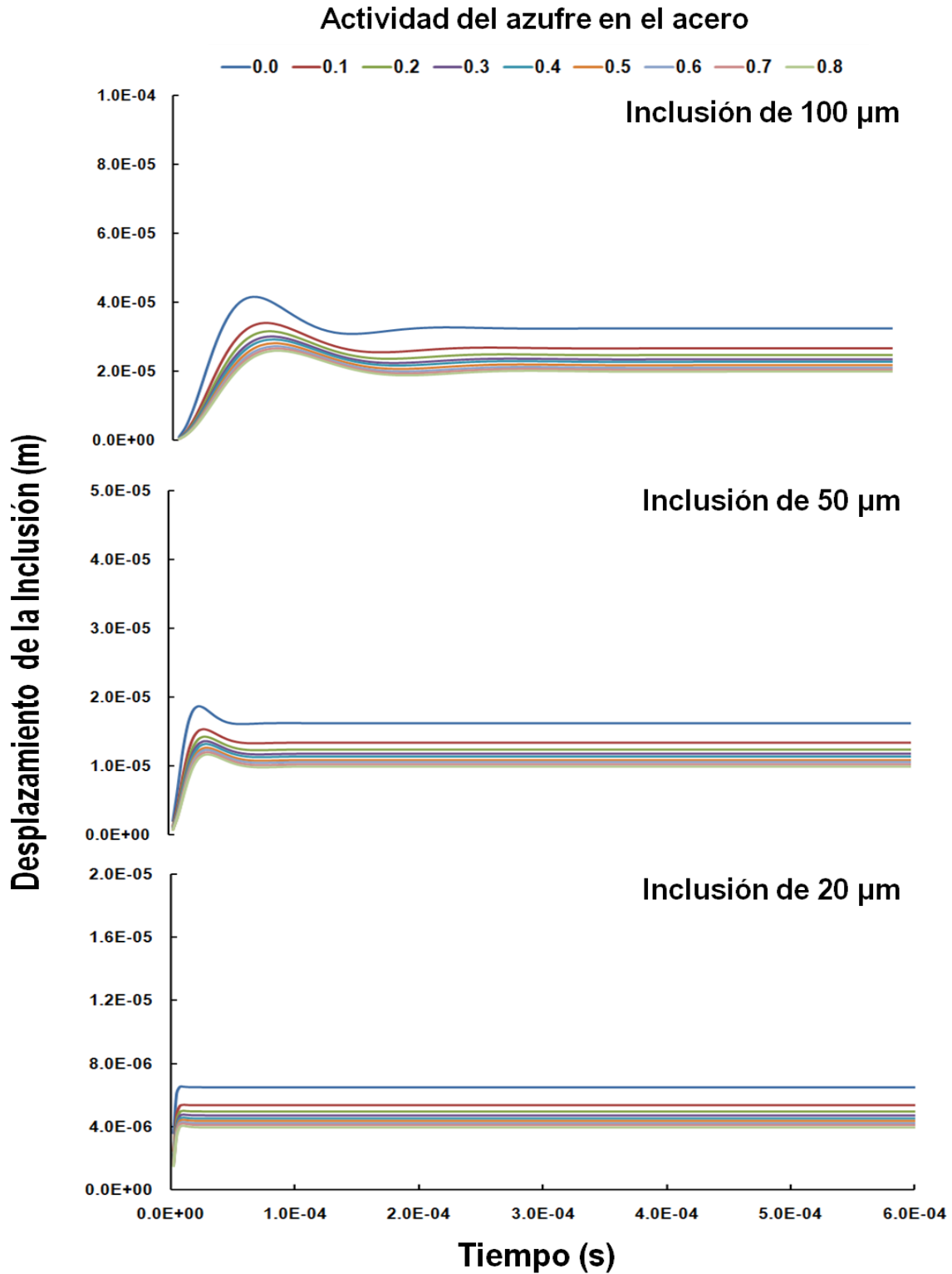


Figura 4.18. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.440$, $\sigma_{IM} = 0.000$ y $\sigma_{MS} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).

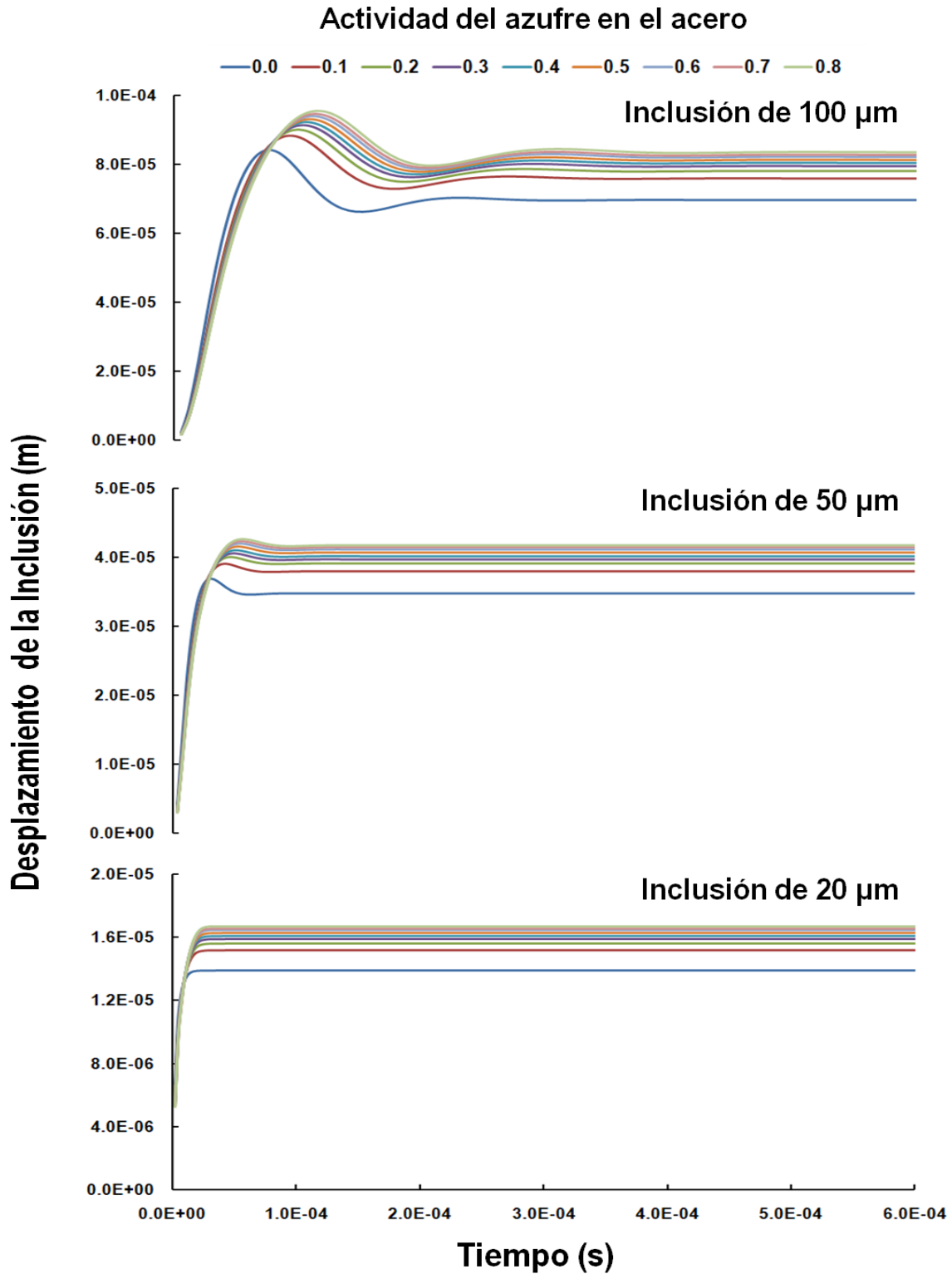


Figura 4.19. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.440$, $\sigma_{IM} = 0.929$ y $\sigma_{MS} = 0.730 \dots 1.250$ (actividad del azufre en el acero).

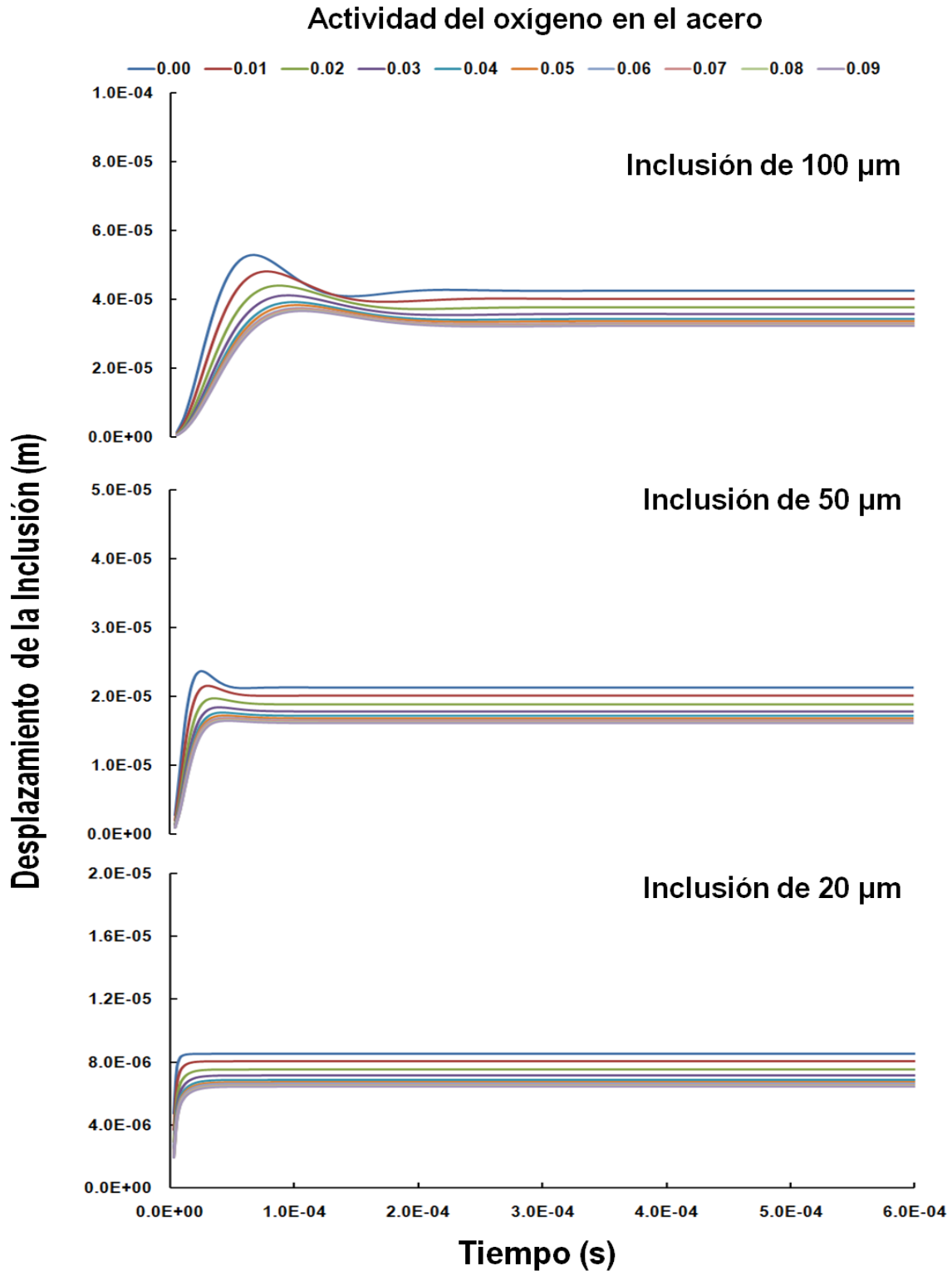


Figura 4.20. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.200$, $\sigma_{IM} = 0.000$ y $\sigma_{MS} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).

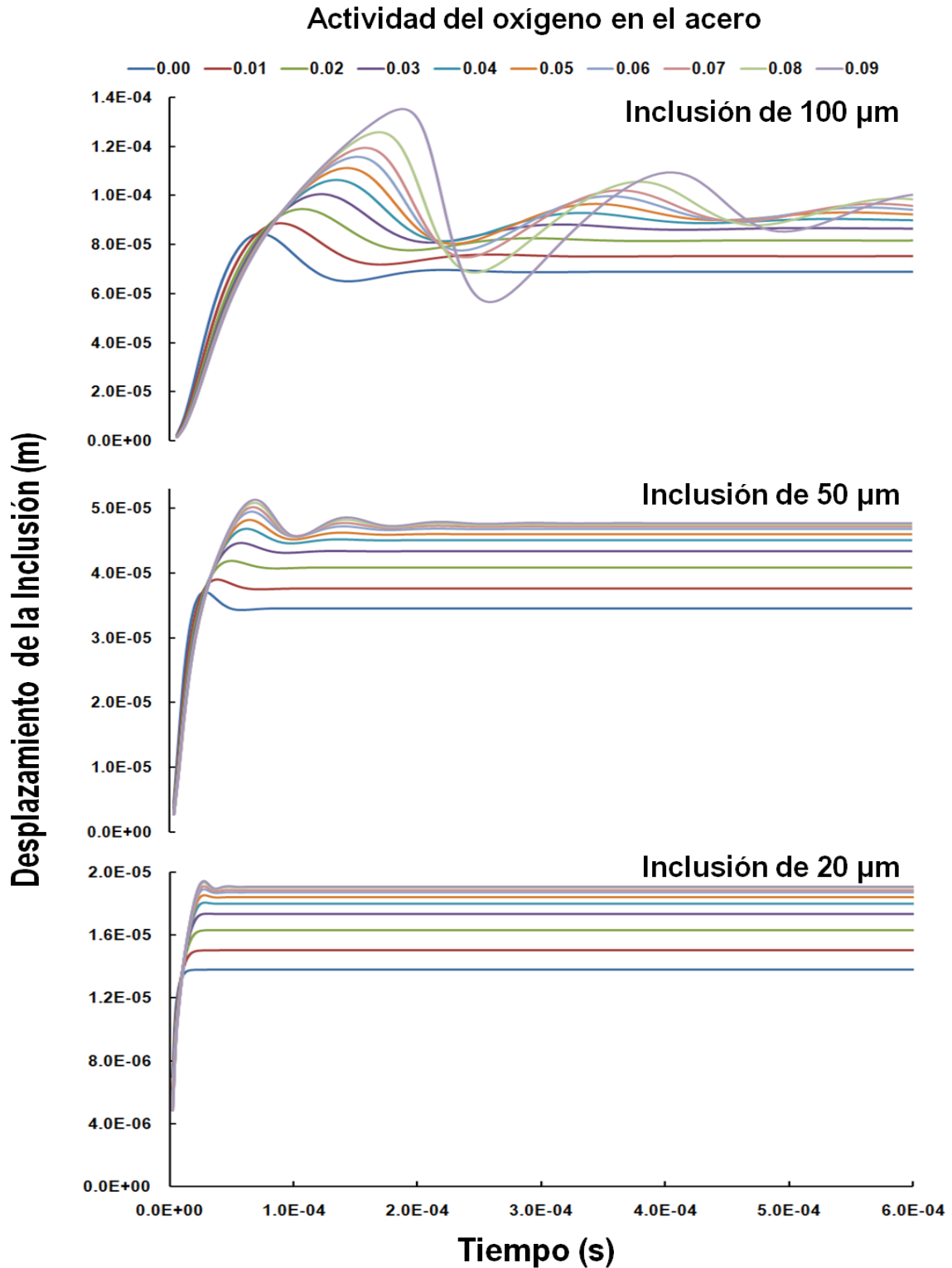


Figura 4.21. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.200$, $\sigma_{IM} = 0.713$ y $\sigma_{MS} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).

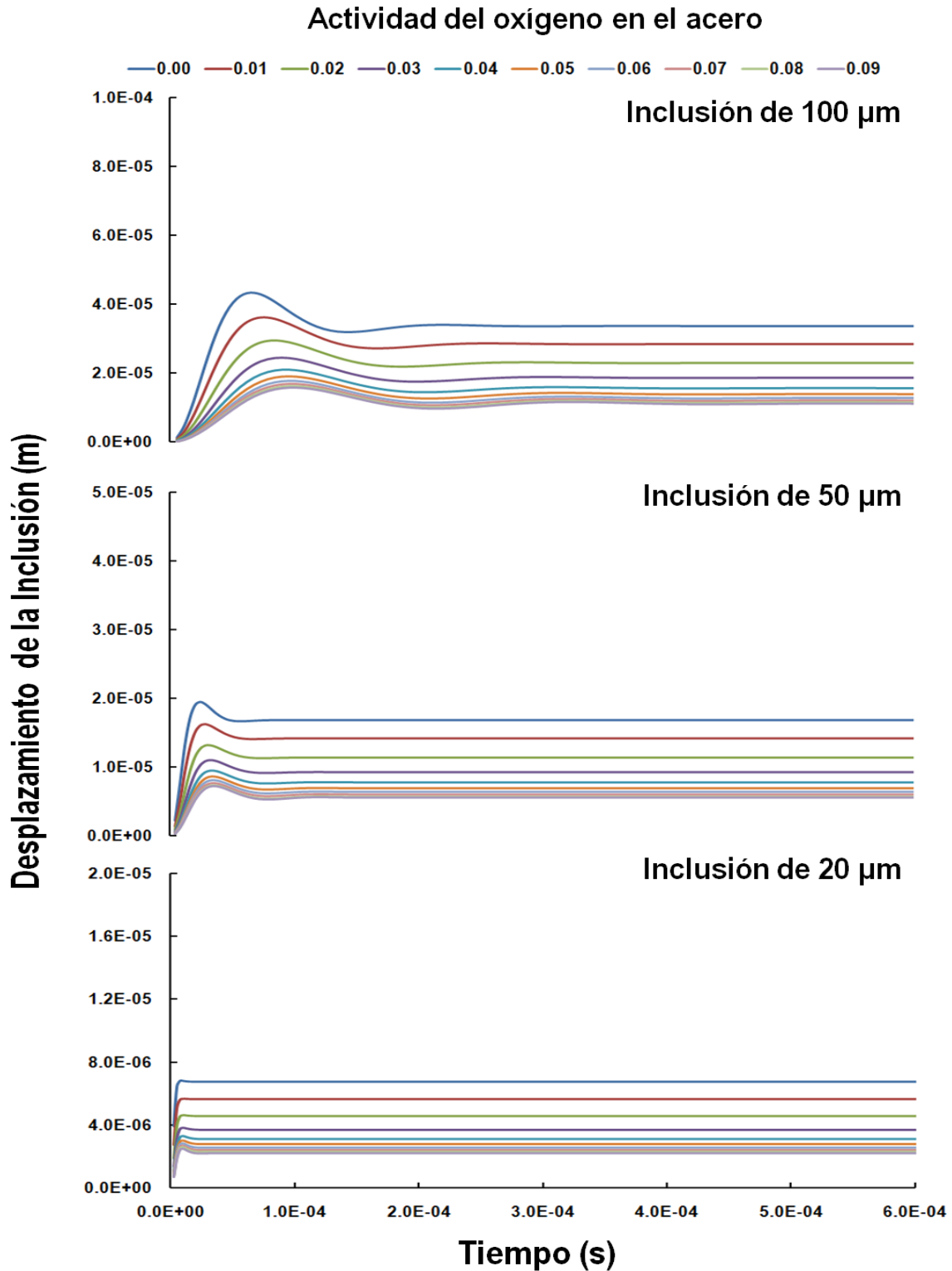


Figura 4.22. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.440$, $\sigma_{IM} = 0.000$ y $\sigma_{MS} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).

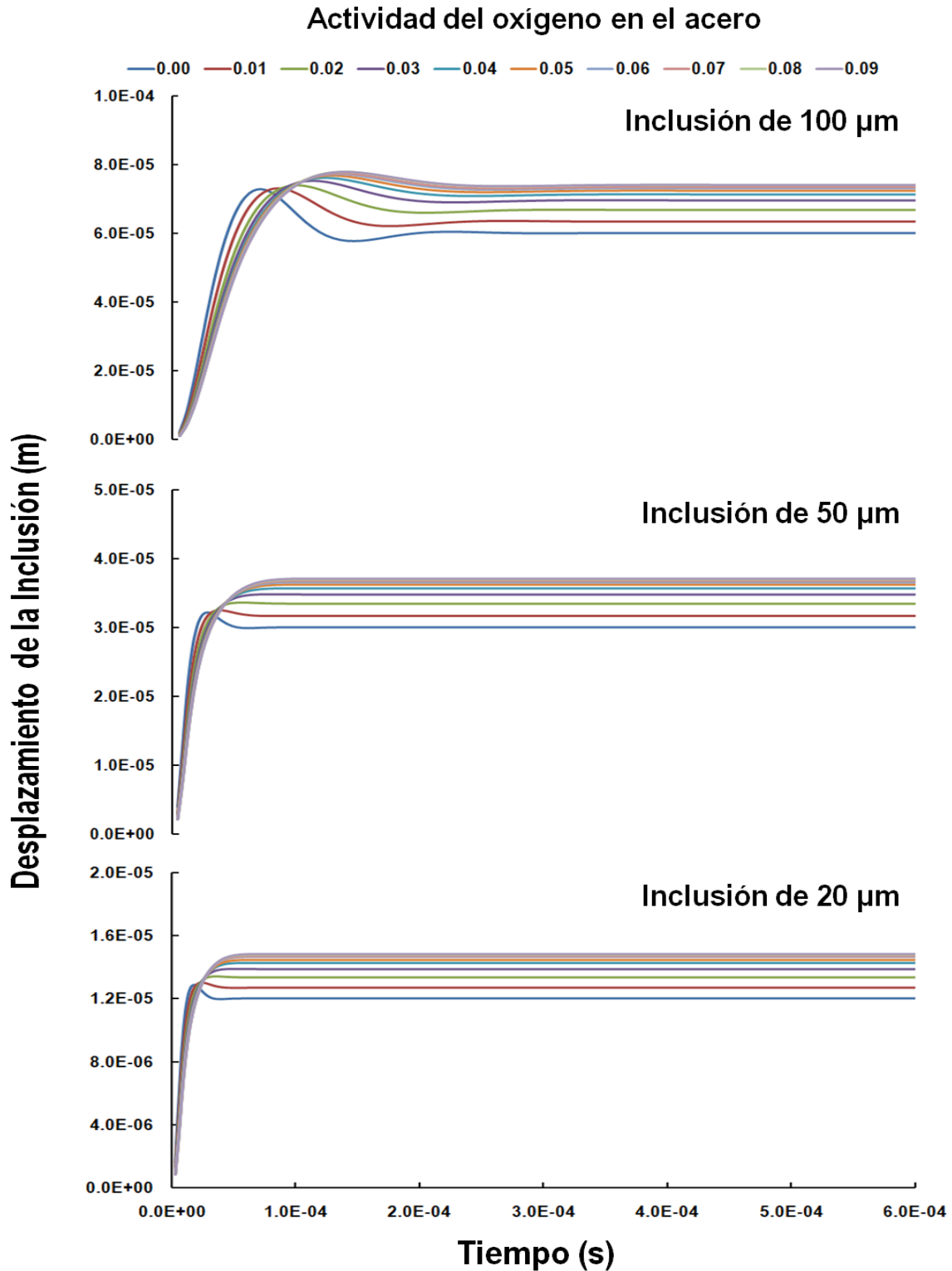


Figura 4.23. Comportamiento de los tres diferentes diámetros de inclusión en la interface metal-escoria, con la combinación de $\sigma_{IS} = 0.440$, $\sigma_{IM} = 0.713$ y $\sigma_{MS} = 0.565 \dots 1.350$ (actividad del oxígeno en el acero).

Al observar las graficas de los comportamientos de la inclusión en la interface metal-escoria, tanto para la actividad del azufre como del oxígeno en el acero, se puede mencionar que una alta mojabilidad total ($\cos\theta_{IMS}$) es una condición óptima para la transferencia de la inclusión hacia la escoria. Así como también, el diámetro de la inclusión tiene un papel importante porque determina si consigue llevarse la inclusión a la escoria. Una inclusión más grande tiene una susceptibilidad mayor para la oscilación y es por lo tanto también más probable seguir regresando a la superficie del baño que uno más pequeño.

Cuando la mojabilidad total es muy alta, como en el caso de las Figuras 4.17 y 4.21, la inclusión casi es absorbido por la escoria y hay muchas posibilidad de la disolución de la inclusión en la escoria. Con lo que respecta al diámetro de la inclusión, se muestra que la inclusión de 100 μm tiene no solamente la amplitud más grande, sino también el período de oscilación más largo, en referencia a los otros dos diámetros en estudio. Por lo tanto, las inclusiones más grandes son más susceptibles de regresar a la superficie del baño.

Si la mojabilidad total es muy negativa, la disolución de la inclusión es mínima, debido a que la mayor parte de la inclusión sigue estando en el acero líquido; observar las Figuras 4.18 y 4.22. Por lo tanto, la posibilidad del arrastre de la inclusión hacia el seno del acero líquido es muy probable que suceda y en especial a las inclusiones de 20 μm .

Las Figuras 4.19 y 4.23, se puede comentar que más de la mitad de los tres diferentes diámetros de las inclusiones tiende ser absorbida por la escoria. Tendiendo a comportarse con las características descritas en las Figuras 4.17 y 4.21.

Mientras que las Figuras 4.16 y 4.20, se ve claramente que menos de la mitad de las inclusiones son absorbidas por la capa de escoria y por lo tanto tiende ser susceptible a regresar al seno del acero líquido.

Realizando un compendio del tipo de comportamiento en el traslado de las inclusiones en la interface metal-escoria, de las Figuras antes mencionadas, se muestra en la Tabla 4.7.

Tabla 4.8. Tipo de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria.

Actividad en el acero	Tensión Interfacial ($\frac{N}{m}$)			Inclusión (μm)		
	σ_{IS}	σ_{IM}	σ_{MS}	20	50	100
Azufre	0.200	0.000	0.730 ...1.250	Permanece	Permanece	Oscilante
		0.929	0.730 ...1.250	Oscilante	Oscilante	Oscilante
	0.440	0.000	0.730 ...1.250	Permanece	Permanece	Oscilante
		0.929	0.730 ...1.250	Permanece	Permanece	Oscilante
Oxígeno	0.200	0.000	0.565 ...1.350	Permanece	Permanece	Oscilante
		0.713	0.565 ...1.350	Oscilante	Oscilante	Oscilante
	0.440	0.000	0.565 ...1.350	Permanece	Permanece	Oscilante
		0.713	0.565 ...1.350	Permanece	Permanece	Oscilante

4.9 Determinación de los valores óptimos de las tensiones interfaciales

Conociendo que la mojabilidad total ($\cos\theta_{IMS}$) debe ser alta, así como las inclusiones deben ser grandes porque tienden a oscilar y ser absorbidas por la escoria; ahora se procede a determinar los valores óptimos de las tensiones interfaciales. En las siguientes Figuras 4.24 y 4.25, se muestra la penetración de la inclusión en la interface metal-escoria, con las diferentes combinaciones posibles de la Tabla 4.2. Además, con los diferentes diámetros de las inclusiones en estudio (20, 50 y 100 μm).

Analizando las Figuras anteriores, se deduce que los valores óptimos de las tensiones interfaciales para el mejor traslado de la inclusión hacia la escoria, tanto para actividad del azufre como del oxígeno en el acero son:

- Altos valores de la tensión interfacial inclusión-metal σ_{IM} . (Azufre = $0.929 \frac{N}{m}$ y Oxígeno = $0.713 \frac{N}{m}$)
- Bajos valores de la tensión interfacial inclusión-escoria σ_{IS} . (Azufre = Oxígeno = $0.200 \frac{N}{m}$)
- Bajos valores de la tensión interfacial metal-escoria σ_{MS} . Azufre = $0.730 \frac{N}{m}$ y Oxígeno = $0.565 \frac{N}{m}$)

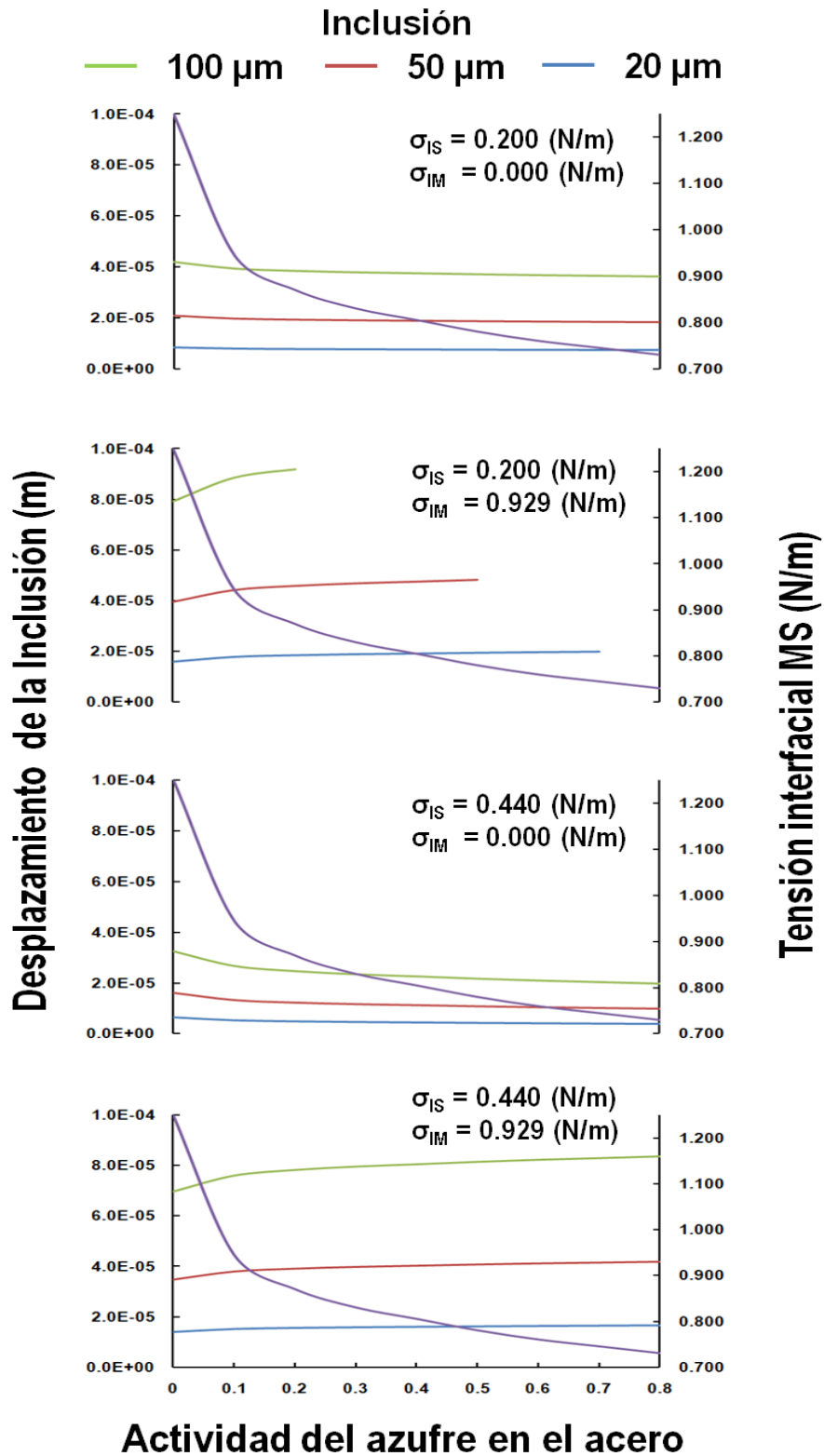


Figura 4.24. Penetración de las inclusiones en la interface metal-escoria en función de la actividad del azufre en el acero.

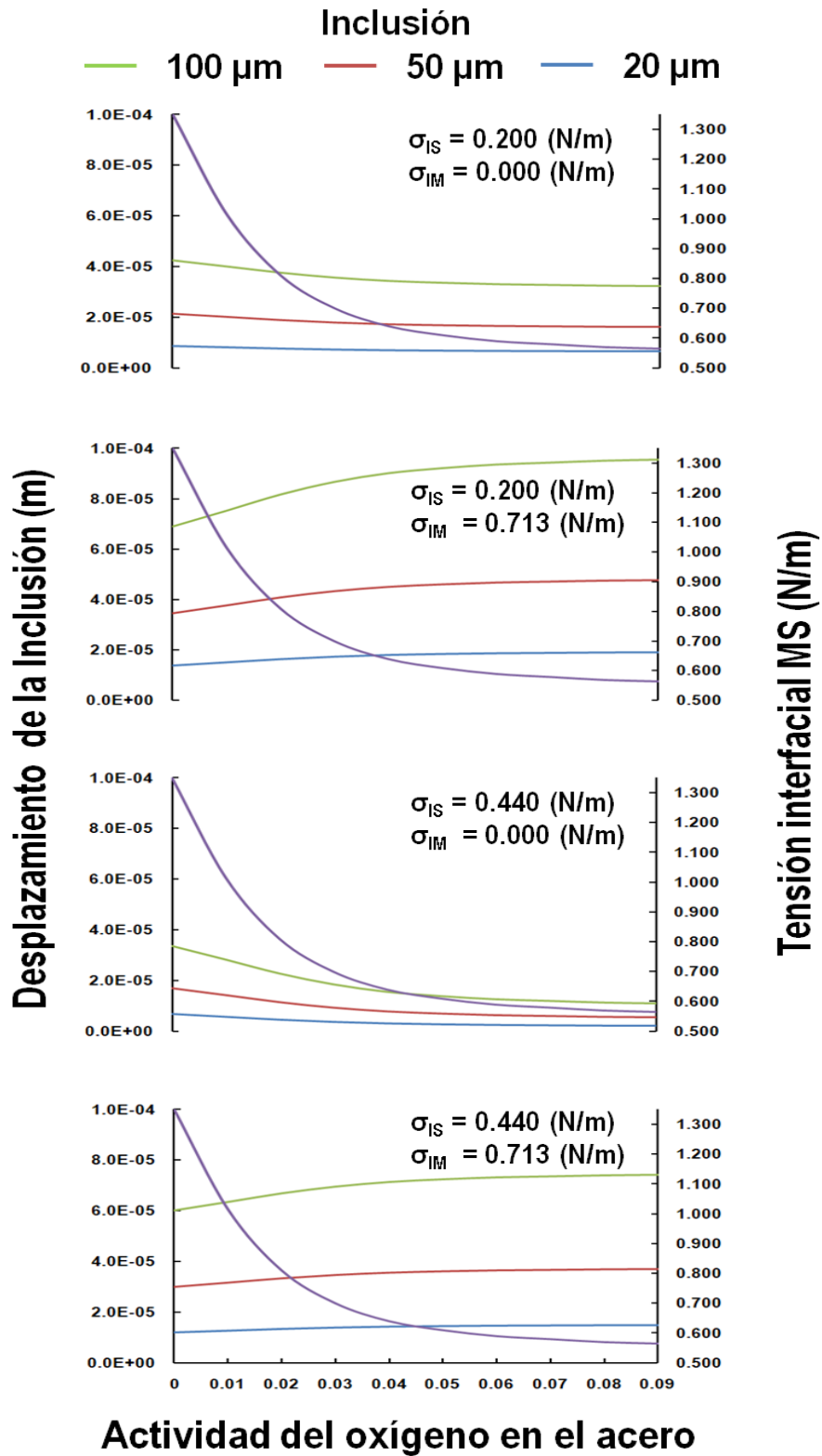


Figura 4.25. Penetración de las inclusiones en la interface metal-escoria en función de la actividad del oxígeno en el acero.

4.10 Posibles lugares en la interface metal-escoria en donde se pueden absorber las inclusiones

Como ya se tiene un panorama muy amplio de la dinámica del flujo del fluido en el distribuidor de 6 líneas tipo delta, así mismo se explicaron los dos tipos de comportamiento de la inclusión cuando el Número de Reynolds es menor a la unidad. Ahora, toma una relevancia muy importante la determinación de las zonas en donde la inclusión puede ser absorbida por la escoria, esto sucede cuando el Número de Reynolds es mayor o igual a uno. Por lo que se utilizó la Ec. 4.4, para conocer de forma numérica las zonas y poder representarlas mediante una imagen.

$$Re = \frac{\rho_M \cdot v_\infty \cdot D_I}{\mu_M} \quad 4.4$$

donde:

ρ_M : Densidad del metal.

μ_M : Viscosidad del metal.

D_I : Diámetro de la inclusión (20, 50 y 100 μm).

v_∞ : Velocidad del fluido en la interface metal-escoria. Los campos de velocidad del fluido se obtuvieron de la modelación matemática, por medio del paquete computacional Fluent.

En las Figuras 4.26 y 4.27, se muestran las zonas de absorción en el distribuidor de colada continua de 6 líneas tipo delta donde el Número de Reynolds son mayores o iguales a 1 (color rojo) y menores a 1 (color amarillo); para los casos en donde se emplearon los IT-A e IT-B+baffles, tanto para alto y bajo flujo, además con los tres diferentes diámetros de las inclusiones.

Al realizar una comparación entre las Figuras 4.26 (a, d) y 4.27 (a, d), es decir las inclusiones de 20 μm , en el IT-A las zonas de absorción están alrededor o muy cercanas a la buza de alimentación y cuando se emplea el IT-B+baffles las zonas están más alejadas de la buza. Esto es debido a que el primer inhibidor re-orienta el flujo a la buza, mientras que el segundo inhibidor re-direcciona hacia la superficie del baño, como se muestra en la Figura 4.3. La otra diferencia es el porcentaje de las zonas de absorción, donde se muestra que al utilizar el IT-A los datos obtenidos son mayores que el IT-B+baffles, debido a que las fuerzas de arrastre de las inclusiones predominan, lo que provoca que las inclusiones se vayan hacia el molde. Esto sucede tanto en alto y bajo flujo.

Caso IT-A

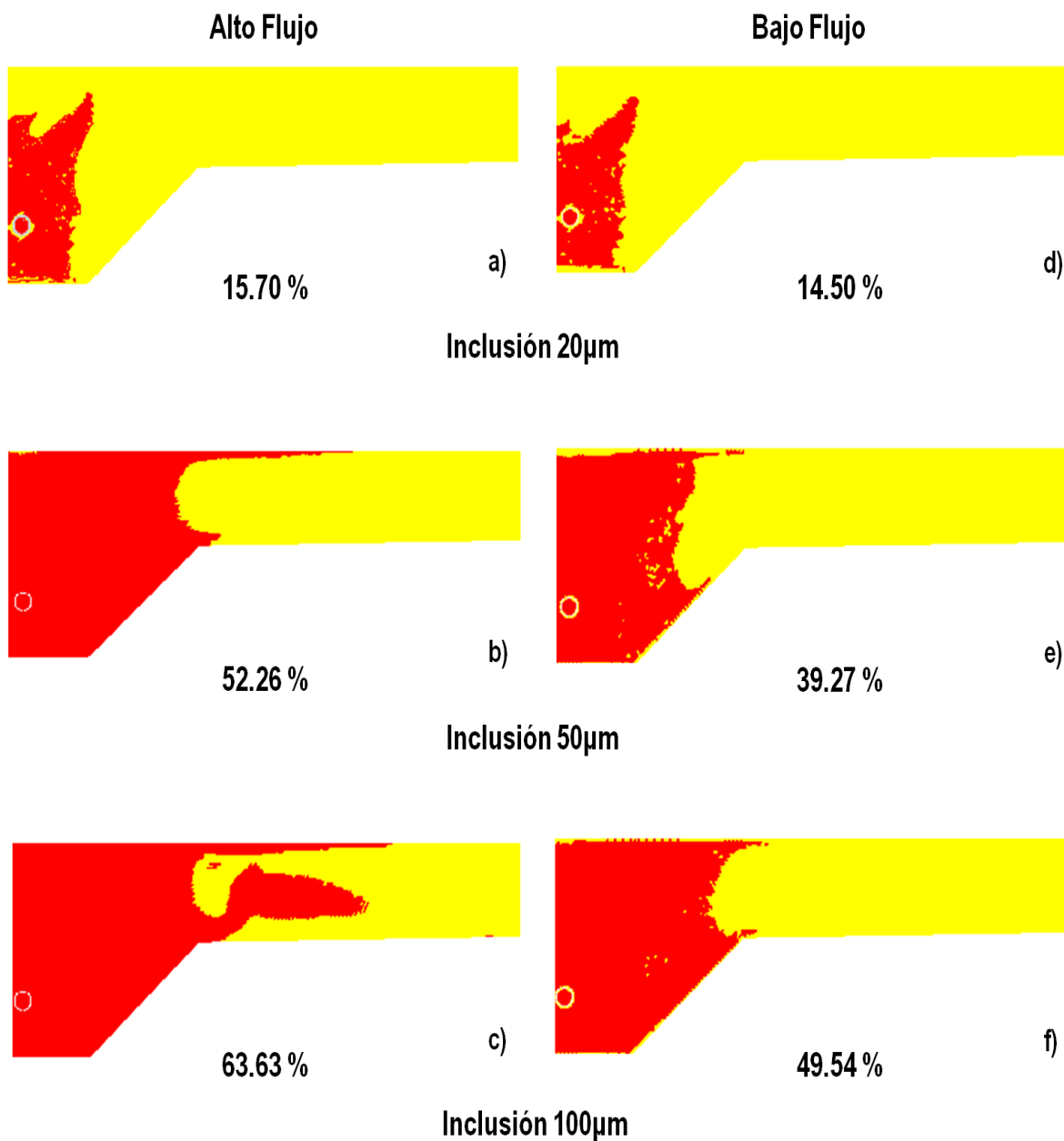


Figura 4.26. Porcentaje de las zonas en el distribuidor donde la inclusión puede ser adsorbida por la escoria, en alto y bajo flujo, usando el IT-A: a), d) Inclusión de 20 μm; b), e) Inclusión de 50 μm y c), f) Inclusión de 100 μm.

Caso IT-B+bafles

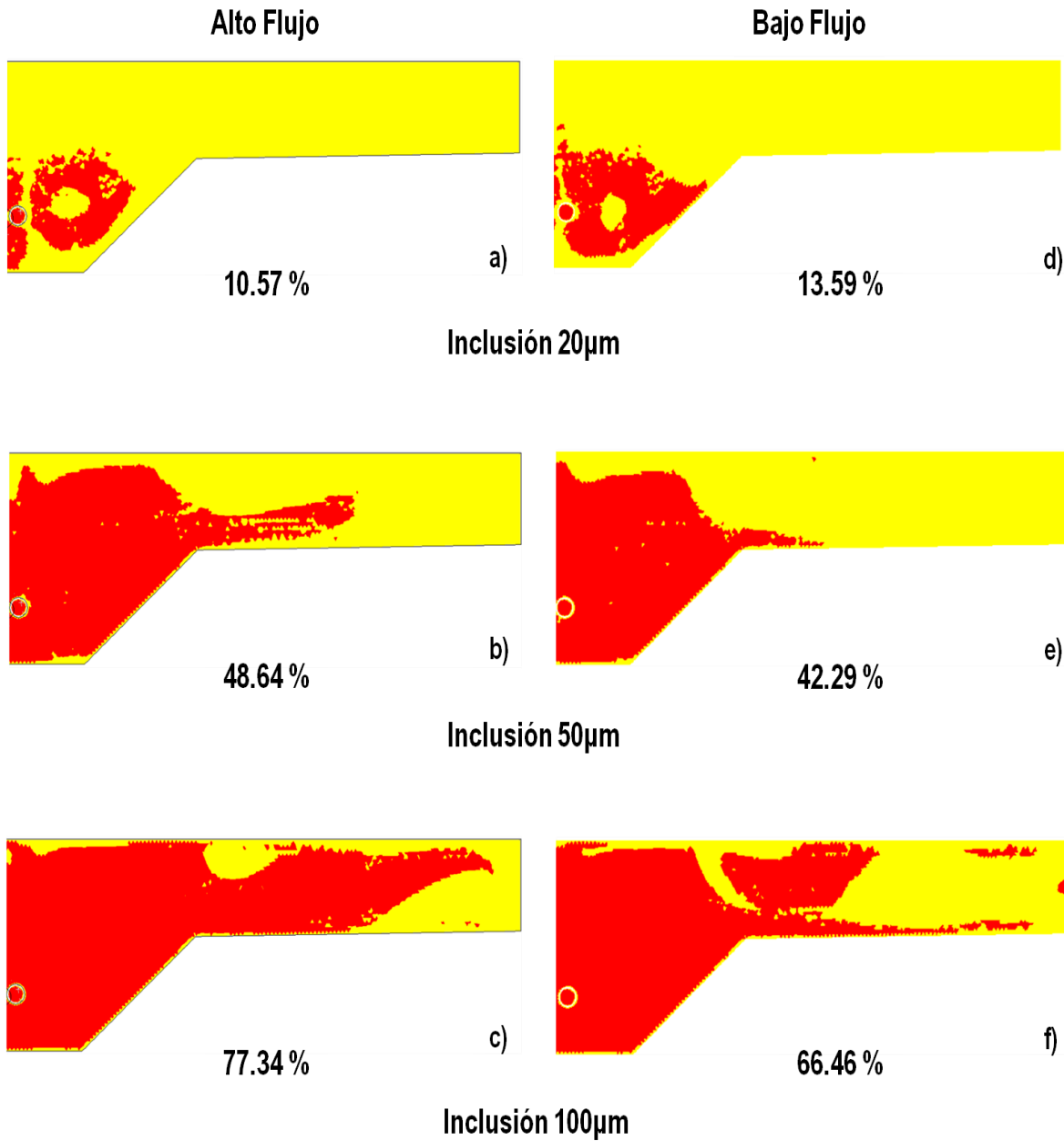


Figura 4.27. Porcentaje de las zonas en el distribuidor donde la inclusión puede ser adsorbida por la escoria, en alto y bajo flujo, usando el IT-B+bafles: a), d) Inclusión de 20 μm; b), e) Inclusión de 50 μm y c), f) Inclusión de 100 μm.

El porcentaje de las zonas de absorción de las inclusiones de 50 μm (Figuras 4.26 b, e y 4.27 b, e), se observa que el valor es mayor en alto flujo al emplear el IT-A que el IT-B+baffles, porque sucede lo mismo como en el caso de las inclusiones de 20 μm . Mientras que en bajo flujo, ocurre lo contrario, debido a que las fuerzas de flotación de las inclusiones tienen mayor influencia en el traslado de la inclusión hacia la capa de escoria. Por otra parte, las zonas de absorción están mejor distribuidas para el caso del IT-B+baffles, porque al utilizar los baffles provoca que el flujo se dirija a la superficie del baño (Figura 4.10) y también a la pared posterior del distribuidor (Figura 3.5 por el diseño del baffle); lo que ocasiona que la zona de absorción llegue a cubrir a la altura de la línea de colada intermedia, mientras que el IT-A cubre hasta la líneas de colada interna.

Analizando, por último, las Figuras 4.26 (c, f) y 4.27 (c, f), se observa que el IT-B+baffles es claramente superior en su desempeño con respecto al IT-A, debido a que se obtienen las mayores diferencias en el porcentaje de las zonas de absorción. Así como, también se muestra una mejor distribución de las zonas de absorción en el plano de la interface metal-escoria, para los dos flujos.

4.11 Análisis dimensional

El análisis dimensional es una herramienta que tiene como propósito de simplificar y comprender mejor cualquier sistema o fenómeno. Por lo que es necesario aplicar esta técnica en el distribuidor con un inhibidor de turbulencia, entonces lo primero es establecer las variables que intervienen en el proceso. Por lo tanto, éstas variables se especifican en la Tabla 4.8.

Tabla 4.9. Variables de proceso.

<i>Variable</i>	<i>Símbolo</i>	<i>Dimensión</i>
<i>Altura del Inhibidor</i>	<i>h</i>	<i>m</i>
<i>Gravedad</i>	<i>g</i>	<i>m · s⁻²</i>
<i>Viscosidad Cinemática</i>	<i>v</i>	<i>m² · s⁻¹</i>
<i>Nivel del Agua</i>	<i>H</i>	<i>m</i>
<i>Inmersión de la Buza</i>	<i>D_n</i>	<i>m</i>
<i>Velocidad de Colada</i>	<i>V_n</i>	<i>m · s⁻¹</i>

Una vez definido lo anterior, se prosigue a la construcción de la matriz dimensional, ver Tabla 4.9, que relaciona las variables físicas. La matriz se formula de la siguiente manera: en la primera columna se escribirán las dimensiones fundamentales, en el primer renglón se tendrán las variables que intervienen y las restantes celdas que componen la matriz se llenaran con el exponente que tenga la unidad de acuerdo a la variable que corresponda.

Tabla 4.10. Matriz dimensional.

	<i>h</i>	<i>g</i>	<i>v</i>	<i>H</i>	<i>D_n</i>	<i>V_n</i>
<i>m</i>	1	1	2	1	1	1
<i>s</i>	0	-2	-1	0	0	-1

Esta matriz principal está constituida de dos matrices internas, Tabla 4.10. La matriz A que es una matriz cuadrada en función del número de dimensiones, en el presente caso tiene un tamaño de 2x2 y se establece de derecha a izquierda. Las restantes celdas conformaran la matriz B que para nuestro caso también tendrá un tamaño de 2x4.

Tabla 4.11. Definición de las matrices A y B.

	<i>h</i>	<i>g</i>	<i>v</i>	<i>H</i>	<i>D_n</i>	<i>V_n</i>
<i>m</i>	1	1	2	1	1	1
<i>s</i>	0	-2	-1	0	0	-1

Matriz B
Matriz A

donde:

N_V	Número de Variables	=	6
N_d	Número de dimensiones	=	2
I	Matriz Identidad $(N_V - N_d) \times (N_V - N_d)$	=	4 x 4
O	Matriz Nula $(N_V - N_d) \times N_d$	=	4 x 2
A	Matriz Cuadrada $N_d \times N_d$	=	2 x 2
B	Matriz por definir $N_d \times (N_V - N_d)$	=	2 x 4
E	Matriz cuadrada por definir $N_V \times N_V$	=	6 x 6
$A^{-1} \cdot B$	Matriz $N_d \times (N_V - N_d)$	=	2 x 4

Por lo que:

$$A = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 0 & -1 \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 2 & 1 \\ 0 & -2 & -1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$A^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 0 & -1 \end{bmatrix}$$

$$-A^{-1} \cdot B = \begin{bmatrix} -1 & 1 & -1 & -1 \\ 0 & -2 & -1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$I = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{0} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$E = \begin{bmatrix} I & \mathbf{0} \\ -A^{-1} \cdot B & A^{-1} \end{bmatrix}$$

$$E = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ -1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 \\ 0 & -2 & -1 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}$$

además:

$N_{q \neq 0}$ Número de q valores

N_p Numero de dimensiones independientes

El producto es adimensional, por lo tanto $N_{q \neq 0} = 0$. Ahora se determina el número de productos adimensionales que se obtendrán y por lo tanto se utiliza la siguiente ecuación: $N_p = N_V - N_d$. Sustituyendo valores, tenemos: $N_p = 6 - 2 = 4$.

Ya obteniendo N_p , podemos definir la matriz Z , la cual es:

$$Z \quad \text{Matriz } N_V \times N_p \quad = \quad 6 \times 4$$

Por lo tanto, tenemos:

$$Z = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Finalmente se aplica la siguiente ecuación:

$$P = E \cdot Z = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ -1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 \\ 0 & -2 & -1 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Se tiene:

$$P = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 1 & -1 & 0 \\ 0 & -2 & -1 & -2 \end{bmatrix}$$

donde:

$$\tau_1 = h \cdot D_n^{-1} = \frac{h}{D_n} \quad [=] \frac{(m)}{(m)} [=] \frac{m}{m} [=] \text{adimensional}$$

$$\tau_2 = g \cdot D_n \cdot V_n^{-2} = \frac{g \cdot D_n}{V_n^2} = \frac{1}{Fr_n} \quad [=] \frac{\left(\frac{m}{s^2}\right) \cdot (m)}{\left(\frac{m}{s}\right)^2} [=] \frac{\frac{m^2}{s^2}}{\frac{m^2}{s^2}} [=] \text{adimensional}$$

$$\tau_3 = v \cdot D_n^{-1} \cdot V_n^{-1} = \frac{v}{D_n \cdot V_n} = \frac{1}{Re} \quad [=] \frac{\left(\frac{m^2}{s}\right)}{(m) \cdot \left(\frac{m}{s}\right)} [=] \frac{\frac{m^2}{s^2}}{\frac{m^2}{s^2}} [=] \text{adimensional}$$

$$\tau_4 = h \cdot g \cdot V_n^{-2} = \frac{h \cdot g}{V_n^2} = \frac{1}{Fr_h} \quad [=] \frac{(m) \cdot \left(\frac{m}{s^2}\right)}{\left(\frac{m}{s}\right)^2} [=] \frac{\frac{m^2}{s^2}}{\frac{m^2}{s^2}} [=] \text{adimensional}$$

Al aplicar las técnicas del análisis dimensional ⁽⁹³⁻⁹⁷⁾ es posible encontrar cuatro combinaciones independientes y observando los productos obtenidos, se encontró que τ_2 y τ_4 son relaciones muy similar a la definición del Número de Froude, solo que en forma inversa; ya que τ_2 se refiere a la inmersión de la buza mientras que τ_4 representa a la altura del inhibidor de turbulencia. Por otro lado, la relación τ_3 se refiere al inverso del Número de Reynolds. Esto es muy importante, puesto que nos indica que a través de éste análisis es posible obtener las definiciones de los Números de Froude y Reynolds, además nos permitió observar el potencial de ésta técnica.

Estos números pueden relacionarse a través de una ecuación monomial, dada por:

$$\frac{D_n}{h} = C_1 Re_n^k Fr_n^m Fr_h^p \quad 4.4$$

donde: C_1 , k , m y p son contantes, que eventualmente, deben ser determinados experimentalmente.

Esta ecuación proporciona la razón de la inmersión de la buza con respecto a la altura del inhibidor de turbulencia como una función del Número de Reynolds de la buza y los Números de Froude de la buza y el inhibidor, respectivamente. Cualitativamente hablando esta relación indica que para inmersiones más profundas de la buza es recomendable para un Número de Reynolds en la buza grande y los Números de Froude en la buza y en el inhibidor grandes donde la velocidad de colada, o la producción de acero, juega un papel preponderante. La ecuación 4.4, también indica que la altura de inhibidor de turbulencia sigue una relación compleja con la inmersión de la buza, dado porque h es proporcional a D_n^{1-p} .

Al razonar los resultados obtenidos del análisis dimensional, observamos las aplicaciones prácticas que ofrece esta herramienta, las cuales son valiosas, porque proporciona pistas para llevar a cabo diseños de inhibidores de turbulencia de acuerdo a las condiciones básicas de colada, de una forma metódica y con argumentos científicos; debido a que hasta ahora, se ha fundamentado más en las experiencias personales. Por lo tanto, el desarrollo de la ecuación monomial (4.4), es una expresión analítica basada en el trabajo experimental y para complementar este esfuerzo, nos apoyaremos en el ajuste estadístico de datos.

5 Conclusiones

Un programa experimental para caracterizar el flujo del fluido en un distribuidor de seis líneas de colada fue realizado usando la técnica convencional por impulso (inyectar un trazador) y las simulaciones matemáticas, además, de la solución numérica del traslado de la inclusión hacia la interface metal-escoria y las conclusiones derivadas de este estudio son las siguientes:

1. El uso de un inhibidor de la turbulencia garantiza la entrega de corrientes más regulares hacia las seis líneas de colada pero no la eliminación de regiones estancadas o pequeños módulos de dispersión a menos que se utilicen los baffles. Por lo tanto, el arreglo del inhibidor de turbulencia B+baffles (IT-B+baffles) tiene un mejor funcionamiento que el arreglo del inhibidor de turbulencia A (IT-A).

2. El control de flujo a través del arreglo IT-B+baffles producen parámetros de flujo que son menos dependientes de flujos líquidos. En términos prácticos este diseño asegura operaciones constantes de colada.

3. Para los dos inhibidores de turbulencia cuadrados sus alturas y consecuentemente, sus volúmenes influyen las curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) y el flujo turbulento a través del mecanismo de disipación de energía cinética.

4. De los resultados presentados emerge una hipótesis estableciendo que el patrón de disipación de la energía cinética dentro del inhibidor controla los parámetros de flujo como las magnitudes de las fracciones de flujo pistón y el modulo de dispersión. La disipación debe ocurrir a través del volumen del inhibidor. Los gradientes muy excesivos de disipación en las paredes interiores del inhibidor afectan negativamente a los parámetros de control de flujo.

5. La disipación de energía cinética y la aceleración lineal de los remolinos más pequeños se relacionan directamente y ambos son válidos para interpretar los mecanismos de transferencia de momento.

6.- Los parámetros que inciden en la transferencia o el traslado de la inclusión hacia la interface metal-escoria son las tensiones interfaciales (σ_{IM} , σ_{IS} , y σ_{MS}) y también podemos afirmar que la tensión interfacial entre el metal y la inclusión (σ_{IM}) tiene la mayor influencia, seguido de la tensión interfacial inclusión-escoria (σ_{IS}) y por último la tensión interfacial metal-escoria (σ_{MS}); tanto para las inclusiones de 20 μm y 100 μm de diámetro.

7.- Los parámetros que no tienen influencia en el desplazamiento de la inclusión, son: la densidad y la viscosidad del acero, así como la densidad y la viscosidad de la escoria y la densidad de la inclusión.

8.- El mejor tipo de comportamiento de la inclusión en la interface metal-escoria, es cuando es oscilante y esto depende con una alta mojabilidad total ($\cos\theta_{IMS}$), así como, un diámetro mayor de la inclusión.

9.- Los valores óptimos de las tensiones interfaciales para traslado de la inclusión, son:

- Altos valores de la tensión interfacial inclusión-metal σ_{IM} .
- Bajos valores de la tensión interfacial inclusión-escoria σ_{IS} .
- Bajos valores de la tensión interfacial metal-escoria σ_{MS} .

10.- Mediante el análisis dimensional se establecieron las variables que intervienen en un distribuidor de colada continua junto con un inhibidor de turbulencia y se obtuvieron las definiciones de los Números de Froude y Reynolds; además, una ecuación monomial que proporciona la razón de la inmersión de la buza con respecto a la altura del inhibidor de turbulencia como una función del Número de Reynolds de la buza y los Números de Froude de la buza y el inhibidor.

6 Bibliografía

1. S. Shingh and S. C. Koria. Tundish steel melt dynamics with and without flow modifiers through physical modelling. *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.23, No.3, 1996, pp. 253-263.
2. Y. Sahai and T. Emi. Melt flow characterization in continuous casting tundishes. *ISIJ International*, Vol. 36, No.6, 1996, pp. 667-672.
3. S. Shingh and S. C. Koria. Physical modelling of steel flow in continuous casting tundish. *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 20, No. 3, 1993, pp. 221-230.
4. D. Mazumdar and Roderick I. L. Guthrie. The physical and mathematical modelling of continuous casting tundish systems. *ISIJ International*, Vol. 39, No. 6, 1999, pp. 524-547.
5. H. B. Kim, M. Isaac and R. I. L. Guthrie, *ICS Proceedings*, 2005, pp. 531-542.
6. D. Mazumdar, G. Yamanoglu and Roderick I. L. Guthrie. Hydrodynamic performance of steelmaking tundish systems: A comparative study of three different tundish designs. *Steel Research*, Vol. 68, No.7, 1997, pp. 293-300.
7. Sathis C. Koria and S. Shing. Physical modelling of the effects of the flow modifiers on the dynamics of molten steel flowing in a tundish. *ISIJ International*, Vol. 34, No. 10, 1994, pp.784-793.
8. K. J. Craig, D. J. de Kock, K. W. Makgata and G. J. de Wet. Design optimization of a single-strand continuous caster tundish using residence time distribution data, *ISIJ International*, Vol. 41, No. 10, 2001, pp. 1194-1200.
9. P. Rasmussen: *Proc. 77th Steelmaking Conf.*, Iron and Steel Soc., Warrendale, PA, 1994, 219.
10. D. Bolger and K. Sailor: *77th Steelmaking Conf.*, Iron and Steel Soc., Warrendale, PA, 1994, 225.

-
-
11. Dong-Yuang Sheng, Chang-Soo Kim, Jong-Kyu Ion and Tse-Chang Hsiao. Water model study on convection patterns of molten. *ISIJ International*, Vol. 38, No. 8, 1998, pp. 843-851.
 12. A. Ramos-Banderas, R. D. Morales, L. García-Demedices and M. Díaz-Cruz. Mathematical simulation and modeling of steel flow with gas bubbling in trough type tundishes. *ISIJ International*, Vol. 43, No. 5, 2003, pp. 653-662.
 13. J. Palafox-Ramos, J. de J. Barreto, S. López-Ramírez and R. D. Morales. Melt flow optimisation using turbulence inhibitors in large volume tundishes. *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 28, No. 2, 2001, pp. 101-109.
 14. R. D. Morales, S. López-Ramírez, J. Palafox-Ramos and D. Zacharias. Mathematical simulation of effects of flow control devices and buoyancy forces on molten steel flow and evolution of output temperatures in tundish. *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 28, No. 1, 2001 pp. 33-43.
 15. R. D. Morales, S. López-Ramírez, J. Palafox-Ramos and D. Zacharias. Numerical and modeling analysis of fluid flow and heat transfer of liquid steel in a tundish with different flow control and Steel Society, Warrendale, 1992, pp. 83-137.
 16. S. López-Ramírez, J. de J. Barreto, J. Palafox-Ramos, R. D. Morales and D. Zacharias. Modeling Study of the influence of turbulence inhibitors on the molten steel flow, tracer dispersion, and inclusion trajectories in tundishes. *Metallurgical and Materials Transactions B*, Volume 32 B, 2001, pp. 615-627.
 17. S. López-Ramírez, R. D. Morales and J. A. Romero Serrano. Numerical simulation of the effects of buoyancy forces and flow control devices on fluid flow and heat transfer phenomena of liquid steel in a tundish, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, Vol. 37, 2000, pp. 69–85.
 18. B. G. Thomas. "Continuous Casting", *The Enciclopedy of Materials: Science and Technology*, K. H. J. Cuschow, R. Cahn, M. Flemings. Elsevier Science Ltd. Oxford, United Kingdom, Vol. 2, 2001, pp. 1595-1599.

-
-
19. M. M. Wolf. History to Continuous Casting. Steelmaking Proceedings, Iron and Steel Society, Warrendale, 1992, pp. 83-137.
 20. World Steel Association. Disponible en: <http://www.worldsteel.org/>.
 21. B. G. Thomas. "Continuous Casting of Steel". Chapter 15 in modeling for casting and solidification processing. O. Yu, editor, Marcel, Dekker, New York, NY, 2001, pp. 499-540.
 22. A. McLean. The turbulent tundish – Contaminator or Refiner. Steelmaking Proceedings, Iron and Steel Society, Warrendale, Vol. 71, 1998, pp.3-23.
 23. L. J. Heaslip, A. McLean and I. D. Sommerville: Continuous Casting, Vol. 1, ISS of AIME, 1983.
 24. A. McLean: Proc. of the Steelmaking Conf., 1988.
 25. J. Szekely and O. J. Ilegbussi: The Physical and Mathematical Modelling of Tundish Operations, Springer Verlag, NewYork, 1989.
 26. J. Schade: Tundish Metallurgy, Vol. I & 2, ISS of AIME, 1991.
 27. J. Tsubokura, I. D. Sommerville and A. McLean: Iron Steelmaker, Vol. 12, 1985, pp. 43.
 28. S. López-Ramírez, J. Palafox-Ramos, R. D. Morales, M. A. Barron-Meza and M. Velásquez-Toledo. Effects of tundish size, tundish design and casting flow rate on fluid flow phenomena of liquid steel. Steel Research, Vol. 69, No. 10-11, 1998, pp. 423-428.
 29. Guthrie, R. I. L., "Engineering in Process Metallurgy". Editorial Oxford Sciences Publications, Gran Bretaña, 2da. Ed., 1992.
 30. John K. Vennard and Robert L. Street. "Elementos de Mecánica de Fluidos". Continental México, 6ta. Ed. 1993.

-
-
31. B. Kaufmann, A. Niedermayr, H. Sattier and A. Preuer. Separation of nonmetallic particles in tundishes. *Steel Research*, Vol. 64, No. 4, 1993, pp. 203-209.
32. L. Zhang and B. G. Thomas. State of the art in evaluation and control of steel cleanliness. *ISIJ International*, Vol. 43, 2003, pp. 271-291.
33. Roderick I. L. Guthrie. Fluid flows in metallurgy—Friend or foe?. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, Vol. 35, No. 3, pp. 417-437.
34. Shu-feng Yang, Jing-she Li, Jing Jiang, Xiao-chuan Lin and Lin Lin. Fluid flow in large-capacity horizontal continuous casting tundishes. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, 2010, Vol. 17, No. 3, pp. 262-266
35. S. López-Ramírez, J. de J. Barreto, P. Vite-Martínez, J. A. Romero Serrano and C. Duran-Valencia. Physical and mathematical determination of the influence of input temperature changes on the molten steel flow characteristics in slab tundishes. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, Vol. 35, No. 5, pp. 957-966
36. Jing Jiang, Jing-she Li, Hua-jie Wu, Shu-feng Yang and Tao Li. Water modeling of molten steel flow in a multi-strand tundish with gas blowing. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, 2010, Vol. 17, No. 2, pp. 143-148
37. Qinfu Hou, Qiang Yue, Huanyang Wang, Zongshu Zou and Aibing Yu. Modelling of inclusion motion and flow patterns in swirling flow tundishes with symmetrical and asymmetrical structures. *ISIJ International*, 2008, Vol. 48, No. 6, pp.787-792.
38. A. Vargas-Zamora, J. Palafox-Ramos, R. D. Morales, M. Díaz-Cruz and J. de J. Barreto-Sandoval. Inertial and buoyancy driven water flows under gas bubbling and thermal stratification conditions in a tundish model. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, Vol. 35, No. 2, pp. 247-257.

-
39. J. de J. Barreto, S. García-Hernández, J. Ramos-Banderas and G. Solorio-Diaz, SCANMET III, 3rd Int. Conf. Proc. Develop. Iron Steel, June, Lulea, Sweden.
40. S. García-Hernández G. Solorio-Diaz, A. Ramos-Banderas and J. de J. Barreto, 4th Int. Cong. Scs. Tech. Steel, October, 2008, Gifu, Japan, pp. A14-3.
41. Song-xia Liu, Xue-min Yang, Lin Du, Liang Li and Cheng-zhi Liu. Hydrodynamic and mathematical simulations of flow field and temperature profile in an asymmetrical t-type single-strand continuous casting tundish. *ISIJ International*, 2008, Vol. 48, No. 12, pp.1712-1721.
42. M. R. R. I. Shamsi and S. K. Ajmani. Three dimensional turbulent fluid flow and heat transfer mathematical model for the analysis of a continuous slab caster. *ISIJ International*, 2007, Vol. 47, No. 3, pp. 433-442.
43. Henrik Solhed, Lage Jonsson and Pär Jönsson. A theoretical and experimental study of continuous-casting tundishes focusing on slag-steel interaction. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2002, Vol. 33, No.2, pp. 173-185.
44. D. Y. Sheng and Lage Jonsson. Investigation of transient fluid flow and heat transfer in a continuous casting tundish by numerical analysis verified with nonisothermal water model experiments. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1999, Vol. 30, No. 5, pp. 979-985.
45. Kinnor Chattopadhyay, Mainul Hasan, Mihaiela Isac and Roderick I.L. Guthrie. Physical and mathematical modeling of inert gas-shrouded ladle nozzles and their role on slag behavior and fluid flow patterns in a delta-shaped, four-strand tundish. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2010, Vol. 41, No. 1, pp. 225-233.
46. R. D. Morales, J. Palafox-Ramos, J. de J. Barreto, S. Lopez-Ramirez and D. Zacharias. Melt flow control in a multistrand tundish using a turbulence inhibitor. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2000, Vol. 31, No. 6, pp. 1505-1515.

-
-
47. M. A. Barron-Meza, J. de J. Barreto-Sandoval and R. D. Morales. Physical and mathematical models of steel flow and heat transfer in a tundish heated by plasma. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2000, Vol. 31, No. 1, pp. 63-74.
48. Jeong Whan Han and U-sok Yoon. A numerical simulation for mini-mill tundish design —effects of FC pad on tundish flow characteristics. *Metals and Materials International*, 1998, Vol. 4, No. 2, pp. 173-182.
49. S. C. Koria and S. C. Srivastava. Residence time distribution of steel melt due to argon shrouded stream pouring in a tundish. *Steel Research*, Vol. 70, No. 6, 1999, pp. 221-226.
50. S. López-Ramírez. “Simulación física y matemática del efecto de los inhibidores de turbulencia sobre el flujo de acero y transferencia de calor en distribuidores de colada continua”. Tesis doctoral, ESIQIE-IPN, México, DF. Marzo 2000.
51. F. Kemeny, D. J. Harris, A. McLean. T. R. Meadowcroft and J. D. Young: Proc. of the 2nd Process Technology Conf., TMS, Warrendale, PA, 1981.
52. J. Knoepke and J. Mastervich: Proc, of the Steelmaking Conf., TMS, 1986.
53. Y. Sahai and R. Ahuja: *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 13, 1986, 241.
54. L. K. Chiang: Proc. of the Steelmaking Conf., TMS, Warrendale, PA, 1992.
55. L. Xintian, Z. Yaohe, S. Baolu and J. Weiming: *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 19, 1992, 221.
56. S. Singh and S, C. Koria: *ISIJ Int.*, Vol. 33, 1993, 1228.
57. S. Singh and S. C. Koria: *ISIJ Int.*, Vol. 34, 1994, 784.
58. D. Mazumdar, G. Yamanoglu, S. Ramani and R. I. L. Guthrie: *Steel Res.*, Vol. 66, 1995, 14.

-
59. D. Mazumdar, G. Yamanoglu and R. I. L. Guthrie: *Steel Res.*, Vol. 68, 1997, 293.
60. A. Kumar, D. Mazumdar and S.C. Koria. Experimental Validation of flow and tracer-dispersion models in a four-stand billet-casting tundish. *Metall. Mater. Trans. B*, 2005, Vol 36 B, pp. 777-785.
61. Ching-Ming Fan and Weng-Sing Hawang. Mathematical modeling of fluid flow phenomena during tundish filling and subsequent initial casting operation in steel continuous casting process. *ISIJ International*, Vol. 40, No. 11, 2000, pp. 1105-1106.
62. Liangcai Zhong, Baokuang Li, Yingxiong Zhu, Renqui Wang and Xiaojun Zhang. Fluid flow in four-strand bloom continuous casting tundish with different flow modifiers. *ISIJ International*. Vol 47, 2007, pp. 88-94.
63. M. Zorzut, F. Vechiet, N. Kapaj and A. Paderno. *BHM*, Vol 152, 2007, pp. 335-360.
64. J. Madias, D. Martín, M. Ferreyra, R. Villoria and A. Garamendy. Design and plant experience using on advanced pouring box to receive and distribute the steel in six strand tundish. *ISIJ International*, Vol 39, 1999, pp. 787-794.
65. Pradeep K. JHA, Sukanta K. Dash and Sanjay Kumar. Fluid flow and mixing in a six strand billet caster tundish: A parametric study. *ISIJ International*. Vol 41, 2001, pp. 1437-1446.
66. R. D. Morales, M. Díaz-Cruz, J. Palafox-Ramos. S. López-Ramírez and J. de J. Barreto. Modeling steel flow in a three-strand billet tundish using a turbulence inhibitor. *Steel Res.*, 2000, Vol. 8, 11-16.
67. L. García-Demedices, R.D. Morales, S. López-Ramírez, J. de J. Barreto, J. Palafox-Ramos and M. Díaz-Cruz. Mathematical modeling of the geometry influence of a multiple-strand tundish on the momentum, heat and mass transfer. *Steel Res.*, 2001, Vol. 72, 346-353.
68. Anurag Tripathi and S.K. Ajmani. Numerical investigation of fluid flow phenomenon in a curved shape tundish of billet caster. *ISIJ International*, Vol 45, 2005, pp. 1616-1625.

-
-
69. D. Bouris and G. Bergeles. Investigation of inclusion re-entrainment from the steel-slag interface. *Metallurgical and Materials Transactions B*. Vol 29 B, 1998, pp. 641-649.
70. J. Strandh, K. Nakajima, R. Eriksson and P. Jonsson. Solid inclusion transfer at a steel-slag interface with focus on tundish conditions. *ISIJ International*. Vol 45. 2005. pp. 1597-1606.
71. Y. Sahai and T. Emi. Criteria for water modelling of melt flow and inclusion removal in continuous casting tundish. *ISIJ International*, 1996, pp.1166-1173.
72. P. Hammersmid, K. Tacke and H. Popper. Vortex formation during drainage of metallurgical vessels. *Iron and Steelmaking*, Vol. 11, No. 6, 1984, pp. 332-339.
73. A. A. Gukman,. "Introduction to the Theory of Similarity". Academic Press, New York, 1965.
74. J. Szekely. "Fluid Phenomena in Metals Processing". Academic Press, New York, 1979.
75. V.J. Skoglund. "Similiyude- Theory and Applications". International textbooks, New York, 1967.
76. J. Parkar, J. Boggs and E. Blick. "Introduction to Fluid Mechanics and Heat Transfer". Addison-Weseley, New York, 1969.
77. R.E. Jonhstone and M.W. Thring. "Pilot Plants, Models and Scale-up Methods in Chemical Engineering". Mc Graw-Hill, New York, 1957.
78. O. Levenspiel: *Chemical Reaction Engineering*, Wiley, New York, 1962.
79. David M. Himmelblau and Kenneth B. Bischoff: *Process Analysis and Simulation. Deterministic Systems*, Wiley, New York, 1968.
80. T. J. Chung. *Computational Fluid Dynamics*. Cambridge University Press, Cambridge, London, N.Y., 2003, pp. 686-693.

-
-
81. D. B. Spalding. A novel finite difference formulation for differential expressions involving both first and second derivatives. *Int. J. Num. Math. Eng.*, 1972, Vol. 4, 551-559.
82. B. E. Launder and D. B Spalding: *Mathematical Models of Turbulence*, Academic Prees, London, 1972.
83. S. K. Dash. Heatline visualization in turbulent flow. *Int. J. Num. Math. Eng. Heat Fluid Flow*, 1996, Vol. 6, 37-46.
84. P. K. Jha, R. Ranjan, S. S. Mondal and S. K. Dash. Mixing in a tundish and a choice of turbulence model for its prediction. *Int. J. Num. Meth. Heat Fluid Flow*, 2003, Vol. 13, 964-996.
85. O. J. Illegbusi and J. Szekely: *Ironmaking Steelmaking*, 1989, Vol. 16, 110-115.
86. O. J. Illegbusi and J. Szekely. Fluid flow and tracer dispersion in shallow tundishes. *Steel Res.*, 1988, Vol. 59, 399-405.
87. O. Dávila-Maldonado. Estudio y comprensión de los fenómenos de transporte asociados a la operación del drenado de ollas de acero líquido. Tesis de maestría, IPN-ESIQIE, México, D. F, 2005.
88. K. Nakajima and K. Okamura: *Proc. of 4th Int. Conf. on Molten, Slags and Fluxes*, ISIJ, Tokyo, 1992, 505.
89. S. B. Pope: *Turbulent Flows*, Cambridge University Press, London, 2000.
90. J. Szekely and N.J. Themelis, *Rate Phenomena in Process Metallurgy*, Wiley, New York, 1976.
91. A. Nájera-Bastida, L. García-Demedices, P. Ramírez-López, E. Torres-Alonso, R.D. Morales: *Steel Res. Int.*, 2007, Vol. 78, 318-326.

92. Verlag Stahleisen GmbH: Slag Atlas, Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), Germany, 2008.
93. T. Szirtes: Applied Dimensional Analysis and Modeling, McGraw-Hill, USA, 1998.
94. Andrew C. Palmer: *Dimensional analysis and intelligent experimentation*, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., London, 2008.
95. G. I. Barenblatt: *Dimensional analysis*, Gordon and Breach Science Publishers, Great Britain, 1987.
96. William G. Jacoby: Data theory and dimensional analysis, Sage Publications, Inc., USA, 1991.
97. Gorla P. Craig: Quick guide to solving problems using dimensional analysis, Lippincott Williams & Wilkins, USA, 2003.
98. C.I. Taylor: Diffusion by Continuous Movements. Proc. of The London Mathematical Society, 1921.
99. G. Levich. Physicochemical Hydrodynamics. Prentice Hall, London, New York, 1962.

Apéndice A

Del análisis dimensional de flujos turbulentos es posible encontrar un enlace entre las velocidades de remolinos con escalas λ , asumiendo ser más largo que la escala de la subcapa viscosa de la capa límite o escala de Kolmogorov's η , pero más pequeño que la escala integral de turbulencia:

$$v_\lambda = \left(\frac{\varepsilon}{\lambda}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (\text{A-1})$$

La disipación de energía cinética se puede relacionar con las escalas integrales de la velocidad y de longitud de acuerdo con:

$$\varepsilon \approx \frac{\Delta U^3}{L} \quad (\text{A-2})$$

Donde ΔU es el cambio de la velocidad media sobre la distancia igual a una escala de gran tamaño en el flujo, cuya magnitud puede ser tan grande como las dimensiones geométricas, L , del inductor (por ejemplo la altura del baño). Usando (A-2) en (A-1) nos lleva a:

$$v_\lambda = \Delta U \left(\frac{\lambda}{L}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (\text{A-3})$$

Así, las velocidades de remolinos con una escala λ son más pequeñas que la velocidad del flujo principal por un factor de $\left(\frac{\lambda}{L}\right)^{\frac{1}{3}}$. Las reducciones de la velocidad y de la escala son igualadas por el correspondiente número de Reynolds como sigue:

$$Re_\lambda = \frac{v_\lambda \lambda}{\nu} = \frac{\Delta U \left(\frac{\lambda}{L}\right)^{\frac{1}{3}} \lambda}{\nu} = \frac{\Delta U L}{\nu} \left(\frac{\lambda}{L}\right)^{\frac{1}{3}} = Re_L \left(\frac{\lambda}{L}\right)^{\frac{4}{3}} \quad (\text{A-4})$$

Donde $Re_L = \frac{k^2}{v\varepsilon}$ es el número de Reynolds que corresponde a la escala integral de longitud y se puede calcular directamente de simulaciones en CFD. De otra manera, la escala de Kolmogorov es la longitud más pequeña del flujo, válido en la capa sub-viscosa, y esta dado por:

$$\eta = \frac{L}{Re_L^{\frac{3}{4}}} = \left(\frac{v^3}{\varepsilon}\right)^{\frac{1}{4}} \quad (\text{A-5})$$

Desde $\lambda > \eta$ el periodo característico de movimiento de turbulencia-fluctuante de remolinos con un tamaño λ es:

$$T_\lambda = \left(\frac{\lambda^2}{\varepsilon}\right)^{\frac{1}{3}} \sim \frac{\lambda}{v_\lambda} \quad (\text{A-6})$$

La aceleración de estos remolinos es:

$$a_\lambda = \frac{dv_\lambda}{dT_\lambda} = \frac{v_\lambda}{T_\lambda} \sim \frac{\lambda}{T_\lambda^2} \sim \left(\frac{\varepsilon^{\frac{2}{3}}}{\lambda^{\frac{1}{3}}}\right) \quad (\text{A-7})$$

La ecuación (A-7) es útil para estimar la aceleración de remolinos con el λ que puede estar de la orden de la escala de Taylor ⁽⁹⁸⁾ o aún cerca de la escala integral de flujo, L . Sin embargo, si alguien quisiera conocer la aceleración de los remolinos de las escalas más pequeñas de las variables definidas de flujo. En otras palabras, si es posible expresar la aceleración de las escalas más pequeñas, nosotros tendremos después una idea cuantitativa del movimiento de los remolinos más pequeños responsables de la disipación de la energía cinética. En la subcapa viscosa el número de Reynolds local $Re_\eta = 1$ y como consecuencia la escala de velocidad $v_\eta = \frac{v}{\eta}$ y el período correspondiente del movimiento fluctuante de los remolinos pequeños es:

$$T_\eta = \frac{\eta}{v_\eta} \sim \frac{\eta^2}{v} \sim \left(\frac{\eta}{\varepsilon}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A-8})$$

Por lo tanto, las aceleraciones de estos remolinos son:

$$a_\eta = \frac{\partial v_\eta}{\partial t} \sim \frac{v_\eta}{T_\eta} \sim \frac{v_\eta^2}{\eta} \sim \frac{v_\eta^3}{\nu} \sim \frac{\varepsilon^{\frac{3}{4}}}{\nu^{\frac{1}{4}}} \quad (\text{A-9})$$

Según Levich esta proporcionalidad se convierte en una igualdad con una constante ⁽⁹⁹⁾:

$$a_\eta = \sqrt{3} \frac{\varepsilon^{\frac{3}{4}}}{\nu^{\frac{1}{4}}} \quad (\text{A-10})$$

La ecuación (A-10) tiene la ventaja sobre la ecuación (A-7) porque no depende de ninguna escala de longitud que esté definida; en cambio esto depende de las variables de flujo que son directamente accesibles a través de las simulaciones en CFD como el $k - \varepsilon$ y ν es una propiedad del fluido.

Apéndice B

```

INTEGER  MXPARAM, N
PARAMETER (MXPARAM=50, N=2)

C  Especificaciones para las Variables Locales
INTEGER IDO, NOUT
REAL    PARAM(MXPARAM), T, TEND, TOL, Y(N), ISTEP
C  Especificaciones para Subrutinas
EXTERNAL IVPRK, SSET, UMACH, FCN

C    Guardar los Datos en un Archivo y después exportarlos a Exxel
character*12 filman
      PRINT *, "Escribe el Nombre del Archivo"
      read (5,58)filman
58  format(a12)
      open (unit=7,file=filman,status='new')

C    Inicio del Programa
CALL UMACH (2, NOUT)
C  Condiciones Iniciales
T = 0.0
Y(1) = 0.0
Y(2) = 0.0
C  Tolerancia de Error
TOL = 0.0005
C  Set PARAM to default
CALL SSET (MXPARAM, 0.0, PARAM, 1)
C  Select absolute error control
PARAM(10) = 1.0
C  Print header
IDO = 1
ISTEP = 0
10 CONTINUE
   ISTEP = ISTEP + 0.0025
   TEND = ISTEP
   CALL IVPRK (IDO, N, FCN, T, TEND, TOL, PARAM, Y)
   IF (ISTEP .LE. 1) THEN
     WRITE (7,*)T, Y
C  Final call to release workspace
   IF (ISTEP .EQ. 1) IDO = 3
   GO TO 10
END IF
END

C    Esta es la Subrutina

```

```

SUBROUTINE FCN (N, T, Y, YPRIME)
C SPECIFICATIONS FOR ARGUMENTS
INTEGER N
REAL T, Y(N), YPRIME(N), densM, denS, denl, tsim, tsis, tsms, coso,
1 visM, visS, R1, Az(N), Bz(N), Cz(N), Dz(N), Ez(N)

C DATOS DE LAS VARIABLES INDEPENDIENTES

C Densidad en kg/m3
denM = 7000
denl = 3990
denS = 2543

C Tensión Superficial en N/m
tsim = 0.000
tsis = 0.200
tsms = 0.730
coso = (tsim-tsis)/tsms

C Viscosidades en Pa.s
visM = 0.006
visS = 0.1998

C Radio de la inclusión en micras m
R1 = 0.00001

C CALCULO DE LAS VARIABLES DEPENDIENTES
Az(1)=1/4*(denM/denS-1)*Y(1)**3-3/4*(denM/denS-1)*Y(1)**2+
1 denM/denS
Bz(1)=Y(1)-1-coso
Cz(1)=(visM/visS-1)*Y(1)**2-2*(visM/visS-1)*Y(1)+visM/visS
Dz(1)=tsms/(R1**2*(denS*Az(1)+2*denl)*9.81)
Ez(1)= (R1**3*9.81)**0.5*(denS*Az(1)+2*denl)/visS
YPRIME(1) = Y(2)
YPRIME(2)= 2*(denS*Az(1)-denl)/(denS*Az(1)+2*denl)-3*Dz(1)*Bz(1)
1-9/Ez(1)*Cz(1)*Y(2)
RETURN
END

```

Figura B.1. Algoritmo en lenguaje Fortran de la solución del transporte de la inclusión sin la película de acero.

```

    INTEGER N, NPARAM
    PARAMETER (N=3, NPARAM=50)
C      SPECIFICATIONS FOR LOCAL VARIABLES
    INTEGER IDO, NOUT
    REAL A(1,1), PARAM(NPARAM), T, TEND, TOL, Y(N), IEND
C      SPECIFICATIONS FOR SUBROUTINES
    EXTERNAL IVPAG, SSET, UMACH
C      SPECIFICATIONS FOR FUNCTIONS
    EXTERNAL FCN, FCNJ
    character*12 filman
    PRINT *, "nombre del archivo"
    read (5,58)filman
58  format(a12)
    open (unit=7, file=filman, status='new')

C      Initialize
    CALL SSET (NPARAM, 0.0, PARAM, 1)
C
    IDO = 1
    T = 0.0
    Y(1) = 0.0
    Y(2) = 0.0
    Y(3) = 0.0000001
    TOL = 1.0E-5
C      Write title
    CALL UMACH (2, NOUT)
C      Integrate ODE
    IEND = 0
10  CONTINUE
    IEND = IEND + 0.000025
    TEND = IEND

C      The array a(*,*) is not used.
    CALL IVPAG (IDO, N, FCN, FCNJ, A, T, TEND, TOL, PARAM, Y)
    IF (IEND .LE. 0.05) THEN
        WRITE (7, *) T, Y
C      Finish up
        IF (IEND .EQ. 0.05) IDO = 3
        GO TO 10
    END IF
    END

C
C      SUBROUTINE FCN (N, X, Y, YPRIME)
C      SPECIFICATIONS FOR ARGUMENTS
    INTEGER N
    REAL X, Y(N), YPRIME(N), densM, denS, denI, tsim, tsis, tsms, coso
    REAL visM, visS, R1, AG, AH(N), AJ, AKS(N)

```

```

DENSIDAD DEL METAL denM, de la escoria denS y de la inclusión denI
denM=7000
  denS=2543
  denI=3990
  tension supeficial en N/m
tsim=1.518
  tsis=0.44
  tsms=1.375
  coso=(tsim-tsis)/tsms
  SPASO=0.00025
viscosidades en Pa.s
  visM=0.006
  visS=0.0399
radio dela incusion en micro.m
  R1=0.00001
  AG= tsms/(R1**2*(denM+2*denI)*9.81)
  AH(1)=(2+Y(3)-Y(1))*(Y(3)+Y(1))/(1+Y(3))**3
  AJ= ((R1**3*9.81)**0.5*(denM+2*denI))/visS
  AKS(1)=1.5*((1/(1+2*Y(3)))-(1/(1+4*Y(3))))*(1-((1-Y(1))/
    1(1+y(3)))**3)
  AI=(R1**3*9.81)**0.5*(denM+2*denI)/visM

  YPRIME(1) = Y(2)
  YPRIME(2) = 2*(denM-denI)/(denM+2*denI)-3*AG*AH(1)-2/AJ*
    1AKS(1)*Y(2)-9/AI*Y(2)
  YPRIME(3)=((-Y(2)*(2-Y(1))*(Y(3)+Y(1))*Y(3)-Y(3)*Y(1)))/
    1(2*Y(3)-Y(1))
  RETURN
  END
C
SUBROUTINE FCNJ (N, X, Y, DYPDY)
C          SPECIFICATIONS FOR ARGUMENTS
  INTEGER  N
  REAL    X, Y(N), DYPDY(N,*)
C          This subroutine is never called
  RETURN
  END

```

Figura B.2. Algoritmo en lenguaje Fortran de la solución del transporte de la inclusión con la película de acero.

Productividad de la Investigación Científica

Artículo enviado a una revista con arbitraje internacional:

- Aarón Espino-Zárate, Rodolfo D. Morales, Alfonso Nájera-Bastida, Manuel J. Macías-Hernández and Alejandro Sandoval-Ramos: **Fluid Flow and Mechanisms of Momentum Transfer in a Six-Strand Tundish**. Metallurgical and Materials Transactions B. Volume 41 B, 2010, pp. 925-1138.

Presentaciones en congresos internacionales y nacionales:

- XXVII Simposio Nacional de Siderurgia.
Optimización del Flujo del Fluido en un Distribuidor Tipo Delta de 6 Líneas.
Aarón Espino-Zárate, Rodolfo Morales Dávila, Alfonso Nájera-Bastida y Roberto Zárate-Gutiérrez.
Instituto Tecnológico de Morelia. Noviembre de 2009.
- Congreso Nacional 2009 de Ingenierías e Informática dentro del marco del Coloquio de Investigación Multidisciplinaria.
Simulación Matemática de la Dinámica de Flujo en un Distribuidor Tipo Delta de 6 Líneas.
Aarón Espino Zárate, Rodolfo Morales Dávila, Adán Ramírez López y Jafeth Rodríguez Ávila.
Instituto Tecnológico de Orizaba. Noviembre de 2009.
- XI Simposium Internacional “Aportaciones de las Universidades a la Docencia, la Investigación, la Tecnología y el Desarrollo”.
Análisis de la Dinámica de Flujo en un Distribuidor de Colada Continua Tipo Delta de 6 Líneas.
Aarón Espino-Zárate, Alfonso Nájera-Bastida, Omar Dávila-Maldonado, Roberto Zárate-Gutiérrez y Rodolfo Morales Dávila.
Instituto Politécnico Nacional.
Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas - Centro de Innovación y Desarrollo Tecnológico en Cómputo. Septiembre 2009.

- VIII Coloquio de Investigación en Ingeniería Química dentro del marco del XVIII Foro Nacional de Ingeniería Química.

Análisis a través de Curvas de DTR para la Optimización de los Patrones de Flujo en un Distribuidor Delta de 6 Líneas.

Aarón Espino-Zárate, Jorge Palafox-Ramos, Alejandro Sandoval-Ramos, Alfonso Nájera-Bastida, Manuel J. Macías-Hernández.

Instituto Tecnológico de Orizaba. Noviembre de 2008.

- 30 Congreso Internacional de Metalurgia y Materiales.

Análisis a través de Curvas de DTR y DE para la Optimización de los Patrones de Flujo en un Distribuidor Delta de 6 Líneas.

Aarón Espino-Zárate, Rodolfo Morales Dávila, Alfonso Nájera-Bastida, Saúl García-Hernández y Omar Dávila-Maldonado

Instituto Tecnológico de Saltillo. Octubre de 2008.