

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA
E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS

SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN
EN METALURGIA Y MATERIALES

ESTUDIO Y COMPRENSIÓN DE LOS FENÓMENOS DE TRANSPORTE ASOCIADOS A LA OPERACIÓN DEL DRENADO DE OLLAS DE ACERO LÍQUIDO.

TESIS QUE PARA OBTENER EL GRADO DE MAESTRO EN CIENCIAS
CON ESPECIALIDAD EN INGENIERÍA METALÚRGICA

PRESENTA:

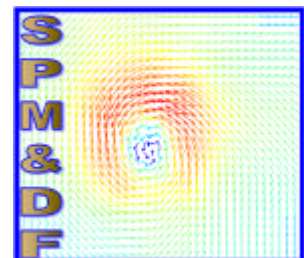
Ing. OSCAR OMAR DÁVILA MALDONADO

DIRECTOR DE TESIS:

Dr. RODOLFO MORALES DÁVILA



MÉXICO, D.F., MAYO DEL 2005



GRUPO DE SIMULACIÓN DEL PROCESAMIENTO DE MATERIALES Y DINÁMICA DE FLUIDOS



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
COORDINACIÓN GENERAL DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

CARTA DE CESIÓN DE DERECHOS

En la ciudad de México D. F. el día 06 del mes de Mayo del año 2005, el que suscribe Oscar Omar Dávila Maldonado, alumno del Programa de Maestría en Ciencias con especialidad en Ingeniería Metalúrgica con número de registro B021367, adscrito a la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la ESIQIE, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de tesis bajo la dirección del Dr. Rodolfo Morales Dávila y ceden los derechos del trabajo intitulado **Estudio y Compresión de los Fenómenos de Transporte Asociados a la Operación del Drenado de Ollas de Acero Líquido**, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, graficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y del director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección de correo electrónico: odavila0200@ipn.mx, rmorales@ipn.mx. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

Ing. Oscar Omar Dávila Maldonado.

DEDICATORIA

Dedico esta tesis:

Con todo cariño a mi madre:

Marisol A. Maldonado

A mis hermanos por su comprensión:

***Esmeralda L. Maldonado
Miguel A. Dávila Maldonado
Nelida Dávila S.***

AGRADECIMIENTOS

Agradezco:

El presente trabajo de investigación fue posible gracias al esfuerzo conjunto de los compañeros del grupo de simulación de procesos metalúrgicos y dinámica de fluidos, así como de los Profesores de la SEPI-ESIQIE que ayudaron en mi formación profesional como investigador. Por ello, quiero hacer mención y agradecer a las personas e instituciones que influyeron de manera significativa.

Al Doctor Rodolfo Morales Dávila le agradezco sinceramente por sus valiosos conocimientos, dirección, apoyo y consejos otorgados durante mi formación como investigador y en especial por su confianza y paciencia en mi persona.

A los Drs. de la ESQIE Roberto Limas Ballesteros, Héctor J. Dorantes Rosales, Jesús G. Godínez Salcedo y David Hernández Silva, por dedicar un poco de su tiempo a la revisión y sus valiosas aportaciones a éste trabajo.

Al Doctor Bernardo Hernández Morales de la UNAM por su disposición y sus valiosas contribuciones.

Al Doctor Jorge Palafox Ramos por la ayuda brindada durante los experimentos realizados en el modelo físico, por la aportación de sus valiosos conocimientos y su experiencia para la realización de presente trabajo.

A mis compañeros del grupo de simulación por sus conocimientos, sugerencias y críticas al mejoramiento del contenido. Al M. en C. Lino García, Ing. Pavel, al Dr. Gildardo Solario y la Dra. Rocío Sánchez.

Especialmente al CONACYT, SNI y al IPN (COFAA) por el apoyo económico brindado durante mi estancia como estudiante.

ÍNDICE		PAG
NOMENCLATURA		iii
LISTA DE TABLAS		v
LISTA DE FIGURAS		v
RESUMEN		
ABSTRACT		
TEMA		
CAPITULO 1 INTRODUCCIÓN		
1.1	Introducción	2
1.2	Justificación	4
1.3	Problemática	5
1.4	Objetivo general	7
1.4.1	Objetivos específicos	7
CAPITULO 2 ANTECEDENTES		
2.1	Semblanza histórica	9
2.1.1	Evolución de la olla metalúrgica	10
2.2	La olla de acero	12
2.2.1	Clasificación de la olla según su operación	13
2.2.2	Operaciones principales en la olla de refinación	14
2.2.3	La escoria	15
2.3	Comportamiento del flujo en la olla de acero	15
2.31	Características del flujo en la olla	17
2.4	Técnicas utilizadas en el análisis del flujo de fluidos	26
2.4.1	Técnica colorimétrica	27
2.4.2	Técnica de velocimetría de partículas por imagen (PIV)	27
2.4.3	Técnica de dinámica de fluidos computacionales (CFD)	27
2.5	Criterios de similitud	29
2.5.1	Similitud geométrica	30
2.5.2	Similitud cinemática	30
2.5.3	Similitud dinámica	30
2.5.4	Similitud térmica	31
2.6	Análisis adimensional	31
CAPITULO 3 DESARROLLO EXPERIMENTAL		
3.1	Modelación física	33
3.1.1	Criterio de similitud dinámica para el diseño del modelo físico	34
3.1.2	Geometría de la olla	35
3.1.3	Experimentación	38
3.2	Modelación matemática	41
3.2.1	Fundamentos matemáticos de CFD	43
3.2.2	Ecuaciones de transporte	43
3.2.2.1	Ecuación de continuidad	45

3.2.2.2	Ecuación de momento	46
3.2.2.3	Ecuaciones de transporte para el modelo $k - \nu$ SST	46
3.2.2.3.1	Constantes para el modelo $k - \nu$ SST	50
3.2.2.4	Conservación de energía térmica	51
3.2.3	Condiciones de frontera	53
3.2.4	Variaciones en las propiedades de transporte	56
3.2.5	Algoritmo de solución	57
3.2.6	Modelo virtual de la olla	57
3.2.7	Representación del procedimiento matemático	58
CAPITULO 4 RESULTADOS Y SU DISCUSION		
4.1	Evaluación de la dinámica del flujo en el modelo físico	62
4.1.1	Análisis del flujo utilizando un colorante como trazador	62
4.1.2	Experimento I (Drenado de la olla con un flujo libre)	62
4.1.3	Experimento II (Drenado de la olla con un flujo de 2.1 ton/min)	64
4.1.4	Experimentos III, IV y V (Drenado de la olla después de una agitación mecánica)	66
4.1.5	Experimento VI (Drenado de la olla utilizando una capa de aceite)	68
4.1.6	Experimento VII (Drenado de la olla con el uso de una cortina de agua fría)	73
4.1.7	Experimento VIII (Drenado con el uso de un Vortex-Breaker)	75
4.1.8	Análisis del flujo por anemometría láser	77
4.2	Análisis del flujo de fluidos mediante la simulación matemática	87
4.2.1	Condiciones en estado isotérmico	88
4.2.1.1	Drenados a flujo libre y a 2.1 ton/min	88
4.2.2	Condiciones en estado no isotérmico	94
4.2.2.1	Estratificación térmica del acero	94
4.2.2.2	Drenado del acero estratificado	114
4.2.3	Análisis de la interfaz escoria-metal	135
4.2.4	Drenado con el uso de un dispositivo Vortex-Breaker	139
4.2.4.1	VB-1 (Forma de hongo)	140
4.2.4.2	VB-2 (Forma de ojiva hueca)	146
CAPITULO 5 CONCLUSIONES		
5.1	Conclusiones	153
5.1.1	Modelo físico	153
5.1.2	Modelo matemático	154
5.1.3	Las recomendaciones para continuar con este estudio	156
REFERENCIAS		157
APÉNDICE A	Equivalencias volumétricas entre el modelo físico y el prototipo industrial	I
APÉNDICE B	Vorticidad	V
APÉNDICE C	Algoritmo numérico	X

NOMENCLATURA

A_{boq}	Área de sección transversal de la boquilla de salida	(m ²)
C	Promedio de la velocidad de enfriamiento del acero	(K/s)
d	Diámetro de la boquilla	(m)
D	Diámetro de la olla	(m)
Dr	Distancia radial	(m)
E_q	Energía para las fases presentes en el sistema	(W/m ²)
Fr	Número de Froude	
G_k	Energía cinética turbulenta para k	(kg/m ² -s)
G_w	Energía cinética turbulenta para ω	(kg/m ² -s)
H	Entalpía	(J/kgmol)
h_{cr}^*	Altura crítica en la formación del vórtice	(J/kgmol)
h_f	Coefficiente de transferencia de calor del acero	(kg/s ³ -K)
h_{loop}	Altura total del bucle durante el drenado	(m)
\bar{h}_{loop}	Altura promedio del loop formado durante el fenómeno de estratificación	(m)
h	Altura del baño	(m)
$h_{cr,vf}$	Altura crítica del baño para un vórtice con movimiento angular	(m)
$h_{cr,nvf}$	Altura crítica del baño para un vórtice con movimiento radial	(m)
k	Conductividad térmica	(W/m-K)
L	Longitud del líquido en la olla	(m)
Q_{mod}	Flujo volumétrico para el modelo	(m ³ /s)
Q_{prot}	Flujo volumétrico para el prototipo	(m ³ /s)
Sh	Contribuciones de la radiación y otras energías	(W/m ²)
S_k	Constante para el modelo en k	
S_w	Constante para el modelo en ω	
ΔT	Diferencia de temperatura entre la superficie y el fondo del acero	(K)
T_{ref}	Temperatura de referencia	(K)
T_w	Temperatura de la superficie sólida	(K)
T_f	Temperatura del acero líquido	(K)
t^*	Tiempo crítico en la desaparición del loop	(s)
t_s	Tiempo de agitación mecánica	(s)
t_r	Tiempo de reposo	(s)
u_i	Velocidad del fluido en uno de los componentes	(m/s)
\bar{u}	Velocidad promediada en el tiempo	(m/s)
u'	Velocidad fluctuante o instantánea	(m/s)
u_t	Velocidad de fricción convencional	(m/s)
v_{sal}	Velocidad lineal del acero en la boquilla de salida	(m/s)
\bar{v}	Vector de velocidad promedio en la fase metálica	(m/s)

		NOMENCLATURA
$v_{q,i}$	Velocidad angular inicial	(m/s)
$v_{q,cr}$	Velocidad angular critica	(m/s)
v_{me}	Velocidad máxima en el baño durante la estratificación del acero	(m/s)
v_y	Velocidad descendente en la capa limite de la pared vertical	(m/s)
a^*	Coefficiente de corrección para el modelo $k-w$ SST	
a_m	Fracción volumen del acero líquido	
a_q	$q = 1 - n$ Fracción volumen para las fases presentes	
b	Coefficiente de expansión térmica	(K ⁻¹)
b^*	Constante empírica para el modelo $k-w$ SST	
b_m	Número de flotación	
C_p	Capacidad calorífica	(J/kg-K)
d_c	Espesor de la capa limite térmica formada en el fondo de la olla	(m)
d_w	Espesor de la capa limite térmica formada en la pared vertical	(m)
f	Frecuencia de oscilación	(s ⁻¹)
Δp	Gradiente de presión	(Pa)
ΔT	Gradiente de temperatura	(K)
e	Energía difusiva	(s ⁻¹)
Γ_k	Efectividad difusiva para k	(kg/m-s)
Γ_w	Efectividad difusiva para w	(kg/m-s)
g	Aceleración debido a la fuerza de la gravedad	(m/s ²)
k	Energía turbulenta	(m ² /s ²)
k_{eff}	Conductividad térmica efectiva	(W/m-K)
k'	Constante de Karmán	
l	Factor de escala geométrico	L_{mod}/L_{fs}
m	Viscosidad del acero líquido	(kg/m-s)
m_1	Viscosidad dinámica molecular	(kg/m-s)
m_1	Viscosidad dinámica turbulenta	(kg/m-s)
m_{eff}	Viscosidad efectiva	(kg/m-s)
n	Viscosidad cinemática	(m ² /s)
r	Densidad del acero líquido	(kg/m ³)
r_{mez}	Densidad de la mezcla	(kg/m ³)
r_s	Densidad de la escoria	(kg/m ³)
S_k	Número turbulento de Prandtl para k	
S_w	Número turbulento de Prandtl para ω	
w	Energía difusiva para el modelo SST	(s ⁻¹)
w_w	Energía de disipación en la pared	(s ⁻¹)
Ω	Vorticidad	(s ⁻¹)
y	Distancia perpendicular a la pared de la olla	(m)

LISTA DE TABLAS

Tabla No.	Descripción	Página
2.1	Composiciones típicas utilizadas en el uso de escorias sintéticas.	16
2.2	Resumen de los resultados obtenidos por diversas fuentes.	25
3.1	Parámetros de referencia del acero-agua. Ref. (17,34)	35
3.2	Valores constantes para el modelo $k - \omega$ SST que fueron determinados experimentalmente para flujos turbulentos recomendados por Launder y Spalding. a).- Constantes empíricas y b).- Coeficientes de relajación. ^{34), 37)}	50
3.3	Funciones auxiliares del modelo de turbulencia $k - \omega$ SST.	50
3.4	Propiedades termo físicas de los fluidos.	52
A-1	Niveles altos en el baño.	II
A-2	Niveles bajos en el baño.	III
A-3	Parámetros físicos de las fases.	IV
A-4	Condiciones de operación.	IV

LISTA DE FIGURAS

Figura No.	Descripción	Página
2.1	Representación histórica de las operaciones metalúrgicas en la olla de acero. ³⁾	10
2.2	Esquema del proceso de colada continua, desde el drenado del acero de la olla al distribuidor hasta la solidificación en el molde. ⁵⁾	11
2.3	Clasificación esquemática de los diferentes equipos utilizados en el proceso de refinación secundaria de acuerdo a su operación. ⁹⁾	14
2.4	Predicción del flujo de fluidos durante el drenado de un recipiente cilíndrico a través de una boquilla de salida centrada en el fondo: a) Inicio del flujo rotacional y b) Inicio del flujo radial. ²⁷⁾	26
3.1	Dimensiones geométricas del modelo físico a 1/3 de escala del prototipo. a).- Vista frontal y b).- Vista de planta.	36
3.2	Detalle geométrico de la boquilla y la válvula deslizante localizada en el fondo de la olla. a).- Dimensiones geométricas en el modelo físico y b).- Fotografía de la boquilla y la válvula deslizante utilizada en la planta.	37
3.3	Diagrama de flujo representativo al equipo experimental utilizado para la realización de los estudios, durante el drenado del modelo físico de la olla de 150 ton de acero.	38
3.4	Resumen de los experimentos realizados bajo los criterios isotérmicos y no-isotérmicos del modelo físico a 1/3 de escala de la olla prototipo.	40
3.5	Tipos de aproximaciones tradicionales para el cálculo de la capa viscosa formada cerca de las paredes sólidas.	53
3.6	Aproximación en el cálculo de la capa viscosa cercana a la pared, mediante el modelo de turbulencia $k - \omega$ SST que incluye la combinación de otros dos modelos viscosos.	54
3.7	Dominio virtual en 3D generado para CFD con 160 554 celdas. a).- Vista frontal de la olla y b).- Vista de planta.	58

LISTA DE TABLAS Y FIGURAS

3.8	<i>Etapas principales realizadas en la simulación matemática durante la operación de una olla de 150 toneladas de acero líquido.</i>	59
3.9	<i>Estudios realizados a una olla de 150 toneladas de acero mediante la simulación matemática.</i>	60
4.1	<i>Análisis de la turbulencia generada durante el drenado del modelo físico: a).- Nivel del baño a 0.57m de altura sin movimientos rotacionales aparentes, b).- Vista frontal del movimiento rotacional inicial a un nivel de 0.14 m del altura y c).- Vista de planta de vórtice completamente desarrollado para un nivel de 0.073 m de altura.</i>	63
4.2	<i>Comportamiento del fluido durante el proceso de drenado en el modelo de agua con un flujo de 2.1 ton/min. a).- Vista frontal de la olla a 0.35 m en el nivel del baño, b).- vista frontal de la olla cuando la profundidad del baño es de 0.073 m y c).- Una vista de planta de la formación del vórtice para una altura inferior a 0.073 m.</i>	65
4.3	<i>Vista frontal de la olla durante la inducción de agitación mecánica en el baño antes del de la operación de drenado.</i>	66
4.4	<i>Formación del vórtice para los tiempos de agitación mecánica durante 5 y 15 minutos respectivamente. a).- Vista isométrica de la olla a 0.052 m y b).- Vista isométrica de la olla a 0.070 m de altura en el nivel del baño.</i>	67
4.5	<i>Efecto del tiempo de agitación mecánica sobre la altura crítica para la formación del vórtice.</i>	68
4.6	<i>Mecanismos de entrada del aceite a través de la boquilla de salida durante el drenado del baño de agua. a).- Formación del vórtice a una altura crítica de 0.073 m, b).- Engrosamiento y vibración de la cola desde un mínimo a un máximo, apreciado desde un nivel de 0.073 m a 0.045 m y c).- Disminución del vórtice provocado por el bajo movimiento radial en la superficie del baño desde un nivel de 0.040 m a 0.15m.</i>	69
4.7	<i>Sustitución del mecanismo de movimiento rotacional por un drenado radial del volumen de aceite a través de la boquilla. a).- Entrada de la capa de aceite residual en la corriente de agua a una altura de 0.04 m a 0.032 m y b).- Drenado del agua residual del baño a partir de 0.032 m de altura.</i>	70
4.8	<i>Mecanismo de entrada de aceite durante el drenado de la olla. a).- Formación del vórtice, b).- Desarrollo del vórtice y vibración de la cola, c).- Engrosamiento de la cola, d).- Minimización del vórtice y e).- Drenado radial.</i>	72
4.9	<i>Representación gráfica del mecanismo de arrastre del aceite durante el drenado del modelo de agua.</i>	72
4.10	<i>Frecuencia de la onda gravitatoria en la superficie del baño en función de la relación geométrica h/D.</i>	74
4.11	<i>Vista frontal del dispositivo VB-1 en forma de hongo a 0.02 m de altura en el nivel del baño.</i>	76
4.12	<i>Dispositivo VB-2 con forma de ojiva hueca. a).- Vista frontal del dispositivo a 0.017 m de altura en el nivel del baño y b).- Vista de planta.</i>	76
4.13	<i>Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.085 m de altura en el baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.</i>	79
4.14	<i>Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.035 m de altura en el baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.</i>	80
4.15a	<i>Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.12 m de altura en el baño con el uso del VB-2.</i>	82
4.15b	<i>Mapa de vórticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.12 m de altura en el baño con el uso del VB-2.</i>	82
4.16	<i>Mapas de vórticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.085 m de altura en el nivel del baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.</i>	84
4.17	<i>Mapas de vórticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.035 m de altura en el nivel del baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.</i>	85

LISTA DE TABLAS Y FIGURAS

4.18	<i>Vista isométrica en 3D de la olla, donde se aprecia la fracción de acero cuando la altura en el baño es de 2.8 m durante la operación de drenado.</i>	87
4.19	<i>Contorno de velocidades para el drenado del acero en condiciones isotérmicas a una altura de 1.50 m (66 toneladas de acero). a).- Válvula 100% abierta con una velocidad promedio a la salida de 4.49 m/s a la salida y b). Drenado con un flujo de salida de 2.1 ton/min. (Velocidad constante de 1.94 m/s).</i>	89
4.20	<i>Corte frontal del campo de velocidades en condiciones isotérmicas a un nivel de 2.80 m. a).- Válvula 100% abierta y b).- Con un flujo de 2.1 ton/min.</i>	90
4.21	<i>Vista de planta del campo de velocidades cuando el nivel en el baño es de 2.80 m. a).- Corte a 2.50 m de altura con un flujo libre a la salida, b).- Corte a 2.50 m de altura para un flujo a la salida de 2.1 ton/min, c).- Corte realizado a 1.50 m de altura en flujo libre y d).- Corte a 1.50 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min.</i>	91
4.22	<i>Vista de planta del campo de velocidades cuando el nivel en el baño es de 2.80 m. a).- Corte a una altura de 0.35 m para un flujo libre, b).- Corte a 0.35 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min, c).- Corte localizado a 0.20 m de altura en flujo libre y d).- Corte a 0.20 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min.</i>	92
4.23	<i>Formación del vórtice para un altura de 0.20 m en el nivel baño (8.52 ton), durante el drenado de acero con la válvula totalmente abierta. a).- Campo vectorial de un plano horizontal registrado a 0.19 m con respecto al fondo y b).- Líneas de corriente análoga a la figura (a).</i>	93
4.24	<i>Puntos para el registro térmico localizados a lo largo de cuatro ejes verticales en el centro en la olla.</i>	95
4.25	<i>Corte frontal de contornos de la densidad del acero en (kg/m^3) para 15 min de reposo del baño metálico.</i>	96
4.26	<i>Vista isométrica de contornos de temperatura (K) para tres cortes horizontales localizados a 3 m, 1.50 m y 0.15 m respectivamente, para 15 min de reposo del baño metálico.</i>	97
4.27	<i>Contornos de temperatura (K) generados durante el fenómeno de estratificación térmica para una olla de 150 toneladas de acero. a), b), c) y d).- Representan las capas isotérmicas para 15, 30, 45 y 60 min de reposo del acero, respectivamente.</i>	99
4.28	<i>Comparación entre las temperaturas calculadas a lo largo del eje central de la olla de acero de 150 toneladas de capacidad para tiempo de reposo de 15, 30, 45 y 60 min.</i>	100
4.29	<i>Distribución de las temperaturas durante 60 min de estratificación térmica del acero. Los datos fueron registrados en 20 puntos situados a lo largo de cuatro ejes trazados en: a).- En el eje central, b).- A 1/3 del radio, c).- A 2/3 del radio y d).- En los límites de pared de la olla cercanos a R.</i>	103
4.30	<i>Comparación entre los resultados obtenidos por diversas fuentes con respecto a las diferencias de temperatura entre la superficie y el fondo de la olla durante el fenómeno de estratificación térmica del acero.</i>	104
4.31	<i>Campo vectorial en cortes verticales hechos en el centro de la olla totalmente llena, durante el fenómeno de estratificación térmica del acero. a).- Durante 15 min de reposo, b).- Durante 30 min de reposo, c).- Durante 45 min de reposo y d). Durante 60 min de reposo.</i>	107
4.32	<i>Vista isométrica de perfiles de velocidad obtenidos durante el fenómeno de estratificación térmica. a).- Para un tiempo de 15 min de reposo y b).- Para un tiempo de 60 min de reposo.</i>	109
4.33	<i>Velocidad máxima registrada por las corrientes de convección natural hasta un periodo de reposo del acero de 60 min.</i>	110
4.34	<i>Comportamiento de la capa límite formada en la pared de la olla hasta 60 minutos de reposo del acero líquido.</i>	111
4.35	<i>Comportamiento del baño metálico bajo el efecto de las fuerzas de convección natural para 60 min de reposo.</i>	113

LISTA DE TABLAS Y FIGURAS

4.36	<i>Vista frontal de contornos de temperatura (K) durante el drenado de la olla de acero de 150 ton después de 15 min de reposo. a). Nivel del baño localizado a 2.80 m, b).- Nivel del baño localizado a 2 m, c).- Nivel del baño localizado a 1.50 m y d).- Nivel del baño localizado a 0.35 m de altura.</i>	116
4.37	<i>Vista de planta de los mapas de temperatura a una altura de 0.20 m de en el nivel del baño durante el drenado de una olla de 150 toneladas. a). Cuando el nivel de acero en el baño se encuentra a 2.8 m, b). Para un nivel en el baño de 2 m, c).- Cuando el nivel esta a 1.5 m y d). - Cuando el nivel del baño se encuentra a 0.35 m de altura.</i>	118
4.38	<i>Mapas de temperatura para un nivel de 0.35 m de altura en el baño. a). - Vista de planta a 0.12 m del fondo, b).- Vista de planta a 0.10 m del fondo, c).- Vista de planta a 0.08 m del fondo y d). - Vista de planta a 0.05 m del fondo.</i>	119
4.39	<i>Vista frontal de campos de velocidad generados durante la operación de drenado para una olla de 150 toneladas de acero después de 15 minutos de reposo. a).- Para un nivel en el baño de 2.8 m de altura, b).- Para un nivel en el baño de 2 m de altura, c).- Para un nivel localizado a 1.5 m de altura y d).- Nivel localizado a 0.35 m de altura del baño con referencia al fondo de la olla respectivamente.</i>	122
4.40	<i>Plano horizontal con vista isométrica de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a 2.8 m de altura. a).- Corte a 2.4 m, b).- Corte a 1.2 m y c).- Corte a 0.20 m.</i>	123
4.41	<i>Cortes horizontales isométricos de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a 2 m de altura. a). Corte a 1.7m de altura, b). Corte a 0.60 m de altura y c). Corte a 0.20 m de altura</i>	125
4.42	<i>Plano horizontal con vista isométrica de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a una altura de 1.5 m. a). Corte a 0.80 m de altura, b). Corte a 0.40 m de altura y c). Corte a 0.20 m de altura</i>	126
4.43	<i>Vista de planta de mapas de velocidad cuando el nivel en el baño es de 0.35 m de altura. a).- Corte a 0.30 m, b).- Corte a 0.30 m y d).- Corte a 0.05m.</i>	128
4.44	<i>Comportamiento de los movimientos rotatorios generados durante el drenado no isotérmico de una olla de 150 ton de acero líquido.</i>	130
4.45	<i>Comportamiento del baño metálico durante el drenado no isotérmico del acero estratificado por 15 min.</i>	132
4.46	<i>Representación de la onda térmica formada por la capa límite del fondo de la olla para alturas mayores de 1m en el baño, durante el drenado no isotérmico de una olla de acero de 2.776 m de diámetro.</i>	133
4.47	<i>Representación de la onda térmica generada durante el drenado no isotérmico en el fondo de la olla para niveles en el baño menores a 1m, en una olla de acero de 2.776 m de diámetro.</i>	134
4.48	<i>Vista frontal de contornos de la fracción volumen del metal(a_m) durante la formación del vórtice. a) y b) Entrada de la escoria bajo condiciones no-isotérmicas a la altura crítica de 0.35m y para una altura de 0.20 m respectivamente y c).- Entrada de la escoria bajo condiciones Isotérmicas a la altura crítica de 0.20m.</i>	137
4.49	<i>Planos topográficos del comportamiento oscilatorio de las ondas interfaciales durante el drenado de la olla para los niveles del baño a 2.5m [a] y 0.35m [b]: a_1) y b_1).- Caso isotérmico con la válvula abierta al 100%, a_2) y b_2).- Caso isotérmico con un flujo constante de 2.1 ton/min. a_3) y b_3).- Caso no-isotérmico con un flujo constante de 2.1 ton/min.</i>	138
4.50	<i>Dimensiones geométricas del VB-1 con forma de hongo. a). Vista frontal en 3D. b). Vista de planta.</i>	140
4.51	<i>Dispositivo Vortex-Breaker-1 en 3D. a).- Vista isométrica del modelo físico de acrílico. b).- Vista isométrica del modelo matemático y c).- Vista frontal.</i>	141
4.52	<i>Perfiles de velocidad obtenidos durante el drenado de una olla de 150 toneladas en estado isotérmico con el uso de un Vortex-Breaker-1: a). - Vista frontal del VB-1 a una altura de 2 m en el nivel del baño y b).- Vista frontal del VB-1 a una altura de 0.30 m.</i>	143

LISTA DE TABLAS Y FIGURAS

4.53	<i>Perfiles de velocidad durante el drenado de una olla de 150 ton de acero bajo condiciones isotérmicas, utilizando el Vortex-Breaker- para un corte basal localizado a 0.10 m de altura: a).- Cuando el nivel en el baño es de 2 m y b).- Cuando el nivel en el baño es de 0.30 m.</i>	144
4.54	<i>Dimensiones geométricas del VB-2 con forma de ojiva. a).- Vista frontal en 3D y b).- Vista superior.</i>	146
4.55	<i>Diseño geométrico del Vortex-Breaker-2 en 3D: a).- Vista de planta de la sección inferior del modelo físico de resina a la derecha y virtual a la izquierda, respectivamente y b).- Vista frontal del modelo físico con forma de bala a la izquierda y su respectivo modelo virtual a la derecha.</i>	148
4.56	<i>Perfiles de velocidad durante el drenado isotérmico de una olla de 150 toneladas de acero con el uso del VB-2. a).- Vista frontal a 2 m de altura en el nivel del baño y b).- Vista frontal a 0.30 m de altura en el nivel del baño.</i>	149
4.57	<i>Perfiles de velocidad durante el drenado isotérmico de una olla de 150 ton de acero con el uso del VB-2. a).- Vista de planta de un corte localizado a 0.10 m cuando el nivel en el baño es de 2 m de altura y b).- Vista de planta de un corte localizado a 0.10 m cuando el nivel en el baño es de 0.30 m de altura.</i>	150
B-1	<i>Bocetos de situaciones típicas de flujo, que ilustra el concepto de vorticidad: a).- Flujo paralelo, b) y c).- Flujo desde una fuente puntual y d).- Flujo con diferentes corrientes.</i>	VIII

Resumen

Los fenómenos de transporte ocurridos antes y durante la operación de una olla de 150 toneladas de capacidad de la empresa TAMSA, se simuló con el uso de un modelo físico de acrílico transparente a 1/3 de la escala de su prototipo, equipada con una boquilla de salida localizada en forma excéntrica al eje geométrico y mediante el empleo de modelos matemáticos de turbulencia de dos ecuaciones ($k - \epsilon$ RNG y $k - w$ SST) en su modalidad de flujo multifásico para 3D. También se simularon diferentes dispositivos VortexBreaker colocados en el fondo de la olla, los cuales hasta el momento dieron buenos resultados en la eliminación del vórtice en la etapa crítica del drenado.

El propósito del presente trabajo, fue estudiar y comprender mediante técnicas calorimétricas, PIV y CFD la dinámica de flujo de recipientes cilíndricos abiertos a la atmósfera bajo condiciones de operación isotérmicas y no isotérmicas. Se encontró que la altura crítica (h_{cr}) a la cual se forma el vórtice, es independiente de los efectos de las fuerzas residuales generadas a partir de agitación inducida mecánicamente o de cualquier otro tipo de perturbaciones externas previas al drenado, de la velocidad de colada y de la altura inicial del baño. También se determinó que las fuerzas de convección natural influyen de manera significativa en la h_{cr} para la formación del vórtice durante el drenado del acero estratificado térmicamente para cortos periodos de reposo. Para los niveles bajos en el baño se presenta un aumento en la inestabilidad interfacial escoria-metal, lo que provoca un incremento en los esfuerzos de corte y consecuentemente la entrada de la escoria a través de la boquilla. La formación del vórtice esta gobernada principalmente por la influencia de la fuerza de gravedad sobre la boquilla de salida situada en el fondo de la olla, por los efectos del fenómeno de convección natural en las paredes, por las propiedades de transporte de la escoria y el acero ($\mu_{metal} / \mu_{escoria}$ y $\rho_{escoria} / \rho_{metal}$) y la relación geométrica (d/D). Se detectaron 5 etapas en el mecanismo de formación del vórtice. Por lo tanto, el modelo de turbulencia de dos ecuaciones $k - w$ SST describe satisfactoriamente la dinámica de flujo de fluidos en olla de acero en estado líquido.

Abstract

The phenomena of transport happened before and during the operation of a ladle of 150 tons of capacity of company TAMSA, were simulated with the use of a physical model of acrylic transparency to 1/3 of the scale of their prototype, equipped with a nozzle of exit located in eccentric form to the geometric axis and by means of the use of mathematical models of turbulence of two equations ($k - \epsilon$ RNG y $k - \omega$ SST) in their modality of multiphasic flow for 3D. Also different VortexBreaker placed devices at bottom from the ladle were simulated, which until the moment gave good results in the elimination of the vortex in the critical stage of the drained one.

The intention of the present work, was to study and to include/understand by means of calorimetric techniques, PIV and CFD the dynamics of flow of opened cylindrical containers to the atmosphere under isothermal and nonisothermal conditions of operation. One was that the critical height (h_{cr}) to which is formed the vortex, is independent of the effects of the generated residual forces from induced agitation mechanically or of any other type of previous external disturbances to the drained one, of the speed of continuous casting and the initial height of the bath. Also one determined that the forces of natural convection influence thermally of significant way in h_{cr} for the formation of the vortex during the drained one of the steel stratified for short standstill time. For the low levels in the bath an increase in the interface instability appears slag-metal, which consequently causes an increase in the shear stress and the entrance of the slag through the nozzle. The formation of the vortex this governed mainly by the influence of the force of gravity on the nozzle of exit located at bottom of the ladle, by the effects of natural convection in the walls, by the properties of transport of the slag and the steel (μ_{metal} / μ_{slag} y $\rho_{slag} / \rho_{metal}$) and the geometric relation of the ladle d/D . 5 stages were detected in the mechanism of formation of the vortex. Therefore, the pattern of turbulence of two equations describes the dynamics of flow of fluids satisfactorily in steel ladle in liquid state.

Capitulo 1

INTRODUCCIÓN

1.1 Introducción.

Los fenómenos de flujo de fluidos tienen un papel muy importante en la mayoría de las operaciones de extracción y refinación de metales, debido a que éstos se encuentran comúnmente en estado líquido. Durante los últimos años, se han obtenido importantes avances sobre la química y la termodinámica de las operaciones en el procesamiento de los metales. Sin embargo, el conocimiento en la cinética de refinación no ha progresado tan rápidamente. Quizás, uno de los principales obstáculos, es la escasa información acerca de los fenómenos de flujo de fluidos para estos sistemas.

A pesar de la poca información existente, se aprecia un interés creciente en la aplicación de los conceptos de flujo de fluidos a las operaciones del procesamiento de los metales. En la presente investigación, se pretende comprender principalmente a los procesos de transporte de calor y masa, por mecanismos de convección, que tienen lugar dentro del sistema durante la operación del drenado de ollas de acero líquido.

Una de las funciones básicas de la olla metalúrgica, es el transporte del acero de los hornos de fusión o convertidores a la zona de vaciado continuo; además, la olla también es utilizada para operaciones de refinación secundaria por medio de la inyección de un gas inerte como el argón.

Durante la operación del drenado de ollas en forma continua, uno de los problemas más grandes a los que se han enfrentado los productores de acero, ha sido el control de la limpieza del mismo, b cual está íntimamente relacionada con las inclusiones no-metálicas, que además, se ha presentado como un desafío a lo largo de la historia en la fabricación del acero, ya que de ahí depende en gran medida su desempeño como producto.

Se ha establecido que la escoria es una fuente de inclusiones exógenas en el drenado continuo. Una de las medidas preventivas entre los operadores, es el mantener niveles deseados de acero limpio antes de una perturbación en la superficie, en caso contrario, es inevitable la mezcla del acero con las impurezas.

La influencia de la fuerza de gravedad durante el drenado de baños de acero líquido a través de una boquilla situada en el fondo, genera la formación de un remolino en el interior, creando una superficie convexa hacia abajo con un movimiento rotacional, la cual es conservada hasta la última etapa del drenado, este fenómeno es conocido como "vórtice". ^{1), 2)}

Sí el vórtice se forma durante la etapa de drenado del acero mientras la capa de escoria flota sobre la superficie del baño, es inevitable el recorrido hacia el distribuidor a través del centro del remolino, aún cuando el nivel del baño en la olla sea elevado.

Es evidente el arrastre de la escoria que cubre el baño de acero durante la última etapa del drenado de la olla, esto incluye a las equipadas con barra de tapón y válvula deslizante. Sin embargo, el uso de una válvula acentúa más el problema. El arrastre de escoria al distribuidor de colada continua, es principalmente acompañado por una emulsión de esta fase con el acero, formando macro inclusiones en el producto final.

Para prevenir el arrastre de escoria, es necesario dejar una cantidad considerable de acero en la olla, lo cual no es económicamente factible. Por ello, para lograr un conocimiento más profundo del proceso del drenado, es necesario un estudio confiable para comprender la dinámica de flujo de fluidos. Por esta razón, el fenómeno hidrodinámico que ocurre durante el drenado de la olla metalúrgica se expone en el presente trabajo de investigación.

1.2 Justificación.

Estudios anteriores sobre el fenómeno que ocurre durante el drenado de ollas de acero, se basan en su mayoría, en el uso de modelos hidráulicos, reportando una diferencia en sus resultados, algunos de ellos en completa contradicción.

La carencia de un consenso acerca de la dinámica de vórtices durante las operaciones del drenado, se debe a que en realidad es un fenómeno muy dependiente de las características geométricas de cada olla y a las condiciones de operación específicas de cada planta. En muchos sentidos el problema general es similar al del flujo de acero en distribuidores, el cual conserva características esencialmente particulares a cada distribuidor. Así podríamos pensar que el análisis de la dinámica del drenado debe observar características particulares a cada olla.

Además, la mayoría de los estudios del drenado están realizados con modelos de agua bajo condiciones isotérmicas, aún cuando, en el sistema real las pérdidas de calor a través de las paredes y el fondo de la olla promueven fuertes estratificaciones térmicas que conllevan corrientes de convección natural apreciables. De aquí surge la pregunta: ¿Qué tan influyentes serán las corrientes convectivas en el fondo de la olla o en sus cercanías sobre la dinámica de la formación de los hoyuelos superficiales o sobre la formación del mismo vórtice?

Aún cuando existen muchas investigaciones publicadas en la literatura, en la presente tesis se pretende ser independiente en los parámetros geométricos y dimensionales del recipiente, la velocidad de flujo de colada, los tiempos durante el fin del llenado y antes del drenado del acero y el efecto de los movimientos residuales, ya que durante los experimentos se usaron los datos reales tomados directamente de la planta. De esta manera, se tuvo una buena representación y análisis de los fenómenos ocurridos.

1.3 Problemática.

En la práctica, se desea lograr un mayor grado de eliminación de inclusiones y elementos indeseables, durante las operaciones de fusión y refinación del acero antes de llegar al distribuidor de colada continua. Una operación común durante la refinación en ollas es la inyección de un gas inerte, a través de toberas, tapones porosos y lanzas giratorias, entre otros. En consecuencia, el arrastre de las partículas no metálicas más ligeras hacia la superficie del baño. Con esto se favorece la formación de una capa protectora a la atmósfera de diferentes espesores.

Sin embargo, durante la secuencia del drenado continuo a través de un orificio localizado en el fondo de la olla y bajo la influencia de la fuerza de gravedad terrestre, es inevitable la mezcla de dicha capa con el metal limpio, debido a la formación de un vórtice en la superficie del baño.

Uno de los objetivos principales en la presente investigación, fue estudiar el comportamiento del flujo de fluidos antes y durante la fase crítica del drenado de la olla de acero. Para dicho estudio se utilizó como modelo prototipo, una olla metalúrgica de la empresa TAMSA, cuya planta se encuentra ubicada en la ciudad de Veracruz México.

En el caso de la olla de acero de la empresa TAMSA, se encontró que hay una serie de limitaciones que afectan de manera directa en la calidad y productividad de la acería. Por ejemplo, durante la operación del drenado usualmente se presenta la formación de un vórtice en el fondo cuando los niveles de acero son muy bajos, cercanos a las 10 toneladas de acero. Este fenómeno provoca el arrastre de escoria hacia el distribuidor y de éste hacia los moldes de colada continua, sobre todo durante las operaciones de empalme de ollas, esto implica cambios de grado hasta en 3 ó 4 ocasiones en una sola secuencia de colada, que es cuando el vórtice, evidentemente, se hace mas fuerte.

De acuerdo con el personal técnico de la empresa, el arrastre de escoria se inicia desde las últimas 10 ó 12 toneladas en la olla antes de terminar la operación del drenado. Naturalmente el arrastre de partículas de escoria se convierte en un factor importante en la generación de inclusiones en la barra redonda, y eventualmente en la tubería fabricada por la empresa.

Uno de los objetivos de la empresa es el lograr un acero de muy alta calidad. Disminuyendo al máximo la cantidad de inclusiones al proceso de colada continua, se pretende tener inclusiones menores de 10 micras en los productos terminados. Por consiguiente, surge la necesidad de investigar cuales son las causas principales en la formación del vórtice, durante la fase crítica de dicha operación.

Otro fenómeno importante, observado antes de la operación del drenado de ollas, es la estratificación térmica del baño de acero, cuya investigación hasta el momento es escasa; dicho fenómeno es consecuencia de los tiempos de reposo moderadamente cortos y las inevitables pérdidas de calor en las paredes refractarias, después de la operación de homogenización del baño. Por esta razón, la estratificación térmica también es uno de los factores importantes para su estudio en la dinámica de fluidos.

Una de las metas principales en esta investigación, fue el poder estimar la variación de las temperaturas durante la operación del drenado de la olla al distribuidor, con la finalidad de lograr un mejor control de la temperatura del acero en el molde durante el proceso de colada continua, así como encontrar las condiciones dinámicas óptimas del proceso para tiempos de reposo de 15 ó 20 minutos.

Esta situación pone de manifiesto la necesidad de buscar soluciones factibles que coadyuven a mejorar la marcha y la eficiencia del proceso durante el drenado de la olla de acero de la empresa TAMSA.

1.4 Objetivo general.

Estudiar y comprender los fenómenos de transporte asociados a la operación del drenado de ollas de acero líquido.

1.4.1 Objetivos específicos.

- Analizar el flujo de fluidos durante la operación del drenado en condiciones isotérmicas y no isotérmicas para los modelos físico y matemático de una olla de 150 toneladas de acero.
- Determinar el efecto del fenómeno de estratificación térmica sobre la formación del vórtice para 15, 30, 45 y 60 minutos de reposo antes y durante la operación de drenado del acero.
- Determinar la altura crítica a la cual se forma el vórtice, durante el drenado, bajo las condiciones isotérmicas y no isotérmicas para ambos modelos.
- Probar diferentes diseños de dispositivos inhibidores de turbulencia Vortex Breaker colocados en el fondo de la olla, durante la secuencia de drenado continuo y su efecto sobre la eliminación del vórtice.

Capitulo 2

ANTECEDENTES

2.1 Semblanza histórica.

En el nuevo milenio, la industria del acero ha tenido un incremento significativo en su producción anual a nivel internacional, debido a la creciente demanda de aceros de mejor calidad. Por ello, la operación y control de los procesos metalúrgicos han ido en constante desarrollo, desde los hornos de fusión hasta el proceso de colada continua. Así, en los últimos años se ha puesto un gran interés al proceso de refinación secundaria, ya que es donde radica el mayor número de operaciones para el tratamiento final de acero fundido. Específicamente, la olla constituye una parte importante en el control de la temperatura y la composición química del acero en estado líquido. Este recipiente se ha convertido en un paso intermedio establecido en la secuencia global de la fabricación del acero, que incluye a la agitación del baño metálico por medio de la inyección de un gas inerte como el argón, la homogeneización del baño para incorporar aleaciones metálicas, el control en la temperatura de colada durante la refinación y el control de inclusiones no metálicas por medio de modificadores o escorias sintéticas. Un boceto típico del funcionamiento de la metalurgia de olla se muestra en la figura 2.1 donde se observa una sucesión histórica en la evolución de vasos agitados por argón, sistemas de desgasificación al vacío y hornos de inducción.^{3), 4)}

En general la operación de estos sistemas involucra la agitación de baños de acero que pueden ir de 5 a 250 toneladas de capacidad ^A, para lograr una buena homogeneización del baño, mediante corrientes de inyección de gas, sistemas que manejan circulación al vacío y campos de fuerza electromagnéticos; También, se efectúan con frecuencia cambios físicos y químicos como:

- Desulfuración, por inyección de cal (CaC_2), o magnesio (Mg)
- Desoxidación, por Silicio o aluminio (Si, Al)
- Desgasificación, usando vacío o purga de gases
- Coalescencia de partículas de inclusión.

Los problemas encontrados en el proceso de operación de olla son muchos, desde las pérdidas inevitables de calor hasta el recorrido del acero a través de la boquilla de salida. Las operaciones metalúrgicas realizadas en la olla, constituyen excelentes oportunidades en los campos de la simulación matemática y la modelación física, esto permite en ciertos casos la optimización del proceso o la adaptación con una nueva tecnológica.

2.1.1 Evolución de la olla metalúrgica.

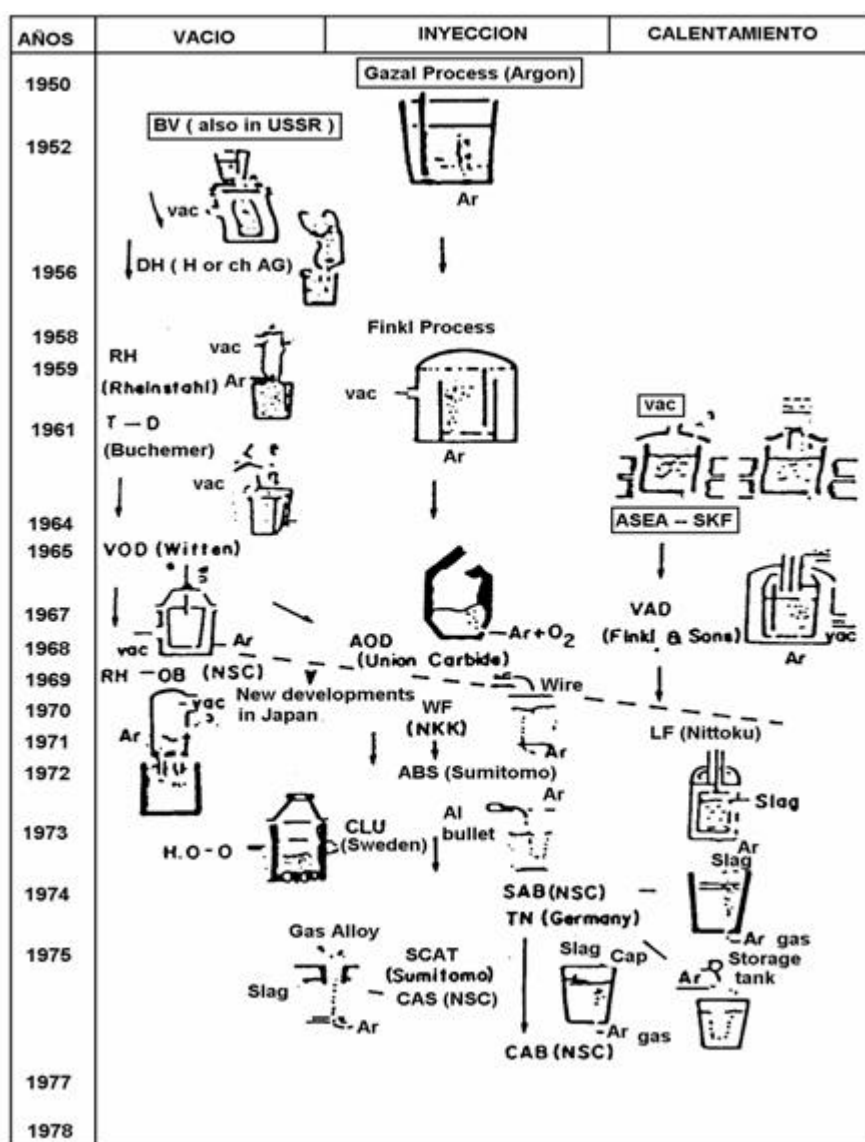


Figura 2.1 Representación histórica de las operaciones metalúrgicas en la olla de acero.³⁾

A finales de la década de los setenta surgen estudios sobre los fenómenos ocurridos en el proceso de refinación secundaria para recipientes y reactores metalúrgicos, pero fue hasta la década de los noventa cuando se intensificó la investigación a los diferentes problemas de operación.

El proceso de refinación secundaria consiste en el tratamiento de baños de acero en estado líquido proveniente del convertidor básico con oxígeno (COBOX) u hornos básicos de arco eléctrico (HEA) hasta la solidificación en moldes de colada continua. Los equipos principales que forman parte del proceso de colada continua son: la olla, el distribuidor y el molde. En la figura 2.2 se muestra un esquema representativo del proceso.

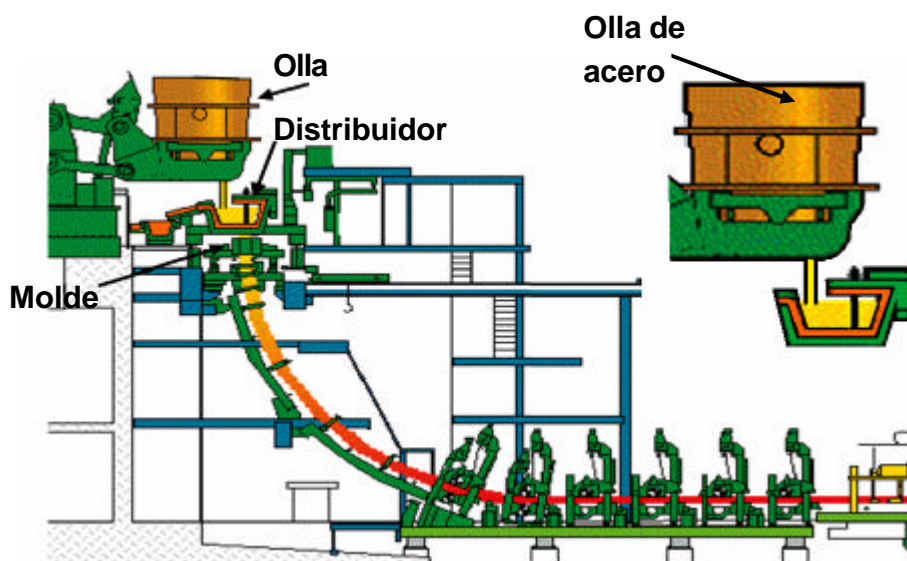


Figura 2.2 Esquema del proceso de colada continua, desde el drenado del acero de la olla al distribuidor hasta la solidificación en el molde.⁵⁾

Durante la evolución de estos equipos metalúrgicos, se encuentran algunas adaptaciones tecnológicas con el propósito de producir aceros de mayor valor para nuevas aplicaciones.

Algunas ollas de acero cuentan con una sofisticada composición química en el ladrillo refractario que cubre la bóveda interna. Durante el proceso de operación, usualmente se incluyen tapones porosos estratégicamente colocados en el fondo para la inyección un gas inerte, otras están equipadas con una válvula deslizante en la boquilla de salida e incluso mecanismos de agitación magnética, entre otros aditamentos como arcos eléctricos para recalentamiento y cubiertas especiales para desgasificación al vacío.

Los distribuidores de colada continua son reactores cuya función principal es la de recibir el acero proveniente de la olla, contener el metal fundido y entregar el acero en forma constante al molde para su solidificación. Entre sus adaptaciones internas dependiendo del diseño y capacidad se encuentran: una o dos represas en el fondo, inhibidor de turbulencia, mamparas y deflectores en las paredes.⁶⁾

2.2 La olla de acero.

La olla de acero es quizá uno de los recipientes metalúrgicos más importantes dentro de la industria acerera, ya que es aquí donde radica el control de la mayor parte de las variables del proceso, tanto químicas, termodinámicas, físicas y térmicas y, por consiguiente, la composición del producto final. La olla es básicamente un reactor metalúrgico que inicia el proceso de colada continua, después de recibir el acero de los hornos de fusión.

El recipiente de acero está revestido primero con una capa de ladrillo aislante y con ladrillo refractario para la superficie de trabajo expuesta al acero, que usualmente es del tipo de 90 a 95% de alúmina. El desgaste de los bloques refractarios es inevitable, por lo que debe revestirse cada cierto periodo de tiempo. Los grados de más alta alúmina dan una vida mucho más larga, pero son desproporcionalmente mas caros por lo que no se usan con frecuencia para toda la bóveda, excepto para las hiladas superiores de ladrillo que están expuestas a la acción corrosiva de la escoria por un tiempo prolongado, ya que estas tienden a fallar prematuramente.

Por lo general, se fabrican de ladrillo con más alúmina, usualmente hasta un 80%. Estos ladrillos se usan algunas veces para toda la olla; Otras son revestidas incluso con ladrillos de magnesita, dolomita y otros materiales de composición básica.

Una de las funciones principales de la olla, es la de contener el acero en estado líquido durante las operaciones de refinación, además, el mantener una temperatura adecuada con pérdidas mínimas de calor y entregar el acero limpio al distribuidor de colada continua.⁶⁾⁻⁸⁾

2.2.1 Clasificación de la olla según su operación.

En los desarrollos industriales de la actualidad, se puede observar una cantidad enorme de beneficios e investigaciones sobre numerosos aspectos de la olla metalúrgica. Generalmente, se aprecia que además de la química del proceso, los fenómenos de flujo de fluidos, (patrones de flujo y la magnitud en la agitación) son factores importantes en la determinación de la eficiencia global de las operaciones de refinación. En general, durante el procesamiento del acero los sistemas varían de acuerdo a la operación en curso y al tipo de producto que se desea. Por ejemplo, la agitación por la inyección de una corriente de gas inerte, el recalentamiento, por flujos conducidos en vacío o por el uso de un campo de fuerza electromagnético.

En la figura 2.3 se aprecia una gama de procesos de refinación clasificados de acuerdo al tipo de operación que se requiere. Sin embargo, en los procesos modernos existen ollas capaces de realizar múltiples funciones sin la necesidad de cambios de recipiente contenedor.^{4), 6), 9)}

ANTECEDENTES

Prevencción de la capa de escoria	
Mezclado y Homogeneización	Inyección de gas Tapón poroso en el fondo Lanza Electromagnéticamente Bobina
Cambio de sólidos	Elementos aleantes Gas/polvo Alambre Gas
Tratamiento al vacío	Desgasificación de la olla RH/DH VOD
Calentamiento	Horno olla VAD
Protección de la corriente de colada olla/distribuidor	Gas Gas Gas
Agitación electromagnética en colada continua	MS EMBR SS/FS

Figura 2.3 Clasificación esquemática de los diferentes equipos utilizados en el proceso de refinación secundaria de acuerdo a su operación.⁹⁾

2.2.2 Operaciones principales en la olla de refinación.

Durante el proceso de refinación secundaria se llevan acabo una serie de operaciones metalúrgicas como: adición de ferroaleaciones, un control en la composición, reacciones cinéticas, eliminación y morfología de las inclusiones. Por ello, las funciones principales en dichas operaciones son:

ANTECEDENTES

1. Control de gases (Oxígeno, Hidrógeno y Nitrógeno).
2. Reducción del número de inclusiones no-metálicas.
3. Modificación de la morfología de las inclusiones, ya que no pueden ser eliminadas completamente, éstas se modifican en tamaño y forma para hacerlas compatibles con las propiedades mecánicas del acero final.
4. Desulfuración, Desoxidación y Descarburación.
5. Control y homogenización de la composición química final.
6. Homogeneización del baño y el control de la temperatura de vaciado.

En los procesos siderúrgicos, se ha encontrado que es difícil llevar a cabo ciertos aspectos de la refinación en condiciones oxidantes en hornos eléctricos. Por ejemplo, la desulfuración es más factible en condiciones reductoras o cuando el contenido de oxígeno en el acero es muy bajo.

El proceso en la olla permite efectuar la refinación con recalentamiento de acero mediante el arco eléctrico. Además, es posible inyectar un gas inerte como el argón para provocar la agitación del baño, también es un método eficiente para la adición de ferroaleaciones y fundentes, así como el control de la composición final y la eliminación de inclusiones no metálicas.

Además de lograr las funciones señaladas anteriormente, en algunos casos las ollas se pueden conectar a un sistema de vacío, para realizar la descarburación al vacío para la producción de aceros inoxidables de bajo carbono u otros grados de acero y aleaciones especiales.

2.2.3 La escoria.

No es posible realizar operación alguna de fusión o refinación sin escoria. La escoria es el medio que flota sobre la superficie del metal fundido y actúa como receptor líquido para las impurezas, excepto las que escapan como gases.

ANTECEDENTES

La cal se usa con frecuencia por sus propiedades de absorción y retención de las impurezas indeseables, principalmente el silicio oxidado a sílice, el azufre como sulfuro de calcio, la magnesia y la alúmina. Algunos óxidos valiosos también son arrastrados inevitablemente por la escoria, como los óxidos de hierro y de manganeso.

En la producción del hierro y del acero, el óxido de calcio (CaO) es el fundente principal. Siendo un material sumamente básico, los revestimientos del horno deberán también ser básicos, de lo contrario serán disueltos por la cal necesaria para eliminar al silicio, al fósforo y el azufre del baño metálico. Así, todos los revestimientos de cualquier horno o convertidor, tienen como base el óxido de magnesio (MgO).

El objetivo de usar una escoria sintética, es la de promover la desulfuración. Una composición típica de escorias sintéticas se muestra en la tabla 2.1

Tabla 2.1 Composiciones típicas utilizadas en el uso de escorias sintéticas.⁶⁾

Fundente	Porcentaje					
	CaO	MgO	SiO ₂	R ₂ O ₃ ^a	S	CO ₂
Caliza	52-55	0.1-1.7	0.2-1.2	0.1-0.6	0.02-0.07	42-44
Cal	92-98	0.2-3.4	0.4-1.8	0.2-1.0	0.02-0.10	1-6
Cal lodomítica ^b	50-60	30-42	1-2	0.3-1.0	0.02-0.10	1-6

^a Fe₂O₃ + AlO₃ + Cr₂O₃, también TiO₂ y ZrO₂ (agentes desoxidantes).

^b Caliza dolomítica calcinada.

R₂O₃ (alúmina) donde R es un radical metálico de mayor afinidad por el oxígeno

La aplicación directa de los datos numéricos de temperatura y de composición resulta incierta debido a que la escoria siempre tiene varios componentes. En la práctica, el espesor de la capa de escoria que cubre el acero tiene en promedio de 0.07 m - 0.05 m de los cuales solo 0.045 m corresponden a la escoria en estado líquido. Por ello, durante los experimentos del modelo físico se consideró solamente el espesor correspondiente en estado líquido, equivalente a 0.015 m de espesor en la capa de aceite.

2.3 Comportamiento del flujo en la olla de acero.

Como ya se hizo mención anteriormente, existe una gama de factores involucrados directamente en la calidad final del acero como son: el tipo de la escoria, el control de inclusiones no-metálicas, el control de la temperatura del baño y las características de flujo. Sin embargo, este último, representa uno de los retos más grandes, por ser el resultado de una variedad de fenómenos físicos involucrados durante la operación de la olla de acero.

2.3.1 Características del flujo en la olla.

El fenómeno de turbulencia en la olla de acero usualmente se presenta en tres etapas principales durante el proceso de operación.¹⁰⁾⁻¹⁴⁾

1. Etapa de agitación y mezclado: mediante la inyección de un gas inerte (argón) en el fondo del baño, ya sea a través de una lanza sumergida o tapones porosos, esto con el propósito de homogeneizar el baño durante la refinación de acero.
2. Etapa de estratificación térmica: se presenta una turbulencia en el baño metálico causada principalmente por el fenómeno de convección natural a través de la pared y fondo de la olla, provocando una recirculación vertical de tipo toroidal desde el fondo hacia la superficie del baño.
3. Etapa de drenado del acero: durante el drenado del acero frecuentemente se aprecia la formación de un vórtice a una determinada altura crítica, dependiendo de las condiciones de operación y la geometría de cada olla.

Debido a la complejidad de los movimientos cinéticos presentes en la olla (mecánicos, térmicos o naturales), la turbulencia es difícil de definir para este tipo de sistemas, a pesar de la información existente sobre el tema; En los capítulos posteriores nos enfocamos a describir detalladamente los fenómenos ocurridos antes y durante la operación del drenado. De acuerdo con algunos autores como Karmán, Hinze y Bradshaw ¹⁵⁾ en forma general, la turbulencia se clasifica según sus patrones de flujo como son:

1. Movimientos irregulares en un fluido con respecto a una superficie sólida o entre corrientes vecinas del mismo fluido que pasan sobre sí.
2. El movimiento de flujo turbulento es una condición irregular del fluido en que las cantidades presentan una variación aleatoria en coordenadas de tiempo y espacio, así que pueden discernirse los distintos valores promedios.
3. Existe un amplio rango de escalas de longitud en el tiempo y espacio, que son representadas por frecuencias y longitudes de onda y son deducidas por un análisis de Fourier para un historial en el tiempo de flujo turbulento.

Esta condición irregular en el flujo con respecto a una pared vertical y tuberías, usualmente ocurre cuando el número de Reynolds es mayor de 1000 a 2100. De hecho, para números de Reynolds mayores a este rango, las fuerzas inerciales superan a las viscosas y el movimiento laminar se vuelve inestable reflejando una velocidad rápida, aparición de fluctuaciones en la presión y el movimiento se vuelve inherentemente tridimensional e inestable. ¹⁶⁾

En la actualidad se han investigado los fenómenos de transporte que ocurren durante las operaciones de refinación y drenado de ollas de acero, basándose en su mayoría en la modelación de prototipos a escala, usando agua y aceite como líquidos de referencia.

ANTECEDENTES

Los trabajos más importantes efectuados en los recientes años reflejan la importancia del fenómeno ocurrido antes y durante el drenado de la olla de acero. Principalmente, la olla ha tenido importantes cambios en sus dimensiones geométricas, a menudo son empleados algunos dispositivos modificadores de flujo situados en el fondo de la olla con la finalidad de minimizar las irregularidades presentes durante dicha operación.

Por ejemplo; El probar posiciones excéntricas y diámetros de la boquilla de salida; con el propósito de disminuir la velocidad rotacional alrededor del eje central de la olla; en este tipo de estudios se determinó que la altura crítica a la que se forma el vórtice, demuestra ser sensiblemente dependiente al diámetro y posición de la boquilla.³⁾

Otra de las técnicas usadas comúnmente, es el uso de obstáculos de flujo colocados en el fondo de la olla, como son deflectores ó un disco flotante con diferentes diámetros y distancias con respecto al fondo de la olla. Para este caso, el vórtice se suprime casi completamente, incluso a una rotación inicial más fuerte; sólo cuando el nivel del baño es igual o menor a la altura del dispositivo, ocurre la mezcla de fases a través de la boquilla de salida.¹⁷⁾

M. Dubke et al. ¹⁸⁾ investigaron el efecto que tiene la barra de tapón en la formación del vórtice y el hoyuelo formado sobre la boquilla de salida, usando modelos de agua, encontrando que el hoyuelo superficial disminuye, sin embargo, el fenómeno ocurrido es muy diferente para ollas equipadas con válvulas deslizantes, debido a que el vórtice es desarrollado desde la superficie.

También Jun Won et al. ²⁾ realizaron pruebas basadas en la eliminación de turbulencia durante la operación del drenado de ollas de acero, mediante el uso de dos dispositivos magnéticos situados en la boquilla de salida de la olla, uno llamado PM (magneto permanente) y el otro EM (electro magneto), donde la intensidad del campo magnético generado era controlada por uno de los dispositivos.

ANTECEDENTES

Con este método se obtuvo que, para campos magnéticos intensos, la altura de formación de vórtice disminuye; esta disminución en la altura de formación de vórtice es debida a la desaceleración del flujo tangencial, una de las limitantes importantes en ese estudio, es la altura a la cual son colocados los dispositivos.

Los métodos anteriores, excepto el caso con el campo magnético, necesitan un contacto directo con el líquido, por lo tanto; estos métodos pueden ser otra fuente de inclusiones en los productos finales si no se utiliza el material adecuado en su fabricación.

Debido a las inevitables pérdidas de calor a través de las paredes del recipiente, la convección natural es un fenómeno común que ocurre en las ollas de acero durante periodos largos de residencia, previó al proceso de colada continua. Una consecuencia típica de este fenómeno es la estratificación térmica del baño de acero, que es de gran importancia en el control de la temperatura del baño durante la operación del drenado continuo.

A pesar de las diferentes técnicas empleadas y de los fenómenos físicos presentes, durante la operación de drenado del acero en su etapa final, es inevitable el arrastre de la escoria al distribuidor, debido a la turbulencia generada en la superficie del baño causada principalmente por el fenómeno de vórticidad.¹⁹⁾⁻²¹⁾

A continuación se enuncian los trabajos más destacados, sus aportaciones y las consideraciones más restrictivas para cada análisis.

En 1979 Szekely et al.¹¹⁾ desarrolló importantes análisis durante el proceso de operación en reactores y recipientes metalúrgicos. Algunos puntos claves en su investigación como la transferencia de calor y los sistemas de inyección son:

1.- Cuando el acero líquido es mantenido en una olla, las pérdidas de calor ocurrirán hacia los alrededores. En adición a un rango moderado en pérdidas de calor, resultará una estratificación del baño metálico.

ANTECEDENTES

2.- Cuando se inicia una agitación por inyección de gas en el acero líquido de una olla o por fuerzas de inducción electromagnética, se incrementa el rango en las pérdidas de calor, particularmente debido a la transferencia de calor en las paredes ó por radiación en la superficie.

3.- Durante las operaciones de la olla, se transfiere energía térmica por medio de arcos eléctricos, con el propósito de compensar las pérdidas de calor en los tratamientos de refinación y homogenización; pero sobre todo para mantener una temperatura constante de colada. Szekly y Lehner reportan que durante 5 minutos de reposo sin agitación, las pérdidas fueron de 1 °C/min y 2 °C/min en inyección de gas inerte.

En 1991 Austin et al. ²²⁾ estudiaron el comportamiento de la dinámica de fluidos en una olla metalúrgica tridimensional, basando su estudio en un modelo matemático, mediante el empleo del paquete computacional PHOENICS, que fue desarrollado para predecir la evolución de la temperatura y los campos de velocidad durante la permanencia y drenado del acero líquido con respecto al tiempo. Los parámetros investigados fueron: El tiempo de residencia, los rangos promedio de enfriamiento de acero en el refractario, velocidad de colada y la geometría de la olla. Los resultados principales encontrados en este trabajo se muestran a continuación:

- 1) La estratificación térmica ocurrirá durante la convección natural en una olla de acero en reposo total; con el paso del tiempo, el grado de estratificación se incrementa, aun cuando las fuerzas convectivas disminuyan.
- 2) La simple relación empírica, $\Delta T = 2.0c$, que es el resultado de la derivada durante la simulación, la cual se usó para estimar la magnitud de estratificación, donde ΔT es el rango en las diferencias del incremento de la temperatura entre la superficie y el fondo del acero y c es el promedio de la velocidad de enfriamiento del acero. Esta relación sugiere que la estratificación es independiente del tamaño de la olla y dependiente del diseño del recubrimiento refractario, debido a los diferentes flux de calor encontrados de acuerdo con el espesor de la pared.

- 3) Cuando el acero fluye fuera de la boquilla de una olla estratificada, su temperatura en el punto de la salida refleja su origen desde el interior de la olla. Así, la estratificación presente durante la etapa del drenado, da como resultado una temperatura dependiente del tiempo, que a su vez depende de la velocidad de colada. Para drenados iniciales fuertes, el flujo proviene de corrientes de la región superior de la olla y para drenados lentos, el fluido proviene principalmente de las zonas más frías adyacentes a la boquilla. Por consiguiente, los distribuidores llenados rápidamente reducen la eficiencia de estratificación en la olla.

En 1996 Grips et al. ²³⁾ basaron su investigación en la determinación de la estratificación térmica aplicada en modelos de escala real para 107 y 200 toneladas de capacidad, mediante medidas continuas de temperatura, usando tres termopares colocados horizontalmente sobre una lanza modificada; la barra se hizo descender a diferentes niveles del baño metálico. También se realizó el estudio del flujo de acero a la salida de la olla, el método experimental se desarrolló usando seis diferentes elementos trazadores tales como ferro-vanadio, cobre, etc., que fueron adicionados a la olla en diferentes puntos del baño antes y durante la operación de colada continua del acero.

Grips y colaboradores concluyeron que en la práctica, las medidas directas durante una estratificación térmica dan resultados interesantes, pero es necesario un trabajo intenso, sobre todo para mejorar las mediciones disponibles de los termopares, durante períodos largos en la toma de datos. En cuanto al método de trazador su manejo es relativamente simple: se realizaron pruebas de adición de elementos metálicos en zonas cercanas a las paredes y en el centro del baño, obteniendo diferentes comportamientos en cuanto a las concentraciones en la superficie y fondo. Se observó que las diferentes concentraciones medidas a lo largo del baño de acero, son dependientes de las propiedades químicas de los elementos trazadores.

Para 1997 nuevamente Grips et al. ²⁴⁾ realizaron un estudio mediante el uso de un modelo matemático en tres dimensiones, basado en técnicas CFD, para predecir perfiles de concentración, calor y flujo de fluidos. Se usó una olla con capacidad de 107 toneladas; el modelo se empleó para la predicción de perfiles de concentración utilizando diferentes elementos trazadores como el ferro-vanadio y cobre, los cuales son agregados al acero contenido en la olla en reposo y durante el drenado del acero al distribuidor. Los perfiles se compararon con los datos experimentales registrados en la planta y las diferentes concentraciones obtenidas a lo largo del baño metálico reflejaron la presencia de diferentes capas térmicas generadas durante cortos tiempos de reposo. Los resultados se utilizaron como una herramienta en el desarrollo de sistemas de control de los procesos.

En 2001 Pan et al. ^{25), 26)} realizaron un análisis sobre la similitud entre el acero en ollas y modelos físicos que emplean agua caliente, con el propósito de representar el fenómeno de convección natural. Los presentes autores concluyen que el uso de la modelación física no-isotérmica de prototipos, con baños de agua caliente a una temperatura inicial de 45 °C dan resultados satisfactorios, pero es conveniente y económico el uso de métodos CFD para cualquier tipo de modelo, con el propósito de simular una gama de condiciones de operación y la posibilidad de variar las dimensiones geométricas de la olla.

En el 2002 en otro trabajo Pan et al. ²⁶⁾ confirmaron y validaron sus modelos físicos previos. Mediante la verificación de técnicas CFD se llegó a la conclusión que los resultados provenientes de los modelos de agua y los registrados en ollas de acero en la planta, son linealmente proporcionales en todo el baño metálico para los diferentes rangos de enfriamiento durante la estratificación térmica. Los resultados también indican que la magnitud de la estratificación térmica, no depende solamente del promedio de flux de calor, principalmente se debe a las pérdidas de acuerdo a las dimensiones de las paredes.

Algunos autores muestran una diversidad en sus observaciones y resultados, por ejemplo: la determinación de la altura crítica para la formación del vórtice o la formación del hoyuelo superficial, que precede a la formación del vórtice, en la velocidad de drenado y las dimensiones de la boquilla con frecuencia de su posición en la olla, son temas comunes de discusión. Otros investigadores encuentran lo contrario: que la altura crítica para la formación del hoyuelo y del vórtice son dependientes de la relación d/D en donde d es el diámetro de la boquilla y D el de la olla. Además la mayoría de los investigadores afirma que la altura crítica para la formación del vórtice depende de los movimientos residuales del líquido en la olla y por lo tanto del tiempo de reposo después de su llenado; de esta manera, con los resultados provenientes de las referencias mencionadas en la tabla 2.2, resalta la diversidad y la contradicción obtenidas por los diferentes investigadores. En realidad el drenado de olla ha resistido todos los análisis usando diferentes enfoques experimentales y numéricos bajo condiciones isotérmicas y no isotérmicas sin que se haya alcanzado un consenso sobre las hipótesis de los principios que gobiernan su dinámica en el drenado de ollas de acero.

En vista de los datos anteriores, es evidente un flujo completamente turbulento en el baño, provocado por la formación de un vórtice por diversas causas aparentes; sin embargo, la perturbación formada es una característica común de recipientes colocados en forma vertical cuya descarga se realiza por una boquilla de diámetro menor al del recipiente contenedor.

En la siguiente tabla, se expone un resumen de algunos resultados obtenidos en los experimentos realizados a ollas mediante modelos físicos por diferentes investigadores.

Sankaranarayanan y Guthrie ²⁷⁾ presentan un boceto de la evolución del vórtice durante el drenado de recipientes cilíndricos simétricos, a través de una boquilla localizada en la parte central en el fondo como se aprecia en la figura 2.4.

Tabla 2.2 Resumen de los resultados obtenidos de diversas fuentes.

Ref.	Resumen de resultados en el fenómeno ocurrido durante el drenado de la olla
2,17	El efecto de rotación debido a la fuerza terrestre de coriolis ^(*) puede desprejarse en fluidos en la ingeniería, con la excepción de fluidos bajo largos tiempos de reposo, evitando perturbaciones, pero bajo circunstancias prácticas, usualmente existe siempre una transición de un componente rotatorio en el recipiente.
2,21	Otros factores de importancia radican en la geometría del recipiente contenedor del acero líquido (h/D y d/D), como lo es el diámetro y posición de la boquilla. Si la excentricidad de la boquilla de descarga se incrementa, la altura crítica para la formación de vórtice disminuye, la causa es el descentramiento de la boquilla del eje de rotación del vórtice con respecto al eje de la olla.
2,27	A medida que la velocidad de drenado se aumenta, la altura crítica a la cual se forma el vórtice aumenta, pero a partir de cierta velocidad de drenado, esta tendencia se revierte. Los cierres y aperturas repentinos ayudan a controlar al vórtice sobre todo si la segunda apertura es menor que la inicial.
2,24, 28	El efecto del tiempo es importante en la formación del vórtice: durante el fin del llenado y el inicio del vaciado, a menor tiempo la altura crítica es menor para una boquilla situada en el centro de la olla y el efecto inverso con una boquilla excéntrica. El efecto de reposo afecta la formación del vórtice: a menor tiempo de reposo la altura crítica disminuye.
2,20, 21	Las propiedades de transporte del acero y la escoria ($\mu_{metal} / \mu_{escoria}$ y $\rho_{escoria} / \rho_{metal}$) también influyen, así se tiene que los incrementos en la relación de viscosidades y densidades en la interfase, incrementan la altura a la cual se empieza a formar el vórtice. Por ello una solución práctica es la adición de cal al final del vaciado con la finalidad de incrementar la viscosidad aparente de la escoria y disminuir el vórtice.
18, 21	Otros autores se enfocan en el estudio de los movimientos residuales sobre la formación del vórtice. La formación de ondas en la superficie del baño de acero son frecuentes durante el final del llenado y el inicio del drenado, la frecuencia de oscilación en la onda superficial en los vasos metalúrgicos son determinadas por su geometría, también se reporta que los incrementos en la vórticidad depende de la frecuencia de onda superficial y no de la geometría. Existe una pérdida de movimientos residuales conforme la altura del baño disminuye, donde las oscilaciones son mínimas y una onda rotatoria se genera.

La figura 2.4a muestra que cuando inicia el drenado a través de la boquilla centrada, el perfil de flujo es completamente ordenado en el volumen superior del baño (área 1); aquí, la velocidad angular inicial es igual a cero ($V_{\theta,i}$). Posteriormente, el fluido experimenta un movimiento completamente rotacional, donde las velocidades angulares iniciales incrementan a medida que el baño disminuye hasta una velocidad angular crítica ($V_{\theta,cr}$) que es cuando el vórtice esta perfectamente desarrollado (área 2) y la altura crítica medida ($h_{cr,vf}$) es superior al diámetro de la boquilla, en ésta etapa según los autores, es en la que sucede la mezcla de las fases presentes, hasta alcanzar una altura crítica ($h_{cr,nvf}$) en el baño (ya no existe rotación del fluido), que es aproximadamente igual al diámetro de la boquilla (área 3), ahí, la velocidad angular inicial es nuevamente igual a cero. En ésta etapa el fluido es drenado radialmente hacia la salida, como se muestra en la figura 2.4b.

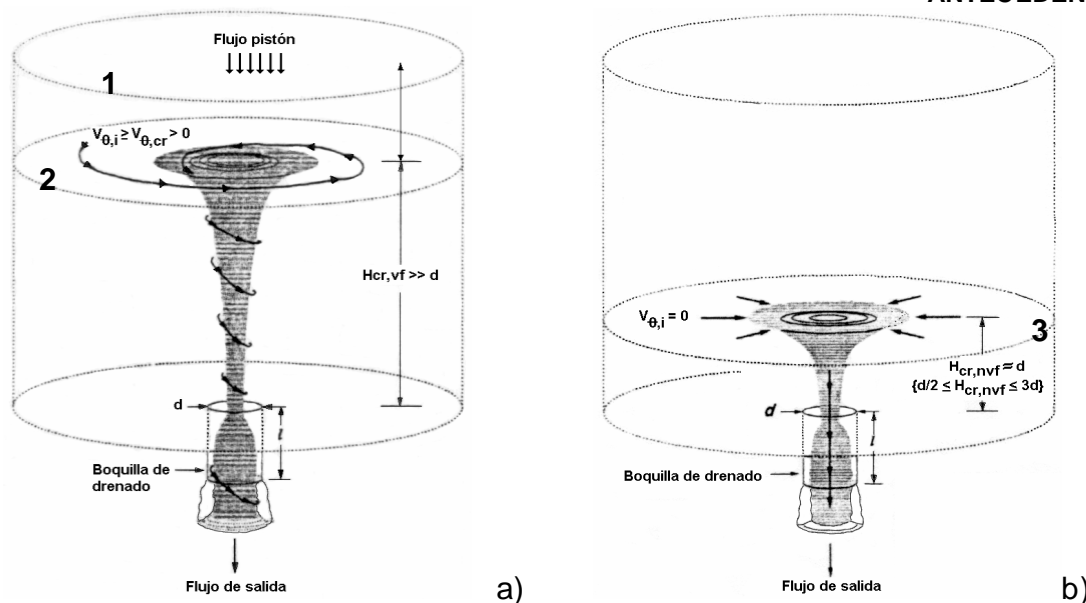


Figura 2.4 Predicción del flujo de fluidos durante el drenado de un recipiente cilíndrico a través de una boquilla de salida centrada en el fondo: a) Inicio del flujo rotacional y b) Inicio del flujo radial.²⁷⁾

Tomando en cuenta las investigaciones previas, el grupo de simulación matemática y física de la E.S.I.Q.I.E. da una breve explicación a los fenómenos que ocurren dentro de los recipientes metalúrgicos, aplicando la dinámica de fluidos para un sistema multifásico tridimensional, mediante el uso de técnicas CFD (Dinámica de Fluidos Computacionales) a una olla de acero con una capacidad de 150 toneladas, cuyas dimensiones geométricas y condiciones de operación fueron proporcionados amablemente por la Empresa TAMSA del Estado de Veracruz.^{29),30)}

2.4 Técnicas utilizadas en el análisis del flujo de fluidos.

Con la finalidad de caracterizar el flujo turbulento en la olla, fue necesario el uso de técnicas experimentales modernas ya conocidas en la simulación de modelos industriales. El presente trabajo de investigación se realizó mediante la modelación física y matemática, bajo los criterios en estado isotérmico y no isotérmico.³¹⁾

[*] Fuerza de Coriolis: Debido a la rotación del globo, cualquier movimiento en el hemisferio norte es desviado hacia la derecha, si se mira desde nuestra posición en el suelo (en el hemisferio sur es desviado hacia la izquierda). Esta aparente fuerza de curvatura es conocida como fuerza de Coriolis (debido al matemático francés Gustave Gaspard Coriolis 1792-1843)

2.4.1 Técnica colorimétrica.

La técnica consiste en estimular al sistema mediante una perturbación y analizar la respuesta a este estímulo. La perturbación del medio se realiza con la inyección de un elemento trazador (tinte rojo) compuesto por una solución acuosa con una concentración de 34 g/l.

2.4.2 Técnica de velocimetría de partículas por imagen (PIV).

El PIV es una técnica de medición basada en el cálculo de la ecuación fundamental velocidad-distancia-tiempo, para obtener imágenes instantáneas de campos bidimensionales de velocidad. Esta técnica fue utilizada por otros autores en trabajos previos con muy buenos resultados, por lo que, aquí solo hacemos referencia.^{31),32)}

2.4.3 Técnica de dinámica de fluidos computacionales (CFD).

La simulación con modelos computacionales es una de las herramientas básicas de la ciencia y la tecnología moderna para aproximarse a la enorme complejidad de los sistemas reales. Esta complejidad es quizás la característica fundamental del mundo moderno.

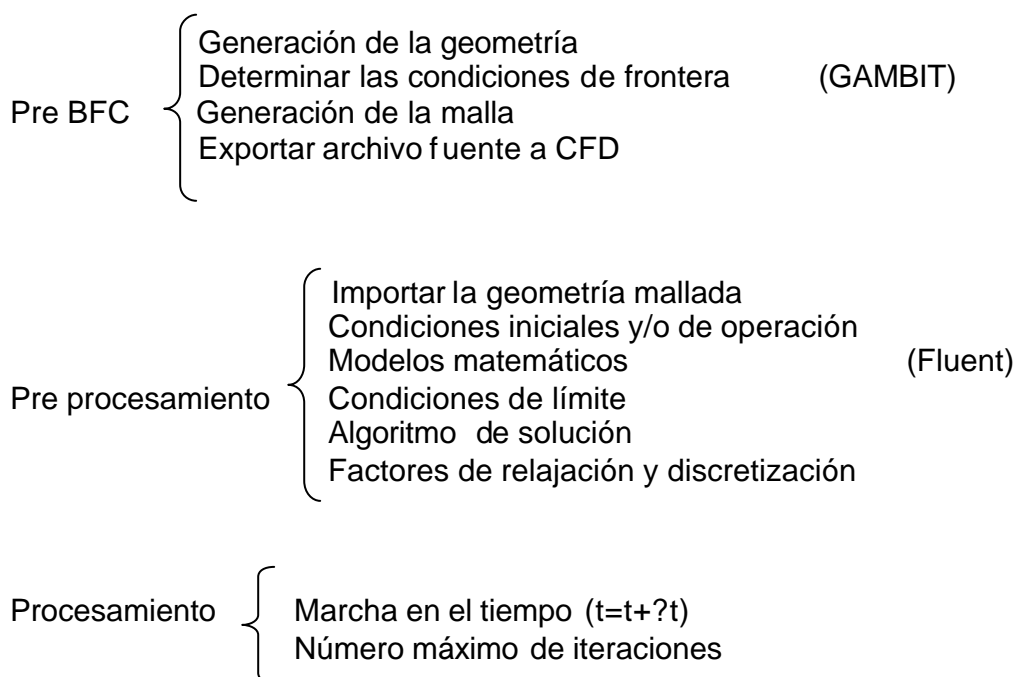
La técnica CFD (Computational Fluid Dynamics) consiste en la solución de un grupo de ecuaciones algebraicas y diferenciales que cuantitativamente representan un proceso o algún aspecto de un proceso. Un modelo matemático podría ser una relación que define el tiempo requerido para drenar una olla que contiene acero. En otros contextos, un modelo matemático puede predecir y reproducir los fenómenos de transporte para situaciones prácticas.

Los modelos matemáticos pueden ser clasificados en tres grupos principales:³⁾

1. - Basados fundamentalmente en modelos teóricos y algunos modelos mecánicos.
2. - Modelos semi-empíricos
3. - Modelos tipo de entrada-salida y "caja negra".

Esta técnica se lleva acabo mediante el uso de dos paquetes numéricos llamados comercialmente GAMBIT y FLUENT, basados fundamentalmente en la siguiente secuencia computacional.^{33),34)}

La entrada de la geometría virtual se realiza por medio de una interfaz de usuario estilo CAD, que permite crear una jerarquía de puntos, curvas y superficies para definir la geometría. La malla es creada como coordenadas ajustadas al cuerpo (BFC) de una malla curvilínea. También es posible importar la información de la malla de otros sistemas CAD a un pre-procesador de dinámica de fluidos computacionales (CFD) en el cual se introducen las condiciones de operación y las propiedades del fluido.



Post procesamiento {
Desplegar mapas de contornos, turbulencia, etc.
Gráficos
Archivos de datos (OUT)
Campos vectoriales

Las ecuaciones diferenciales de momento, continuidad y energía se discretizan mediante el uso de un volumen de control, así como un esquema diferencial para aproximar los términos de convección y difusión, mientras se resuelven los términos de transporte en la ecuación de conservación de masa (Ec. 3.7). El sistema de ecuaciones se calcula con un algoritmo que consiste en resolver simultáneamente una matriz diagonal, seguida por los gradientes de presión y la modificación de la velocidad para satisfacer la ecuación de continuidad (Ec. 3.4).

El código empleado, se desarrolló para una simulación en flujo turbulento tridimensional, aplicado al proceso de la olla de acero con un fluido incompresible, manteniendo una velocidad de colada de 2.1 ton/min.

2.5 Criterios de similitud.

Durante el procesamiento del acero algunas veces es difícil predecir con certeza los fenómenos ocurridos durante la operación del equipo, además de que las elevadas temperaturas existentes dificultan las mediciones. La modelación física a escala de los prototipos industriales es una de las formas utilizadas con frecuencia entre los investigadores. Sin embargo, la modelación no solo se da entre el prototipo y su modelo, sino también debe existir entre los diferentes fenómenos y leyes ocurridos durante el flujo del fluido. Entre los criterios principales de similitud empleados en el proceso y que satisfacen en su mayoría los fenómenos de transporte, tenemos: Geometría, Cinemática, Dinámica y Térmica.^{31), 32)}

2.5.1 Similitud geométrica.

Se refiere a la similitud en la forma y dimensión para un sistema. Se dice que dos sistemas son geoméricamente similares, si la relación entre la longitud de un sistema y su correspondiente longitud en el otro sistema es la misma en cualquier sitio. La relación usualmente es determinada por el factor de escala para cada longitud lineal.

En el caso de la olla que es un vaso cilíndrico de altura h , diámetro inferior (D_{inf}) y diámetro superior (D_{sup}). La cual, se llena a una altura inicial H_0 , donde las correspondientes dimensiones para el prototipo son βh , βD y βh_0 , donde β es el factor de escala.

2.5.2 Similitud cinemática.

La similitud cinemática representa el movimiento del fluido. En esencia, se observa esta igualdad entre dos sistemas si además de ser geoméricamente similares, las velocidades en las posiciones correspondientes en los sistemas están en la misma proporción.

2.5.3 Similitud dinámica.

La similitud dinámica representa igualdad de fuerzas que es observada entre dos sistemas cuando la magnitud en las posiciones correspondientes en cada sistema está en una proporción fija. Para cualquier problema de flujo de fluidos debe observarse esencialmente la conservación entre la similitud geométrica y dinámica.

Las principales fuerzas que son consideradas para obtener la similitud dinámica son: inerciales, de presión, viscosas, de gravedad, tensión superficial, elástica y electromagnética.

2.5.4 Similitud térmica.

En los sistemas no-isotérmicos, se tiene también que satisfacer el criterio para la similitud térmica. La densidad de flujo de calor por los diferentes mecanismos de transferencia de calor, como la conducción, convección y radiación deben ser proporcionales y fijos para el modelo y el prototipo. Bajo estas condiciones, cuando los sistemas son geoméricamente y cinemáticamente similares, entonces el perfil de temperatura entre el modelo a escala y el real están en la proporción correcta.²⁾

2.6 Análisis adimensional.

Debido a las diferentes fuerzas que pueden ocurrir en la operación y procesamiento de ciertos metales, no hay ninguna regla definida acerca de que criterio tiene que ser satisfecho. Sin embargo, para obtener datos con la mejor precisión posible de los fenómenos ocurridos durante la operación de la olla, se analizaron las variables de mayor relevancia englobadas en números adimensionales que describen satisfactoriamente la mecánica de flujo de fluidos para este tipo de recipientes contenedores.

$$\text{Froude: } N_{fr} = \frac{\mathbf{n}^2}{gL} = \frac{\text{fuerzas inerciales}}{\text{fuerzas gravitacionales}} \quad (2.2)$$

$$\text{Reynolds: } N_{Re} = \frac{L\mathbf{n}\mathbf{r}}{\mathbf{m}} = \frac{\text{fuerzas inerciales}}{\text{fuerzas viscosas}} \quad (2.3)$$

$$\text{Grashof: } N_{Gr} = \frac{g\mathbf{r}^2 L^3 \mathbf{b} \Delta T}{\mathbf{m}^2} = \frac{\text{fuerzas de flotación}}{\text{fuerzas viscosas}} \quad (2.4)$$

$$\text{donde } \mathbf{b} = -\frac{1}{\mathbf{r}} \left(\frac{\partial \mathbf{r}}{\partial T} \right)_p \quad \text{coeficiente de expansión térmica}$$

Capitulo 3

DESARROLLO EXPERIMENTAL

3.1 Modelación física.

Con el propósito de comprender los diferentes fenómenos de transporte ocurridos durante la operación de la olla de acero. Los modelos de físicos en combinación con la simulación matemática, parece ser una excelente alternativa para su investigación.

Para el modelo físico de acrílico de una olla de 150 toneladas de acero, se buscó una representación realista del sistema, cumpliendo con los criterios de similitud en combinación con los materiales, variables y condiciones de operación de la olla prototipo de la Empresa TAMSA para, de ésta manera, obtener los mejores resultados durante los experimentos realizados, dicho modelo se analizó bajo dos condiciones de operación.

La primera, basada en condiciones isotérmicas; En este caso de estudio se investigó el efecto de los movimientos residuales en la formación del vórtice, es decir, las perturbaciones de naturaleza mecánica y vibratorias generadas durante el fin del llenado y al inicio del drenado, para lo cual se usó un agitador mecánico de tipo paleta, el cual se mantuvo a una velocidad constante de rotación de 100 RPM durante 5,10 y 15 minutos antes de iniciar con la operación del drenado. De esta manera, se proporcionó la energía cinética para todo el baño de agua. Otros tipos de experimentos realizados fueron: 1) El drenado en forma libre sin agitación inducida, 2) el drenado con la adición de una capa de aceite de 0.015 m de espesor en la superficie del baño y 3) el drenado con usó de un dispositivo modificador de flujo colocado en el fondo de la olla.

La segunda bajo condiciones de operación no-isotérmicas, se realizó mediante el uso de una cortina de agua fría en la pared vertical de la olla. La finalidad de este experimento fué, el representar las pérdidas de calor a través del recubrimiento refractario de la olla prototipo y así poder observar la influencia de los gradientes

DESARROLLO EXPERIMENTAL

térmicos generados entre el fondo y la superficie del baño sobre la formación del vórtice durante la última etapa del drenado del agua a través de una boquilla de salida localizada en el fondo de la olla.

Durante los experimentos realizados bajo las dos condiciones antes descritas, se observó que los movimientos del fluido en el interior de la olla están gobernados básicamente por la influencia de las fuerzas de gravedad, inerciales, viscosas y térmicas.

Los fenómenos observados se registraron con el uso de una solución trazadora, video convencional, video para congelar imágenes (fastvideo), termopares y anemometría láser.

El análisis de los resultados permitió probar los diferentes dispositivos para controlar la formación del vórtice en la etapa crítica del drenado, así como validar los resultados de la modelación matemática. Cabe señalar que cada experimento realizado, satisfizo los criterios de similitud dinámica, geométrica y térmica.

3.1.1 Criterio de similitud dinámica para el diseño del modelo físico.

Para mantener la relación de escalamiento entre el modelo físico y su prototipo, se seleccionó al número de Froude como criterio de diseño, debido a que predominan principalmente las fuerzas inerciales y de gravedad durante la operación del sistema.^{31),32)}

Haciendo una revisión en la literatura con referencia al flujo de fluidos en ollas, de acuerdo con Pan y Bjorkman,²⁶⁾ los modelos físicos a escalas geométricas entre 1/3 y 1/5 son apropiados para cumplir satisfactoriamente con la similitud dinámica, utilizando agua como medio de referencia durante la modelación de recipientes en condiciones isotérmicas.

Para lo tanto, se construyó un modelo de acrílico a 1/3 de escala de la olla prototipo de la empresa TAMSA, el cual satisface los criterios de escalamiento y éste se encuentra dentro del rango previamente experimentado para este tipo de recipientes. (26), (35)

Igualmente, se fijaron los parámetros físicos del agua y del acero para ambos modelos, los cuales se muestran en la tabla 3.1; Se observa que existe una gran similitud entre la viscosidad cinemática en ambos materiales, demostrando con esto, el factor de escalamiento entre los modelos. ^A

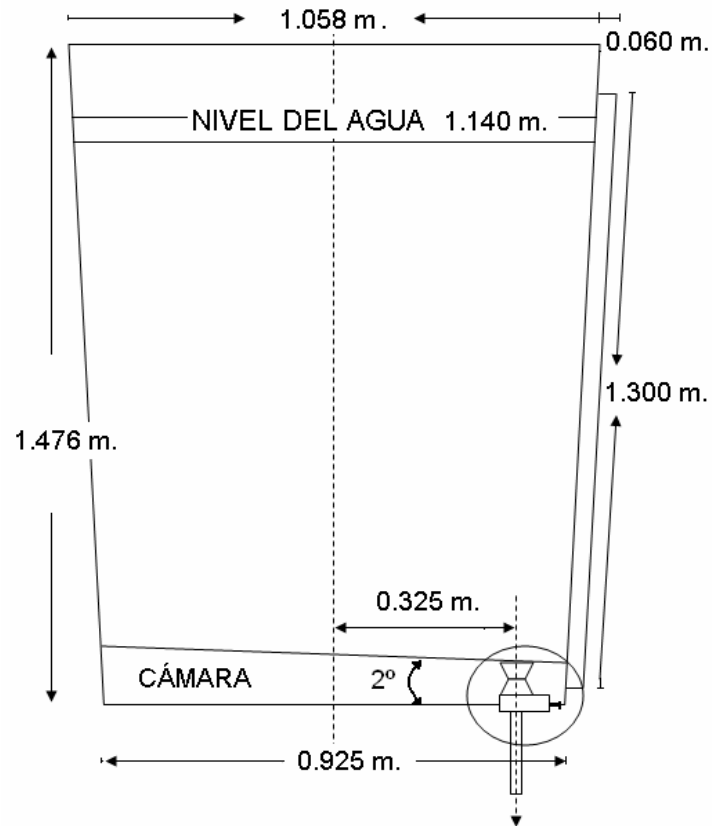
Tabla 3.1 Parámetros de referencia del acero-agua. Ref. (17,34)

Propiedad física	Modelo de agua (293.15 K)	Prototipo de acero (1883 K)
Densidad (ρ) Kg/m ³	998.23	7009.0
Viscosidad Abs. (μ) Kg/m-s	0.001	0.0064
Viscosidad Cinemática (ν) m ² /s	1.0E-6	0.914E-6
Tensión superficial (σ) N/m	0.072	1.16

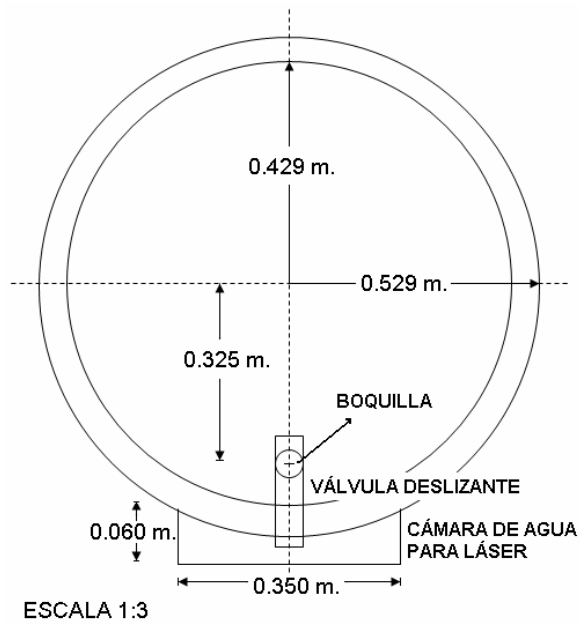
Durante los experimentos realizados en el modelo de agua, se usó una solución trazadora para visualizar el comportamiento dinámico del fluido y una capa de aceite para simular la escoria presente en la superficie del acero en estado líquido.

3.1.2 Geometría de la olla.

Para realizar la secuencia de experimentos en el modelo de agua, se usó una olla de acrílico transparente semi cilíndrica con paredes y fondo inclinados. La olla contaba con una válvula deslizante y una boquilla colocada excéntricamente al eje de rotación, con el objeto de cumplir con la similitud dinámica de su prototipo. En la figura 3.1 se muestran las dimensiones geométricas del recipiente utilizado para la modelación física, donde se aprecia un piso inclinado con respecto a la horizontal, el detalle de la válvula deslizante. A un lado de la válvula se construyó otra cámara vertical con pared plana, con el propósito de poder formar planos horizontales con el haz luminoso proveniente del equipo láser del PIV dentro del seno del líquido.



a)



b)

Figura 3.1 Dimensiones geométricas del modelo físico a 1/3 de escala del prototipo. a).- Vista frontal y b).- Vista de planta.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

En la figura 3.2a se puede observar el detalle de la boquilla de descarga, la cual se encuentra estratégicamente ubicada en el nivel más bajo de la olla. El propósito de este arreglo, es enviar una mayor cantidad posible de fluido limpio al distribuidor durante el proceso de colada continua; esto debido al desnivel de 2° existente en el fondo. También, el diseño contó con una válvula deslizante (ver figura 3.2b) fijada en un segundo fondo totalmente plano y entre ambos fondos fue construida una cámara sumergida que funge como soporte y estabilidad al recipiente. Así mismo, unida a la válvula, se colocó una buza convencional de 0.019 m de diámetro interno por 0.066 m de largo.

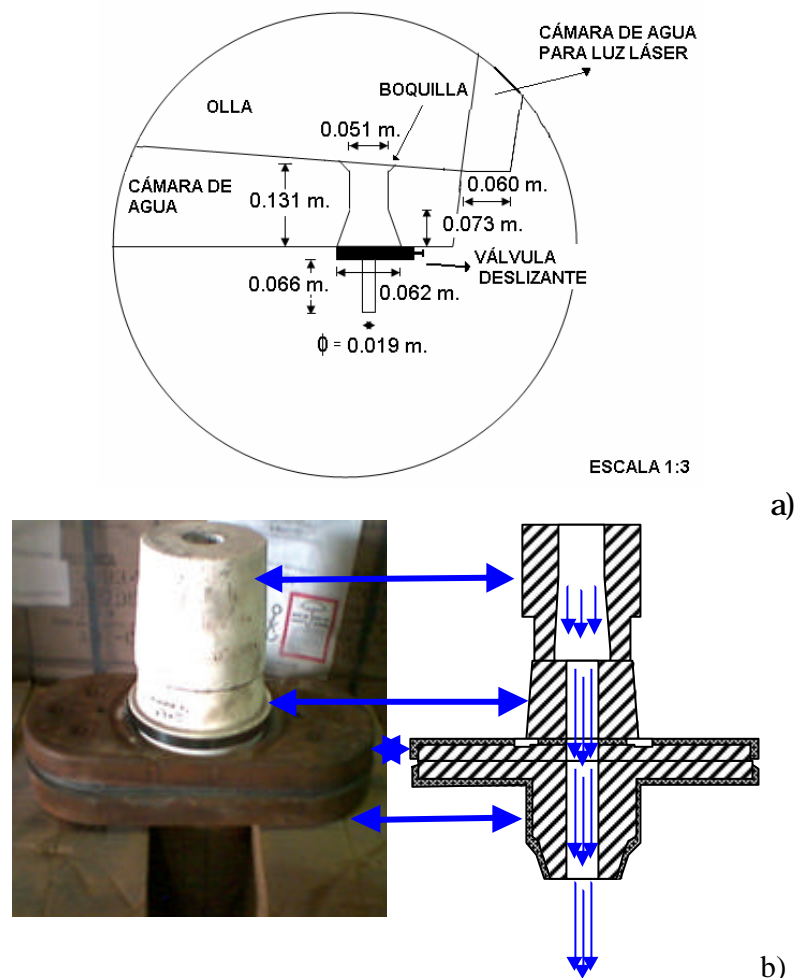


Figura 3.2 Detalle geométrico de la boquilla y la válvula deslizante localizada en el fondo de la olla. a).- Dimensiones geométricas en el modelo físico y b).- Fotografía de la boquilla y la válvula deslizante utilizada en la planta.

3.1.3 Experimentación.

Como se aprecia en la figura 3.3, el modelo de acrílico a 1/3 de la escala real, cuyas dimensiones geométricas se especificaron en la figura 3.1, se alimenta con agua bajo el efecto de la gravedad en la parte superior, a través de una tubería proveniente de un tanque de almacenamiento de 1,100 litros, hasta alcanzar un nivel aproximado de 1.067 metros de altura en la olla, lo cual equivale a 792.3 litros de agua. También fueron colocadas dos cámaras de video convencional, la primera en una posición frontal a la cámara vertical dispuesta para el láser justo arriba de la válvula deslizante y la segunda para tomas de planta colocada en la parte superior de la olla para registrar la formación del vórtice. De forma paralela a la cámara (7) convencional, se colocó una cámara lectora de los pulsos láser conectada directamente al sistema del PIV.

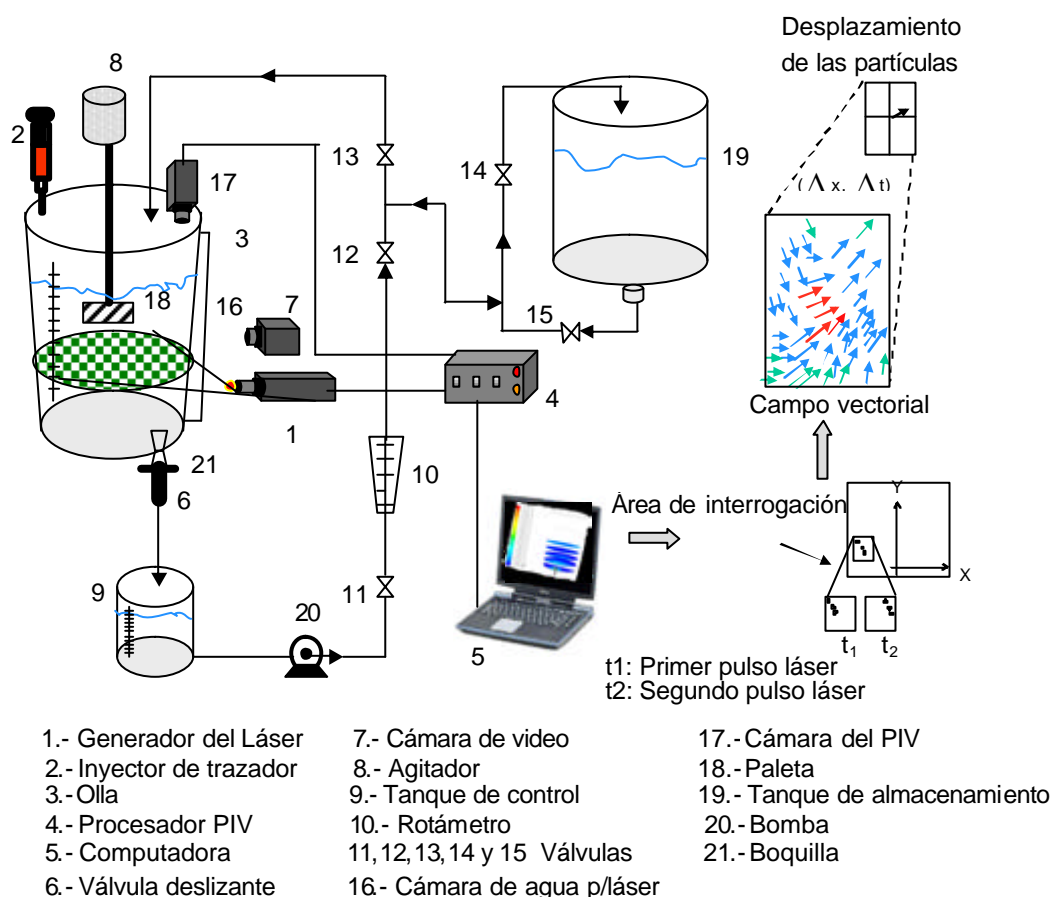


Figura 3.3 Diagrama de flujo representativo al equipo experimental utilizado para la realización de los estudios, durante el drenado del modelo físico de la olla de 150 ton de acero.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Durante el proceso de operación de la olla se mantuvo un flujo de colada de 19.24 l/min (equivalentes a 2.1 ton/min en la planta) agregando un colorante rojo (trazador) a tiempos aleatorios en las cercanías de la boquilla de salida. El agua de drenado se condujo a través de la buza a un tanque regulador situado en la parte inferior de la olla, controlado por medio de un sistema de bombeo y un rotámetro para fines de recirculación o drenaje.

Para el estudio de los efectos de movimientos residuales sobre la formación del vórtice, se usó un sistema de agitación mecánica equipado con una paleta introducida en el seno del líquido y un controlador digital, que permitió fijar la velocidad de rotación a 100 RPM durante los tiempos de 5, 10 y 15 min.

De igual manera, para conocer el efecto de las corrientes convectivas antes y durante el drenado, la olla se llenó con agua caliente a una temperatura de 38 °C hasta el nivel antes descrito, escurriendo una cortina de agua fría en forma constante a una temperatura de 20 °C en la pared vertical.

Por otro lado, una vez conocida la mecánica de formación del vórtice, se realizaron otras pruebas para suprimir o al menos disminuir dicha perturbación. Para esto, se probaron diferentes mecanismos vortex-breaker diseñados en el laboratorio de simulación física de la ESQIE -IPN.

Para la evaluación del arrastre de escoria, se realizaron dos experimentos más usando una capa de aceite coloreado de 0.015 m de espesor con y sin el uso de un Vortex-Breaker.

El estudio del vórtice y las perturbaciones en la superficie, se complementaron mediante la técnica PIV, para ello se colocó el generador de haz de rayo láser con una longitud de onda de 532 nM, frente de la cámara plana justo arriba de la válvula deslizante, para formar un plano horizontal, registrando los datos por medio de una cámara CCD y el uso de un software computacional para interpretar las imágenes.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Como ya se mencionó en el capítulo II, los estudios más recientes con respecto al fenómeno referente al drenado de recipientes cilíndricos bajo las condiciones de operación en estado isotérmico y no isotérmico, aportaron los datos necesarios para la presente investigación. En base a lo anterior, se consideraron los casos experimentales en los cuales se presentan mayores discrepancias en los resultados.

En la figura 3.4 se muestra un resumen de los experimentos realizados en el laboratorio de simulación física para conocer los fenómenos relacionados con la formación del vórtice durante el drenado de un modelo físico de una olla de 150 toneladas de capacidad.

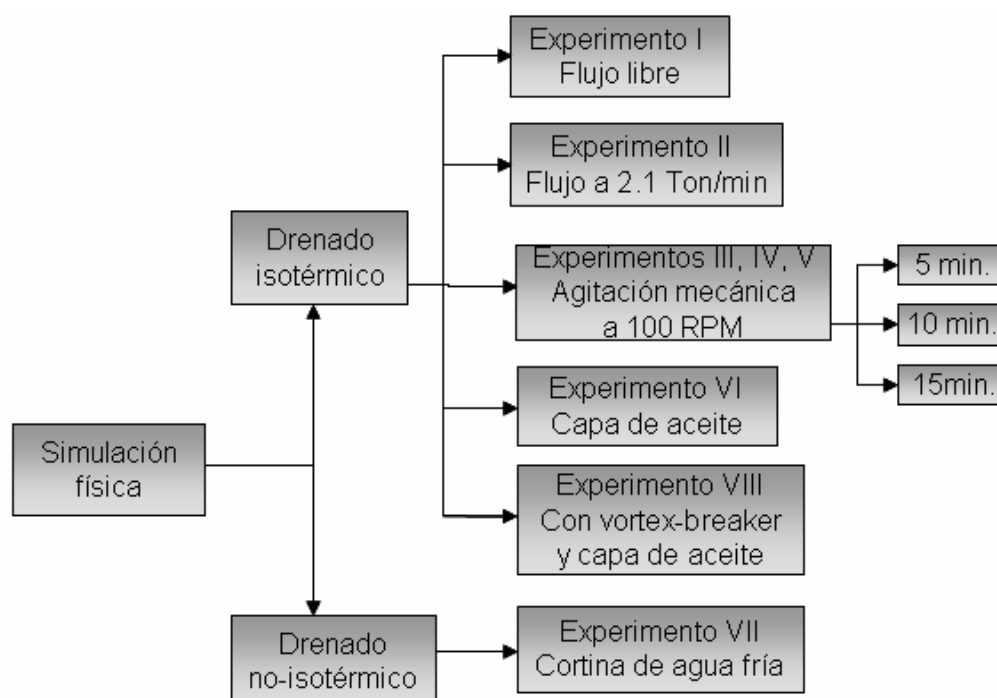


Figura 3.4 Resumen de los experimentos realizados bajo los criterios isotérmicos y no-isotérmicos del modelo físico a 1/3 de escala de la olla prototipo.

3.2 Modelación matemática.

Los resultados obtenidos a partir de los experimentos realizados en la modelación física, indicaron el inicio de la formación de un vórtice bajo condiciones isotérmicas y no isotérmicas a una altura crítica en el baño de 0.073 m y 0.12 m respectivamente, aún cuando el modelo prototipo ya incluía un diseño geométrico necesario para minimizar la ocurrencia de dicho fenómeno.

Con el propósito de comprender los esfuerzos realizados en con el modelo físico durante la dinámica de flujo, se llevó a cabo un análisis matemático a la olla prototipo de 150 toneladas de la Empresa TAMSA mediante el uso de modelos de turbulencia.

Uno de los objetivos principales de la simulación matemática, fue el complementar y validar los resultados desarrollados mediante el modelo físico; además, se utilizó como una herramienta práctica, para predecir numéricamente los fenómenos ocurridos durante la dinámica de flujo para este tipo de recipiente y que por su complejidad y rapidez, no fue posible observarlos en detalle con el equipo actual.

Mediante la simulación matemática se determinaron las distribuciones de energía cinética, turbulenta y térmica. Para ello, se realizó un análisis vectorial de campos de velocidades y en mapas de colores de planos localizados a diferentes alturas en el baño. De esta manera, se logró determinar el origen de las corrientes implicadas en la formación del vórtice en la etapa crítica del drenado del acero. Igualmente, se comprobó la hipótesis referente a que la estratificación térmica del acero juega un papel importante en el fenómeno de vorticidad y turbulencia en el drenado de olla de acero. El conocimiento generado fue de gran importancia para el diseño y aplicación de un dispositivo capaz de eliminar eficientemente la aparición del vórtice en la superficie del baño. Sin embargo, a pesar de estos importantes resultados, está claro que en la olla de acero en las condiciones actuales de enfriamiento ocurrirán diferentes fenómenos de flujo de fluido debido a la transferencia de energía del acero hacia los alrededores. El fenómeno de convección natural en el baño de acero, durante los tiempos de reposo y operaciones de drenado, obviamente, no se observan en los experimentos isotérmicos para modelos de agua.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Aunque con diferentes propósitos y metas, muchos investigadores han simulado matemáticamente la estratificación térmica y el flujo fluido para diferentes tiempos de reposo y operaciones de drenado del acero. Austin et al.²¹⁾ simularon la estratificación térmica del acero en una olla para diferentes tiempos de reposo. Ellos encontraron una simple relación empírica entre el grado de estratificación (medido como una diferencia de temperatura entre la superficie del metal en contacto con una escoria aislante y el fondo del baño) y la velocidad de enfriamiento del acero con la relación:

$$\dot{t} = 2.0 \dot{C} \quad (3.1)$$

dónde \dot{t} es el incremento en la diferencia de temperatura entre la superficie y el fondo del acero contenido en la olla y \dot{C} es el promedio de enfriamiento del acero en el refractario, estos autores concluyen que la estratificación térmica se incrementa para los tiempos de reposo cortos y para los tiempos de colada una vez que la olla es colocada en la torre de la maquina de colada continua. Para tiempos largos de reposo, las temperaturas de colada disminuyen durante el arranque, el grado de estratificación incrementa aunque las fuerzas de convección decrezcan y para los niveles más altos en el baño, las pérdidas en la temperatura son mínimas. También Grip et al.²³⁾ estudiaron la estratificación térmica del acero mediante la cinética de mezclando de cobre y vanadio, usados como trazadores químicos en una olla de acero real. Ellos encontraron que la agitación con argón durante tiempos cortos entre 2 y 3 min condiciones usuales, era suficiente para eliminar totalmente cualquier indicio de estratificación térmica. En otro trabajo Grip et al.²⁴⁾ simularon la estratificación térmica en ollas de acero con capacidades de 7 y 107 toneladas, demostrando que el uso de técnicas CFD son útiles para predecir con exactitud las temperaturas reales en ambas ollas entre 1 y 2 °C a pesar de la diferencia de tonelaje. En otro trabajo Pan y Bjorkman²⁵⁾ emplearon técnicas CFD y un modelado de agua bajo condiciones no isotérmicas para averiguar qué modelo a escala era apropiado para estudiar térmicamente la dinámica de fluidos a través de los modelos físicos. Como parte importante de esta investigación, se simuló el fenómeno de estratificación térmica del acero para diferentes tiempos de reposo y su relación con la dinámica de flujo durante la última etapa del drenado del baño metálico.

3.2.1 Fundamentos matemáticos en CFD.

Un punto importante para realizar simulaciones confiables para el flujo complejo de fluidos, es la selección apropiada de un modelo de turbulencia. Probablemente el modelo de turbulencia más común empleado en el campo de la investigación es el $k - \epsilon$ cuya versión moderna es debida a Jones y Launder.^{36),37)} Otros modelos se basan en la relación entre la energía cinética turbulenta y el rango de disipación de energía turbulenta denotada por w como en el modelo de dos ecuaciones $k - w$ diseñado por Wilcox³⁸⁾. Sin embargo, de acuerdo a la problemática implicada en esta investigación, se esperan altas velocidades y gradientes de temperatura a lo largo de la pared vertical de la olla y el fondo. Por tanto, es conveniente emplear un modelo que prediga el comportamiento en la región interna de la capa límite donde se esperan altas velocidades y gradientes de temperatura y, al mismo tiempo, fuera de la capa límite, un comportamiento para un alto Reynolds como el modelo $k - \epsilon$. El modelo de la turbulencia que satisface esta expectativa se conoce como $k - w$ SST del inglés (The Shear Stress Transport (SST) $k - w$ Model).^{38), 39)}

3.2.2 Ecuaciones de transporte.

Para reproducir virtualmente dichos fenómenos, se utilizó la técnica CFD mediante el software comercial FLUENT, el cual incorpora una diversidad de modelos matemáticos capaces de aproximar los fenómenos mencionados. Para ello, se probaron diferentes modelos de turbulencia de dos ecuaciones como $k - \epsilon$ estándar, $k - \epsilon$ RNG, $k - w$ estándar y $k - w$ SST.

Los modelos se basan en la solución de las ecuaciones de continuidad, transporte de momento y transporte de energía junto con las ecuaciones de energía cinética turbulenta y disipación específica omega (ω) a través de un modelo de turbulencia conocido como Modelo $k - w$ SST de Transporte de Esfuerzos Cortantes, usando condiciones iniciales y de frontera apropiadas que ajustaran a las condiciones actuales de operación de la planta.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Se seleccionó este modelo, debido a que considera implícitamente a un modelo $k-e$ que evalúa el flujo principal y en la superficie, y un modelo $k-w$ en las capas cercanas a las paredes. De ésta manera, se evitan las discontinuidades de la condición de frontera cercana a las paredes de la olla.

El modelo $k-w$ es diferente a otros modelos de Reynolds promediados en la ecuación de Navier Stokes (RANS), ya que en la modalidad *SST*, tiene ventajas de desempeño al modificar la viscosidad turbulenta, para tomar en cuenta el transporte de los esfuerzos cortantes principales de naturaleza turbulenta. Otras modificaciones incluyen la adición de un término de difusión cruzada en la ecuación de ω y una función de mezcla para asegurar que las ecuaciones del modelo se comporten apropiadamente en zonas cercanas y lejanas a las paredes de la olla.

Debido a que la ecuación exacta de Navier Stokes es poco probable de ser obtenida como una solución dependiente del tiempo para un alto número de Reynolds en flujos turbulentos, que es el caso. Es posible emplear dos métodos alternativos para transformar la ecuación: el Reynolds promediado y un filtrado, de tal manera que las fluctuaciones turbulentas para escalas pequeñas no tendrán que ser simuladas directamente. Ambos métodos incorporan los términos adicionales en las ecuaciones de transporte que serán modeladas y archivadas, esto implica que hay un número suficiente de ecuaciones para todas las incógnitas.

En las RANS se solucionan las variables instantáneas en la ecuación de Navier-Stokes para ser descompuestas en componentes fluctuantes de velocidad (promedios-totales ó promedios en el tiempo);

$$u_i = \overline{u}_i + u'_i \quad (3.2)$$

donde \overline{u}_i y u'_i son los componentes de velocidad promedio y fluctuante. El modelo de turbulencia seleccionado, se combinó con el modelo multifásico VOF (Volumen de Fluido) ¹²⁾ que ha demostrado ser el más eficaz para identificar posiciones dinámicas en la interfase.

3.2.2.1 Ecuación de continuidad.

El modelo VOF emplea una técnica de rastreo diseñada para dos o más fases de fluidos inmiscibles, donde la posición de la interfaz entre los fluidos es de interés. En el modelo se resuelve una sola ecuación de momento para los fluidos presentes y para cada fase adicional agregada al modelo se introduce una variable más (Ec.3.3), es decir, las propiedades físicas de una nueva fase se calculan en base a su fracción correspondiente al volumen total. Los campos para todas las variables y propiedades se comparten por las fases y representa los valores volumen-promediados, la fracción de cada celda computacional se rastrea a lo largo del dominio para sumar la unidad. Su aplicación incluye principalmente a fluidos estratificados, fluidos de superficie libre, llenados y drenados, etc.^{40), 41)}

$$\sum_{fases}^n \mathbf{a}_{fases} = 1 \quad (3.3)$$

El cálculo de la ecuación de continuidad de acuerdo al modelo VOF para un flujo incompresible escoria-metal es:

$$\frac{\partial \mathbf{a}_m}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla \mathbf{a}_m = \frac{S \mathbf{a}_m}{\mathbf{r}_m} \quad (3.4)$$

donde \vec{v} es el vector de velocidad promedio de la fase metálica, \mathbf{r}_m es la densidad del acero líquido, ∇ es el operador diferencial vectorial o divergencia, \mathbf{a}_m es la fracción del volumen de acero líquido contenido en la olla, S es el término fuente. Las propiedades físicas se determinan de acuerdo al porcentaje de fracción volumen de cada fase en el fluido; Por ejemplo, para un sistema bifásico como en este caso, si las fases se representan por los subíndices (s) y (m) (escoria-metal) donde la fracción de volumen del metal se está calculando, entonces la densidad y viscosidad en cada celda computacional para la mezcla se expresa de la siguiente manera,

$$\mathbf{r}_{mez} = \mathbf{a}_m \mathbf{r}_m + (1 - \mathbf{a}_m) \mathbf{r}_s \quad (3.5)$$

y

$$\mathbf{m}_{mez} = \mathbf{a}_m \mathbf{m}_m + (1 - \mathbf{a}_m) \mathbf{m}_s \quad (3.6)$$

3.2.2.2 Ecuación de momento.

De igual forma una sola ecuación de momento se resuelve a lo largo del dominio y el campo de velocidades resultante es compartido entre las fases. La ecuación de momento es dependiente de la fracción volumen de cada fase, a través de las propiedades ρ y μ .

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mathbf{m}_{eff} (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)] + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (3.7)$$

donde el término de la derecha representa la sumatoria de fuerzas presentes en el sistema, las de presión sobre el fluido, las viscosas donde la viscosidad efectiva $\mathbf{m}_{eff} = \mathbf{m}_L + \mathbf{m}_T$ representa la suma de la viscosidad laminar y turbulenta en el fluido durante los esfuerzos de corte, el efecto de la fuerza de gravedad sobre el fluido y fuerzas de cuerpo representadas por el vector \vec{F} . El término \vec{v} es el vector de velocidad promediada en el tiempo.

3.2.2.3 Ecuaciones de transporte para el modelo $k - w$ SST

Históricamente, se han propuesto muchos modelos de dos ecuaciones. Usualmente la energía cinética turbulenta k es tomada como una de las variables en los diferentes modelos de turbulencia, derivada directamente de una ecuación exacta, pero hay diversas opciones para el segundo término, en este caso w . La idea básica del modelo $k - w$ fue creada por Kolmogorov (1942)³⁸⁾ y posteriormente desarrollada para CFD por Wilcox (1988), finalmente modificada como SST en el término w por Menter⁴²⁾ en 1994, las ecuaciones principales son las siguientes;

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}) + G_k - Y_k + S_k \quad (3.8)$$

y

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho w u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}(\Gamma_w \frac{\partial w}{\partial x_j}) + G_w - Y_w + S_w + D_w \quad (3.9)$$

DESARROLLO EXPERIMENTAL

En la ecuación 3.8 y 3.9 el primer término del lado derecho Γ_k y Γ_w representan la efectividad difusiva de k y w , G_k es la generación de energía cinética turbulenta debida a los gradientes de velocidad promedio evaluada en forma consistente con la hipótesis de Boussineq y G_w representa la generación de la disipación específica, Y_k y Y_w representan la disipación debido a la turbulencia, S_k y S_w representa el tensor de esfuerzos generado por las velocidades del fluido y D_w es el término de difusión cruzada.

Modelación de la difusividad efectiva.

La efectividad difusiva para el modelo $k-w$ SST está dada por:

$$\Gamma_k = m + \frac{m_t}{s_k} \quad (3.10)$$

$$\Gamma_w = m + \frac{m_t}{s_w} \quad (3.11)$$

donde s_k y s_w son el número de Prandtl turbulento para k y w , respectivamente y la m_t es la viscosidad turbulenta o de eddy calculada de la siguiente manera:

$$m_t = \frac{rk}{w} \frac{1}{\max\left[\frac{1}{a^*}, \frac{\Omega F_2}{a_1 w}\right]} \quad (3.12)$$

Y los números de Prandtl se calculan como:

$$s_k = \frac{1}{F_1/s_{k,1} + (1-F_1)/s_{k,2}} \quad (3.13)$$

$$s_w = \frac{1}{F_1/s_{w,1} + (1-F_1)/s_{w,2}} \quad (3.14)$$

donde el término $\Omega \equiv \sqrt{2\Omega_{ij}\Omega_{ij}}$ de la ecuación 3.12 es un tensor de rotación que involucra la vorticidad en el fluido y es proporcional al tensor de esfuerzos generados por el efecto de la turbulencia cerca de las paredes $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$, el término a^* es un coeficiente de corrección para la viscosidad turbulenta en las zonas donde existen números de Reynolds bajos y F_1 y F_2 son funciones de mezcla que incorpora la parte del término positivo de la de difusión cruzada modificada, cuyas funciones auxiliares se presentan en la tabla 3.3.

Modelación de la producción de turbulencia.

Producción de k

El término G_k representa la producción de la energía cinética turbulenta calculada desde la ecuación 3.8 para el transporte de k , donde es evaluada de manera consistente con la hipótesis de Boussinesq como:

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} = \mu_t S^2 \quad (3.15)$$

donde u'_i y u'_j son las velocidades fluctuantes promediadas del fluido.

Producción de w

La producción de w esta dada por:

$$G_w = a \frac{W}{k} G_k \quad (3.16)$$

El coeficiente de corrección para el número de Reynolds está dado por:

$$a_\infty = F_1 a_{\infty,1} + (1 - F_1) a_{\infty,2} \quad (3.17)$$

Modelación de la disipación de turbulencia.**Disipación de k**

El término Y_k representa la disipación de la energía turbulenta y se define de la misma manera que para el modelo $k-w$ estándar.

$$Y_k = r b_{\infty}^* k w \quad (3.18)$$

Disipación de w

$$Y_k = r b_i w^2 \quad (3.19)$$

donde b_i en lugar de tener un valor constante esta definido por una función dada por:

$$b_i = F_1 b_{i,1} + (1 - F_1) b_{i,2} \quad (3.20)$$

Modificación en la función de difusión cruzada.

El modelo $k-w$ SST⁴²⁾ se basa en la combinación de dos modelos, el modelo $k-e$ estándar y el $k-w$ estándar, transformando el modelo $k-e$ en ecuaciones basadas en $k-w$, el cual es modificado agregando un término de difusión cruzada definido como:

$$D_w = 2(1 - F_1) r s_{w,2} \frac{1}{w} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial w}{\partial x_j} \quad (3.21)$$

La ecuación 3.21 modela la región interna de la capa límite para altos números de Reynolds, además, modifica la viscosidad turbulenta para responder al transporte de los efectos provocados por los esfuerzos cortantes en la capa límite debido a la turbulencia del fluido principal.

3.2.3.3.1 Constantes para el modelo $k-w$ SST

Tabla 3.2 Valores constantes para el modelo $k-w$ SST que fueron determinados experimentalmente para flujos turbulentos recomendados por Launder y Spalding. a).- Constantes empíricas y b).- Coeficientes de relajación. ^{34), 37)}

Constantes empíricas del modelo $k-w$ SST					
a_{∞}^*	a_{∞}	a_0	b_{∞}^*	b_i	R_b
1	0.52	1/9	0.09	0.072	8
R_k	R_w	V^*	M_{t0}	s_k	s_w
6	2.95	1.5	0.25	2.0	2.0

a)

Coeficientes constantes de relajación.			
$a_{k,1}$	$a_{w,1}$	$a_{k,2}$	$s_{w,2}$
1.176	2.0	1.0	1.168
a_1	$b_{i,1}$	$b_{i,2}$	k'
0.31	0.075	0.0828	0.4187

b)

Tabla 3.3 Funciones auxiliares del modelo de turbulencia $k-w$ SST

$$F_1 = \tanh(\Phi_1^4)$$

$$\Phi_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{0.09wy'}, \frac{500m}{ry^2w} \right), \frac{4rk}{s_{w,2}D_w^+ y^2} \right]$$

$$D_w^+ = \max \left[2r \frac{1}{s_{w,2}} \frac{1}{w} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial w}{\partial x_j}, 10^{-20} \right]$$

$$F_2 = \tanh(\Phi_2^2)$$

$$\Phi_2 = \max \left(2 \frac{\sqrt{k}}{0.09wy'}, \frac{500m}{ry^2w} \right)$$

$$a_{\infty,1} = \frac{b_{i,1}}{b_{\infty}^*} - \frac{k^2}{s_{w,1} \sqrt{b_{\infty}^*}}$$

$$a_{\infty,2} = \frac{b_{i,2}}{b_{\infty}^*} - \frac{k^2}{s_{w,2} \sqrt{b_{\infty}^*}}$$

3.2.2.4 Ecuación de energía térmica.

La ecuación de energía es compartida de igual forma entre las fases presentes en el sistema dada por la ecuación:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}E) + \nabla \cdot \left(\vec{v}(\mathbf{r}E + \mathbf{r}) \right) = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) \quad (3.22)$$

donde k_{eff} es la conductividad térmica efectiva en el flujo turbulento dada por $k_{eff} = k_{mez} + k_T$, k_{mez} esta dada por una ecuación similar a las (ec.3.5 y 3.6) que involucra la sumatoria de las conductividades térmicas laminar y turbulenta del fluido, donde una conductividad térmica grande es asociada con una buena conducción de calor y una conductividad pequeña a una mala conducción de calor (aislante) y esta dada por la relación siguiente:

$$k_{eff} = k_0 + \frac{Cp \mathbf{m}_{eff}}{Pr_T} \quad (3.23)$$

donde k_0 es la conductividad térmica en la región laminar, Cp es el calor específico, \mathbf{m}_{eff} es la viscosidad efectiva y Pr_T es el número de Prandtl efectivo.

El modelo VOF trata a la energía térmica E y la temperatura T como variables promedio de la masa en cada fase presente p y la entalpía (H) es calculada en base a la temperatura de cada fase presente en el sistema.

$$E = \frac{\sum_{p=1}^n \mathbf{a}_p \mathbf{r}_p E_p}{\sum_{p=1}^n \mathbf{a}_p \mathbf{r}_p} \quad (3.24)$$

y

$$H = \int_{T_{ref}}^{T_f} Cp dT \quad (3.25)$$

donde T_f es la temperatura inicial del acero líquido sistema de 1883 K en y T_{ref} es la temperatura de referencia igual a 298.15 K.

Las propiedades termofísicas del acero líquido y la escoria para una olla típica se muestran en la tabla 3.4.^{7), 20)} Para simplificar los cálculos, se consideraron como constantes las propiedades físicas del aire. Esta suposición no afectó de manera apreciable el patrón de flujo de la fase escoria.

Tabla 3.4 Propiedades termo-físicas de los fluidos.

Propiedad	Símbolo	Valor	Unidad
Densidad del acero ⁷⁾	ρ_m	7010+ (T-T _{mp})(-0.833)	Kg/m ³
Conductividad térmica ⁷⁾	k_m	41	W/m-K
Capacidad térmica ⁷⁾	Cp_m	750	J/Kg-K
Viscosidad ⁷⁾	μ_m	0.006	Pa-s
Densidad del aire ⁸⁾	ρ_a	1.225	Kg/m ³
Conductividad térmica ⁸⁾	k_a	0.0242	W/m-K
Capacidad térmica ⁸⁾	Cp_a	1006.43	J/Kg-K
Viscosidad ⁷⁾	μ_a	1.789X10 ⁻⁵	Pa-s
Densidad de la escoria [*]	ρ_s	2750	Kg/m ³
Conductividad térmica ⁷⁾	k_s	6.96	W/m-K
Capacidad térmica ⁷⁾	Cp_s	780	J/Kg-K
Viscosidad ¹³⁾	μ_s	0.13	Pa-s
Tensión Interfacial (metal-escoria) ⁷⁾	σ	1.3	Pa/m

- Para una escoria típica en ollas con CaO al 60 % masa, Al₂O₃ al 30% masa y SiO₂ al 10% masa.
- P (fase), m (metal), s (escoria) y a (aire)

El modelo VOF presenta algunas desventajas durante ciertas condiciones de operación; por ejemplo, durante el cálculo del campo vectorial y en la exactitud de la temperatura cercana a la interfaz. Esta limitación se debe a las elevadas diferencias de temperatura existentes entre las fases (por ejemplo acero-aire). Tales problemas también se presentan en los casos donde las propiedades varían por diferentes órdenes de magnitud. Sin embargo, en los casos simulados en el presente trabajo, se trató de minimizar este aspecto importante, con un buen tratamiento en las condiciones de frontera como se describen a continuación.

3.2.3 Condiciones de frontera.

Modelos cerca de la pared.

Para modelar la región cercana a la pared, hay dos acercamientos tradicionales. En la primera aproximación, donde la región interna (subcapa viscosa y región de mezcla) afectada por el fluido viscoso no es resuelta. En cambio, las formulas semi empíricas (funciones de pared) se usan para enlazar la región viscosa afectada entre la pared y la región totalmente turbulenta. Obviamente, el uso de una función modificará la respuesta del modelo de turbulencia respecto a la presencia de la pared. El otro acercamiento se da cuando el modelo de turbulencia se modifica por el uso de funciones de pared, entonces para resolver la región de la subcapa viscosa, se realiza un refinamiento en la malla cercana a la pared. Estas dos aproximaciones se muestran en la figura 3.5.^{34), 39)}

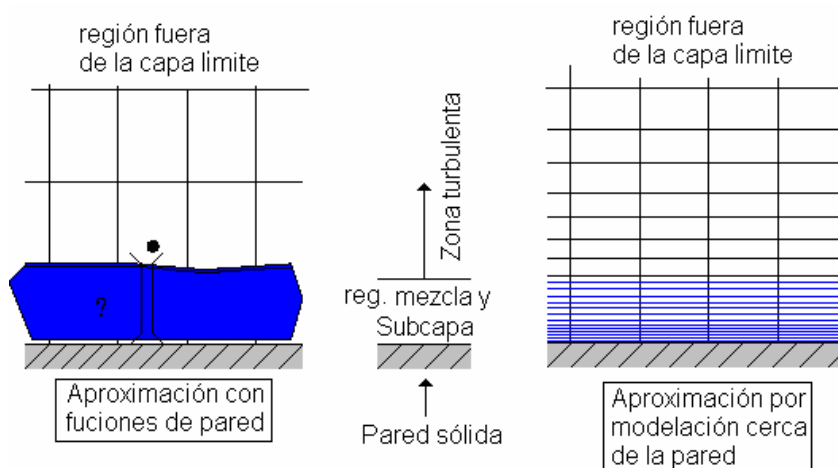


Figura 3.5 Tipos de aproximaciones tradicionales para el cálculo de la capa viscosa formada cerca de las paredes sólidas.

En el caso de los fluidos con elevado número de Reynolds, el acercamiento con funciones de pared durante el cálculo de la región viscosa, ahorra substancialmente esfuerzos computacionales. Sin embargo, es inadecuado en situaciones dónde los efectos de un bajo número de Reynolds están presentes en el dominio del flujo en cuestión, tales situaciones requieren de modelos de acercamiento que sean válidos tanto en la región cercana a la pared como en la región viscosa como una tercera opción.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Por esta razón, en la presente investigación se propuso la última opción, para lo cual se usó un modelo de turbulencia $k - \omega$ para un bajo número de Reynolds desde la pared hacia los límites de la subcapa viscosa y otro modelo para la región turbulenta para un elevado número de Reynolds conocido como $k - \epsilon$, la combinación de ambos modelos representado en la figura 3.6, permitió tener un buen comportamiento en las dos zonas principales. El modelo $k - \omega$ SST que se usó en las simulaciones, permitió calcular esta transición sin la necesidad de usar una función de pared logarítmicas como otros modelos RANS.

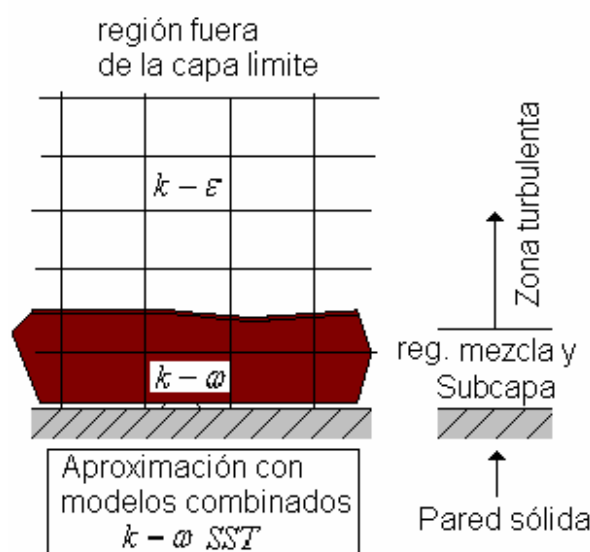


Figura 3.6 Aproximación en el cálculo de la capa viscosa cercana a la pared, mediante el modelo de turbulencia $k - \omega$ SST que incluye la combinación de otros dos modelos viscosos.

El valor de ω (disipación específica) en la pared empleado por el modelo, se da por la ecuación:

$$\omega_w = \frac{r_{mez} (u^*)^2}{m_{mez}} + \omega^+ \quad (3.26)$$

donde u^* es la velocidad modificada para la rugosidad dada por $C_s^{1/4} k^{1/2}$, C_s es la constante de rugosidad igual a 0.5, k es la conductividad térmica en la pared y ω^+ es valor de transición entre la subcapa laminar y turbulenta.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

De tal manera que la expresión para una celda situada en cualquier punto de la pared es:

$$w = \frac{u^*}{\sqrt{b_\infty^* k' y}} \quad (3.27)$$

donde k' es la constante de Karmán, y es la distancia perpendicular a la pared de la olla y b_∞^* es una constante empírica definida por el modelo, ver la tabla 3.2.

También se aplicó una condición sin deslizamiento en la ecuación de momento para todas las superficies sólidas de la olla como la pared vertical cilíndrica, el fondo, la boquilla de salida y la válvula deslizante.

Para las condiciones no isotérmicas del flujo, se consideró que existen pérdidas despreciables en la superficie del acero debido a una capa de escoria que cubre el baño con un espesor de 0.05 a 0.07 m, lo suficientemente gruesa para mantener aislado térmicamente el acero con el exterior. La transferencia de calor desde el baño metálico hacia las paredes refractarias de la olla, se evaluaron tomando arbitrariamente un flux de calor de $9\,600\text{ W/m}^2$, cuyo valor fue aplicado en ollas de 107 a 200 ton con excelentes resultados, reportado por Grips et al. ^{23,24}). Este valor se aplicó para las simulaciones en condiciones no isotérmicas, en la solución simultánea de las ecuaciones de transporte 3.2, 3.7, 3.8, 3.9 y 3.22, y para los casos isotérmicos se consideró una temperatura constante de 1883 K en todo el sistema, sin pérdidas de temperatura en las paredes.

Debido a que se fijó el flux de calor en las paredes de la olla q_w , la temperatura de la superficie de la pared adyacente al fluido, se calculó basándose en las condiciones locales del campo de flujo y se da por la ecuación:

$$T_w = \left(\frac{q_w}{h_f} \right) + T_f \quad (3.28)$$

DESARROLLO EXPERIMENTAL

donde h_f es el coeficiente de transferencia de calor del acero, T_w es la temperatura de la superficie de las paredes o exterior y T_f es la temperatura del acero.

También, se supuso un perfil de flujo de colada constante en la boquilla de salida, calculado por las ecuaciones microscópicas de continuidad y de Bernoulli representadas por:

$$Q_v = A_{boq} V_{sal} \quad (3.29)$$

y

$$V_{sal} = \sqrt{2gh} \quad (3.30)$$

donde V_{sal} es la velocidad lineal del acero a través de la boquilla de salida, Q_v es el flujo volumétrico y A_{boq} es el área de la sección transversal de la salida, g es aceleración de la gravedad y h es la altura del baño metálico.

3.2.4 Variaciones en las propiedades de transporte.

Las inevitables pérdidas de calor a través de las paredes de la olla, cuya causa principal se debe a una atmósfera circundante al baño de acero caliente contenido en la misma, éste experimenta el fenómeno de estratificación térmica con el transcurrir del tiempo, en donde la capa cercana a las paredes refractarias se enfría rápidamente, concentrando una capa más densa de fluido en el fondo por efecto de la fuerza de gravedad. Por consiguiente, el baño metálico tiene una densidad variable, la cual es dependiente de los cambios térmicos durante el tiempo de operación. Para representar dichos cambios, se empleó la ecuación típica para materiales a elevadas temperaturas la cual se muestra a continuación:

$$r = 8.586 \times 10^3 - 0.8567 T \quad (3.31)$$

donde T es la temperatura absoluta de acero evaluada en la ecuación 3.22; La conductividad térmica y el calor específico se suponen como constantes de 32.7 W/m-K y 789.9 J/kg-K, respectivamente. ^{14), 15)}

3.2.5 Algoritmo de solución.

La solución numérica de las ecuaciones de transporte y condiciones de frontera se realizó usando un paquete comercial para CFD. Durante los cálculos, se resolvió el esquema de ecuaciones diferenciales finitas mediante el uso de un esquema implícito de aproximación de volumen finito mediante iteraciones sucesivas.

El algoritmo numérico PISO (Pressure Implicit for Splitting Operaties) ^C se usó para resolver el acoplamiento entre las ecuaciones en los términos presión-velocidad durante la operación de drenado del acero y fue cambiado por el esquema SIMPLEC (Semi Implicit Metod for Pressure Linked Equations Corections) ^C para el caso no-isotérmico durante la estratificación térmica. En ambos criterios se utilizó el esquema (BFW) ^C Body Forces Weighted para resolver los gradientes de presión y los efectos de la fuerza de gravedad en el fluido.

El conjunto de ecuaciones de transporte y acoplamiento, se aplicaron a un modelo virtual de la olla en 3D con 160 554 celdas computacionales en el dominio como se ve en la figura 3.7. Para todos los casos simulados se estableció un criterio de convergencia de 10^{-5} basado en la sumatoria de los residuales totales de las variables dependientes. Los cálculos numéricos y el post procesamiento de los datos generados a partir de la simulación matemática, se llevaron a cabo mediante el uso de una computadora equipada con un coprocesador matemático (CPU) Intel(R) Pentium-4 a 3.2 GHz. en el laboratorio de Simulación y Procesamiento de Materiales y Dinámica de Fluidos de la ESIQIE -IPN.

3.2.6 Modelo virtual de la olla.

Se construyó un modelo virtual de la olla partiendo de los planos de diseño de la olla prototipo proporcionados por la empresa TAMSA. El primer paso en la modelación consistió en acceder a un programa estilo CAD, dónde se creó por medio de puntos, curvas y superficies las dimensiones geométricas correctas del recipiente.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

En este caso, el modelo virtual se adaptó especialmente para las condiciones de operación manejadas en la planta. El dominio computacional se dividió con una malla híbrida no estructurada ^[**] como se aprecia en la figura 3.7. De manera virtual, solamente se resuelve el espacio interior ocupado por el fluido contenido en la olla. ³³⁾

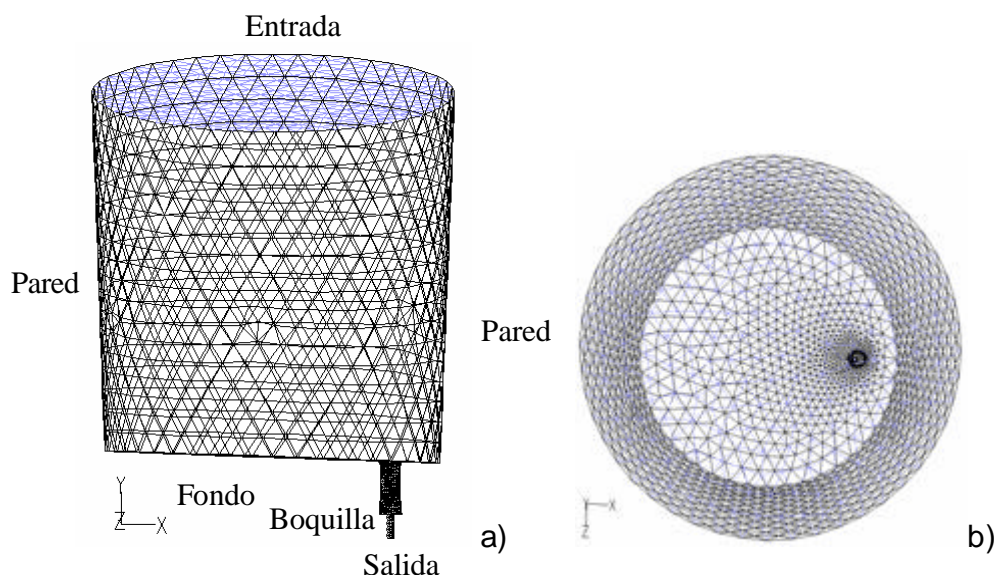


Figura 3.7 Dominio virtual en 3D generado para CFD con 160 554 celdas. a). - Vista frontal de la olla y b). - Vista de planta.

3.2.7 Representación del procedimiento matemático.

El proceso por el cual se llevó a cabo la simulación matemática se realizó en cuatro pasos principales como se aprecia en la figura 3.8. En el primero, se creó la geometría virtual mediante un software estilo CAD llamado GAMBIT, aquí fueron definidos los límites y el tipo de malla de la olla; posteriormente se exportó como un archivo tipo malla. En el pre-procesamiento (segundo paso), se importó la geometría por el software de CFD para introducirle las condiciones necesarias como los modelos matemáticos y los parámetros físicos de operación. En el procesamiento (tercer paso), se introdujo el tamaño de paso en el tiempo para resolver el conjunto de ecuaciones diferenciales y el número de iteraciones hasta encontrar la solución.

[**] Mallas estructuradas: significa que son regulares dependiendo del método a resolver, desde el punto de vista computacional y de la complejidad geométrica a simular. FDM (malla para diferencias finitas) – Estructuradas, FDM + FVM (malla en volumen finito) – No estructuradas, FEM (malla en elemento finito) – No estructurada, FEM + FVM – no estructurada.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

Una vez encontrado un resultado satisfactorio, se realizó el análisis por medio de campos vectoriales, mapas de contornos, gráficos, videos y archivos de salida.

A continuación se muestra un diagrama de flujo dónde se resume el procedimiento computacional realizado para las simulaciones del modelo virtual de la olla.

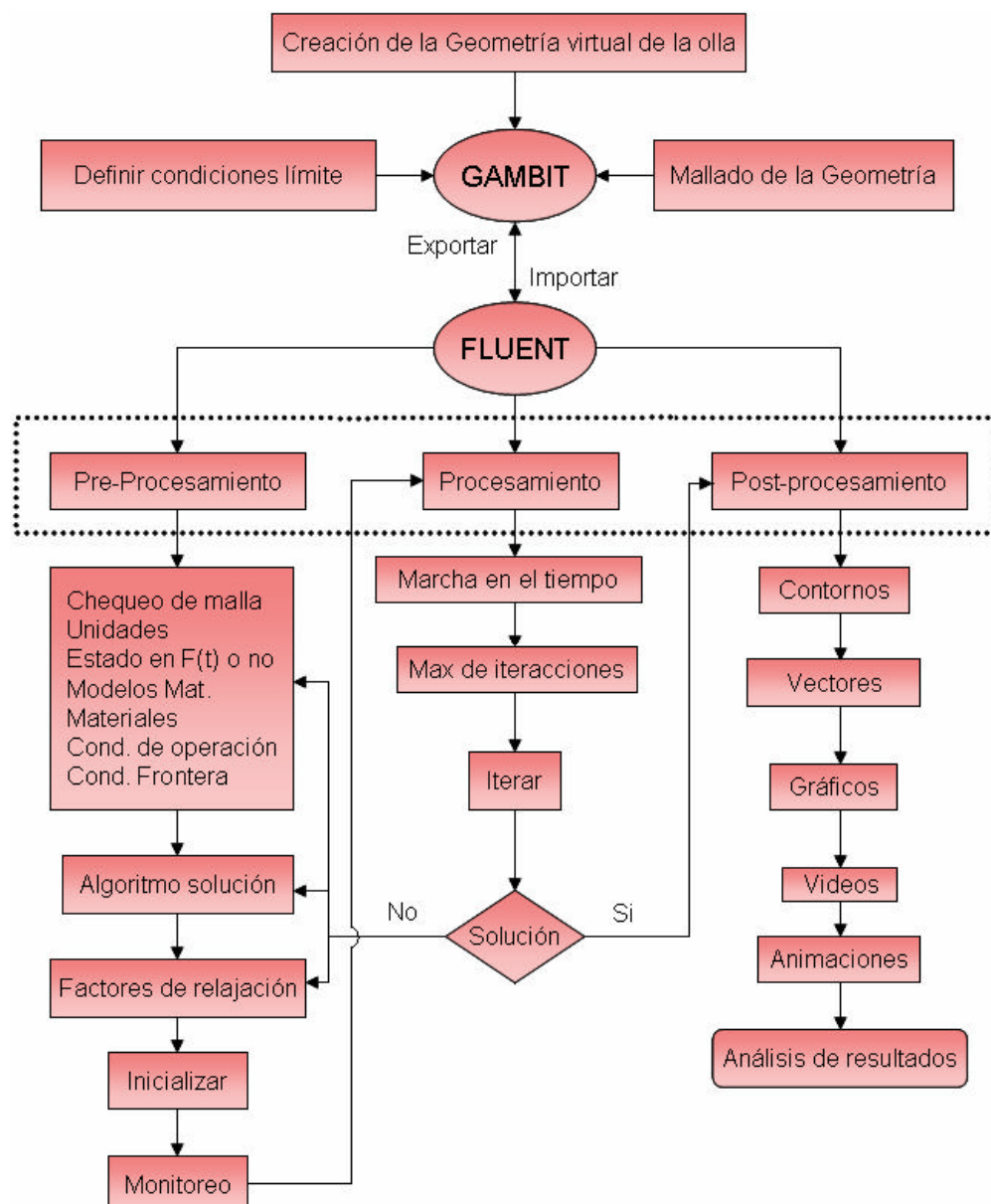


Figura 3.8 Etapas principales realizadas en la simulación matemática durante la operación de una olla de 150 toneladas de acero líquido.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

De manera similar a los experimentos realizados con el uso del modelo físico, para la simulación matemática del modelo virtual se realizó el drenado bajo condiciones isotérmicas, el caso I manteniendo la válvula deslizante totalmente abierta, caso II con un flujo constante en la salida de 2.1 ton/min que representa la velocidad actual de colada en la planta, en el caso V se drenó introduciendo un dispositivo VB en el fondo de la olla. Para las condiciones no isotérmicas, primeramente como el caso III, se mantuvo el acero hasta 60 min de reposo; posteriormente, en el IV la olla se drenó para los tiempos de 15, 30, 45 y 60 min. En la figura 3.9 se presenta un resumen de los casos mencionados.

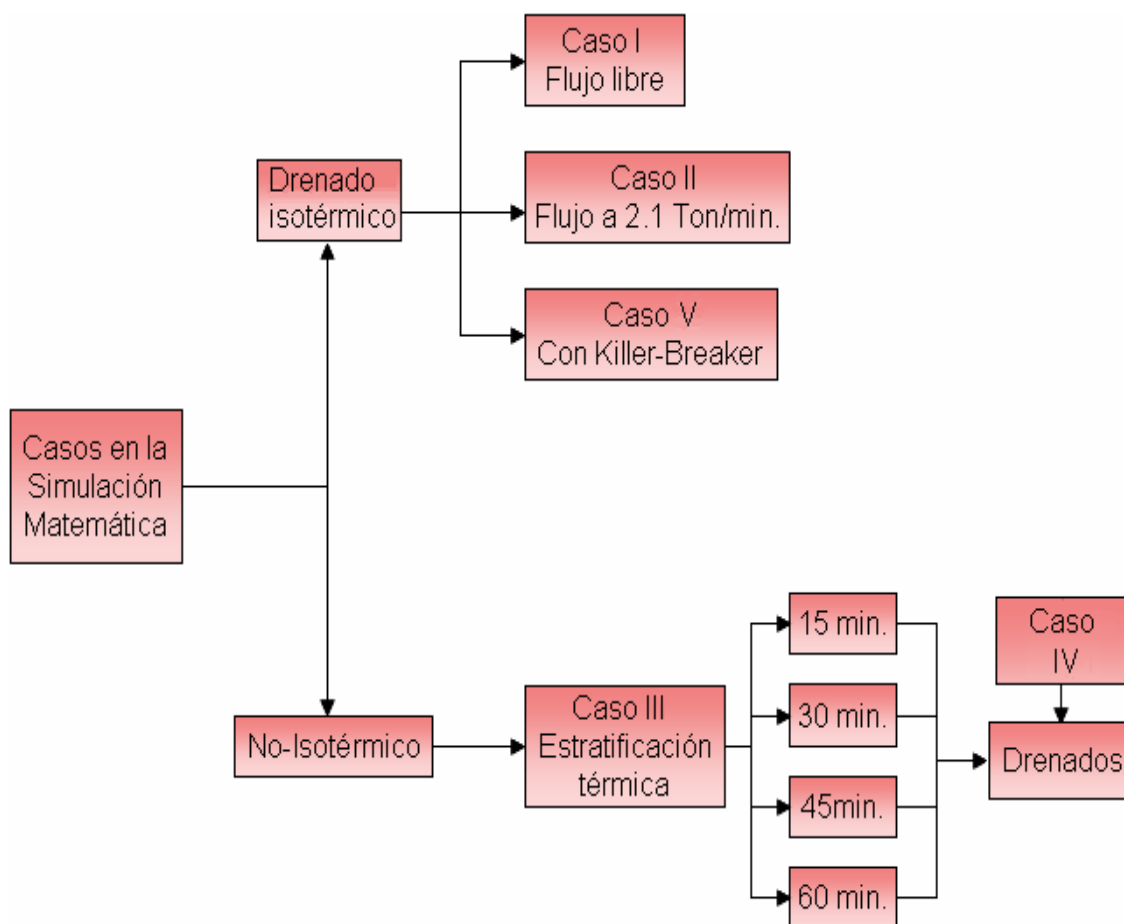


Figura 3.9 Estudios realizados a una olla de 150 toneladas de acero mediante la simulación matemática.

Capitulo 4

RESULTADOS Y SU DISCUSION

4.1 Evaluación de la dinámica de flujo en la olla.

A continuación se presenta un análisis de los resultados obtenidos en los diferentes experimentos realizados a través de la modelación física, mediante el empleo de las técnicas de análisis ya mencionadas en el capítulo anterior.

4.1.1 Análisis del flujo utilizando un colorante como trazador.

4.1.2 Experimento I (Drenado de la olla con un flujo libre).

Con el propósito de obtener un parámetro de referencia para la serie de experimentos planteados, se propuso el drenado de la olla con la válvula deslizante totalmente abierta (velocidad máxima de colada de 6.5 m/s). La olla se llenó con 792.3 litros de agua por la parte superior utilizando una tobera convencional, dejando reposar el líquido durante 15 minutos antes de abrir la válvula deslizante totalmente.

La distribución del trazador en el seno del fluido para los niveles mayores a 0.30 m indica la presencia de un comportamiento totalmente ordenado y continuo en el fluido en dirección a la boquilla como se aprecia en la figura 4.1a. Conforme la columna de agua disminuía, el fluido adquirió un movimiento rotacional en sentido contrario a las manecillas del reloj y, consecuentemente, una aceleración angular gradual a medida que el líquido se va agotando, como se observa en la figura 4.1b, conservando este perfil de flujo hasta el fin del drenado.

Es evidente el desarrollo de un régimen turbulento para profundidades menores de 0.30 m en el nivel del baño, observando un incremento en el movimiento rotacional a partir de un nivel crítico para la formación del vórtice a 0.073 m de altura. La formación de un remolino durante el proceso de drenado de la olla, refleja la influencia de las fuerzas de gravedad e inerciales sobre el fluido, manifestándose como una succión a través de la boquilla, cuyo rango de influencia sobre la columna de agua es observada en forma de un cono invertido, en la figura 4.1c se observa la formación del vórtice justamente sobre la boquilla desde una vista de planta, tomando como referencia dicha altura a la cual se denominó como crítica (h_{cr}).

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

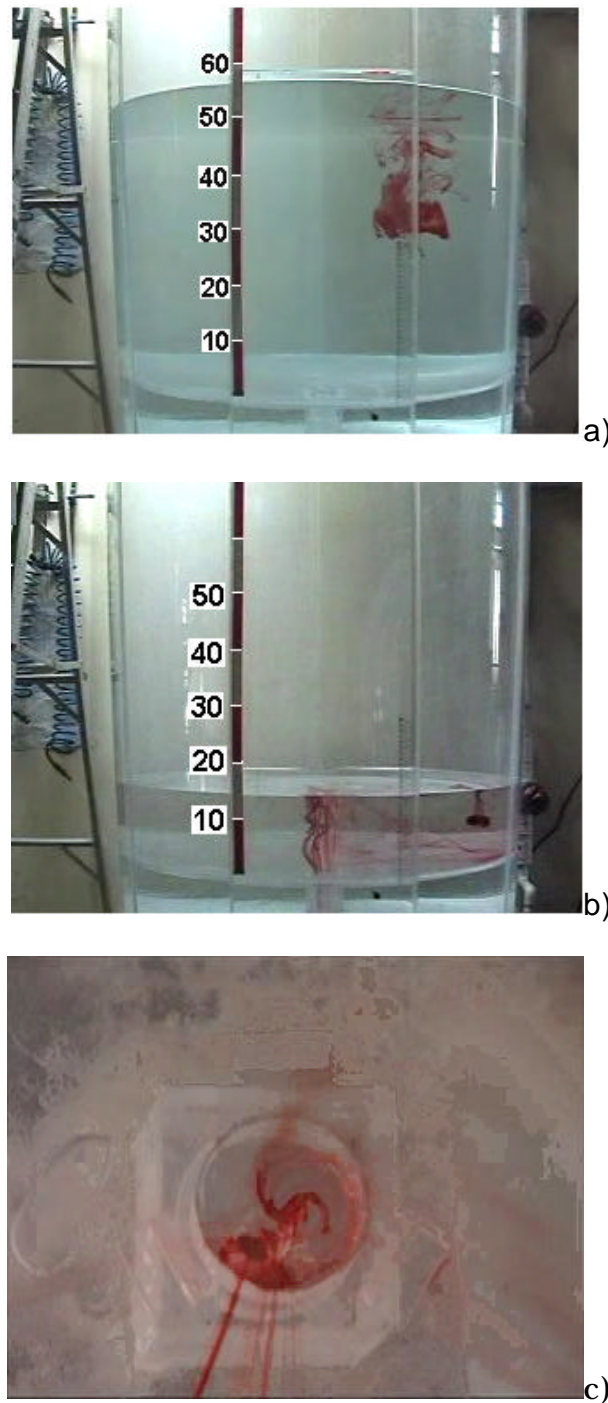


Figura 4.1 Análisis de la turbulencia generada durante el drenado del modelo físico: a).- Nivel del baño a 0.57m de altura sin movimientos rotacionales aparentes, b).- Vista frontal del movimiento rotacional inicial a un nivel de 0.14 m del altura y c).- Vista de planta de vórtice completamente desarrollado para un nivel de 0.073 m de altura.

4.1.3 Experimento II (Drenado de la olla con un flujo de 2.1 ton/min).

Para conocer el efecto de la velocidad de colada durante el drenado de la olla y su relación con la formación del vórtice, se realizó un experimento en el cual se mantuvo un flujo de colada de 2.1 ton/min. Como se puede apreciar en la figura 4.2a cuando el nivel del baño es de 0.35 m, la inyección del trazador confirma que no existe ningún movimiento rotacional en el medio, excepto por seguir una trayectoria hacia la boquilla de salida. Sin embargo, en la figura 4.2b cuando el nivel del baño se aproxima a 0.073 m, es visible una tendencia en el fluido. En la figura 4.2c se muestra una vista de la superficie cuando el nivel en el baño es inferior a los 0.073 m, el trazador indica que existe un patrón de flujo completamente angular en la última etapa del drenado. Los resultados obtenidos para este experimento son muy similares a los registrados cuando la válvula fue abierta completamente; por esta razón hasta este punto en nuestra investigación, se puede deducir que la altura crítica para la formación del vórtice es independiente de la velocidad de flujo de salida.

Aún cuando solamente se realizaron dos experimentos, el uso de un sistema de control en la boquilla de salida, refleja los experimentos realizados por Suh y Park ²⁾, donde la apertura y el cierre de la válvula deslizante reduce el área de sección transversal de la boquilla, actuando de forma similar al efecto del cambio de las diferentes dimensiones en el diámetro de la boquilla. Sin embargo, el uso de la válvula permitió ir regulando de manera constante la apertura al paso del fluido en función de la presión ejercida por la columna de agua.

Para los niveles inferiores a 0.10 m de altura en el baño, el sistema de control de la válvula deslizante es incapaz de mantener el flujo constante de 2.1 ton/min aún cuando está se encuentra abierta en su totalidad: una causa es la baja presión de la columna de agua sobre la boquilla; donde la velocidad de colada presenta un comportamiento muy similar al experimento I para estos niveles en el baño.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

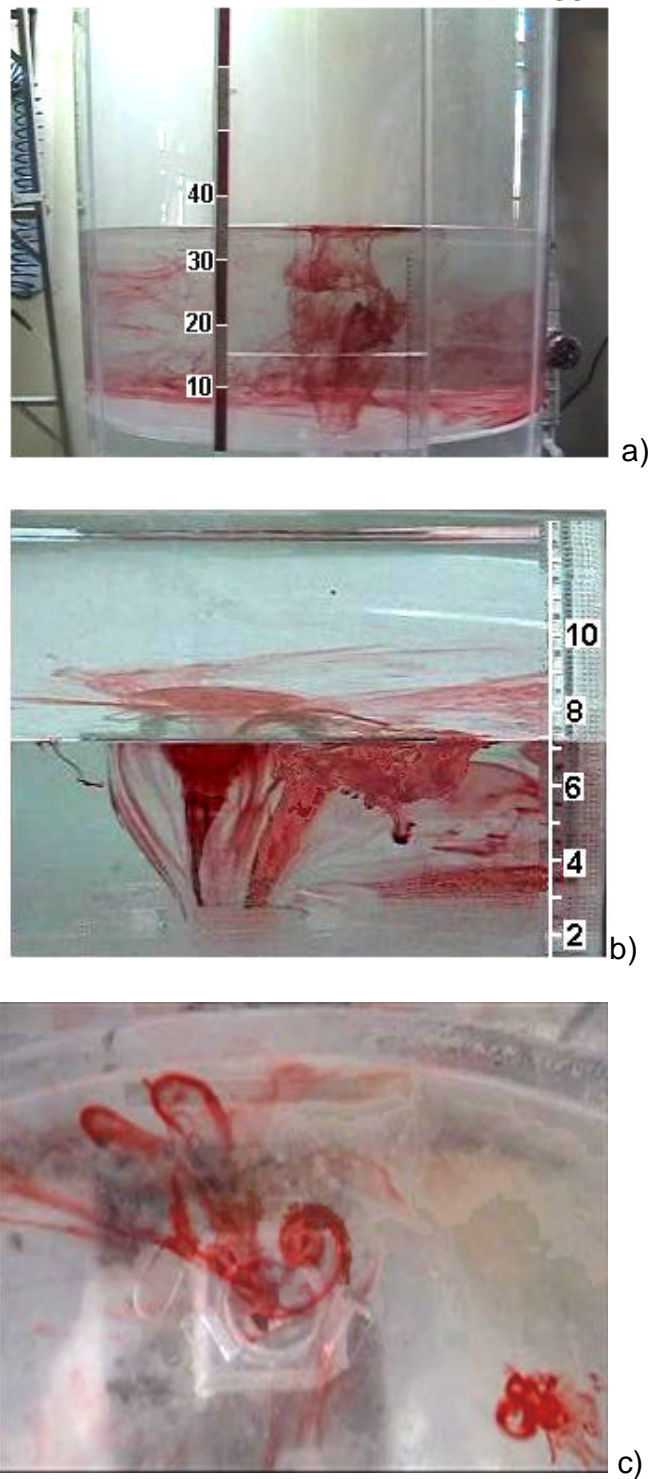


Figura 4.2 Comportamiento del fluido durante el proceso de drenado en el modelo de agua con un flujo de 2.1 ton/min. a).- Vista frontal de la olla a 0.35 m en el nivel del baño, b).- vista frontal de la olla cuando la profundidad del baño es de 0.073 m y c).- Una vista de planta de la formación del vórtice para una altura inferior a 0.073 m.

4.1.4 Experimentos III, IV y V (Drenado de la olla después de una agitación mecánica).

En los siguientes experimentos se pretendió conocer el efecto de los movimientos residuales sobre la formación del vórtice. Mediante el empleo de un agitador de paleta se indujo energía cinética al sistema a una velocidad constante de 100 RPM durante 5, 10 y 15 minutos; posteriormente, la válvula deslizante fue abierta al flujo de colada de la planta de 2.1 ton/min.

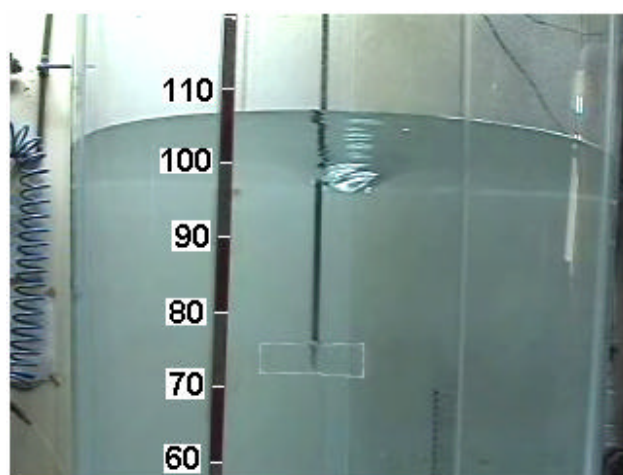


Figura 4.3 Vista frontal de la olla durante la inducción de agitación mecánica en el baño antes del de la operación de drenado.

El uso de un agitador mecánico refleja claramente que la inducción de energía cinética es independiente de la altura crítica para la formación del vórtice, es decir, cuando se proporciona una prolongada agitación al baño, se generan grandes esfuerzos cortantes en las paredes de la olla los cuales son disipados a medida que el nivel del baño disminuye. Consecuentemente, con la disminución en la velocidad angular en los primeros 0.50 m de agua drenada, el volumen restante conserva el sentido inicial pero no la intensidad. Del mismo modo que en los casos I y II, en la última etapa del drenado, se manifiesta un incremento en la velocidad angular durante la formación del vórtice, que es independiente de las perturbaciones iniciales en el medio.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Los resultados confirman que los efectos en los tiempos de agitación son completamente independiente a los movimientos residuales previos al drenado, ya que para tiempos cortos, la altura crítica en la formación del vórtice es menor, en caso contrario cuando el tiempo de agitación es prolongado, la altura crítica es mayor como se aprecia en las figuras 4.4a y 4.4b.

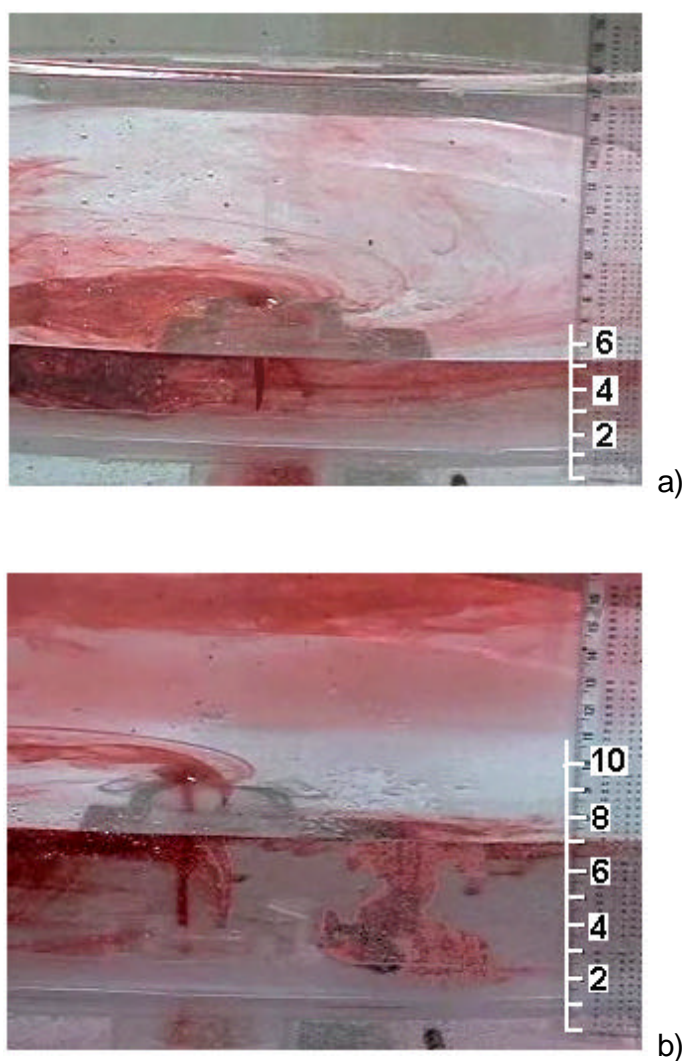


Figura 4.4 Formación del vórtice para los tiempos de agitación mecánica durante 5 y 15 minutos respectivamente. a).- Vista isométrica de la olla a 0.052 m y b).- Vista isométrica de la olla a 0.070 m de altura en el nivel del baño.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.5 se presenta de manera gráfica, la variación de la altura crítica (h_{cr}) del baño para la formación de vórtice durante los diferentes tiempos de agitación mecánica (t_s).

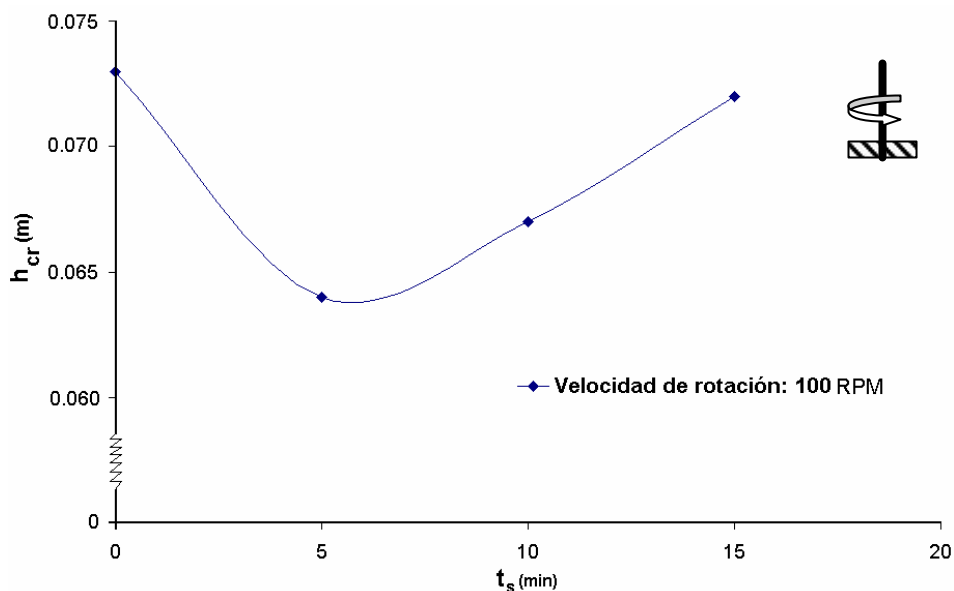


Figura 4.5 Efecto del tiempo de agitación mecánica sobre la altura crítica para la formación del vórtice.

4.1.5 Experimento VI (Drenado de la olla utilizando una capa de aceite).

Con el propósito de evaluar el momento preciso cuando sucede la entrada de escoria durante la formación del vórtice completamente desarrollado, se realizaron pruebas con aceite con un espesor de 0.015 m. Los resultados obtenidos (ver figura 4.6) muestran cinco etapas importantes durante el desarrollo del vórtice las cuales son: 1) el inicio del vórtice en la superficie a una altura crítica de 0.073 m como se muestra en la figura 4.6a, 2) una etapa desde la h_{cr} a 0.045 m aproximadamente, donde se desarrolla una cola delgada que vibra con una frecuencia que va desde un máximo para después disminuir en un nivel más bajo cuando ésta aumenta su espesor a un máximo como se ve en la figura 4.6b, 3) una tercera etapa para un nivel de 0.040, donde el vórtice es minimizado como se ve en la figura 4.6c; 3) en la figura 4.7a para los niveles de 0.40 m a 0.015 m se presenta un drenado completamente radial durante el cual es arrastrada totalmente la capa de aceite; y 5) por último, el drenado de agua remanente libre de aceite (ver figura 4.7b).

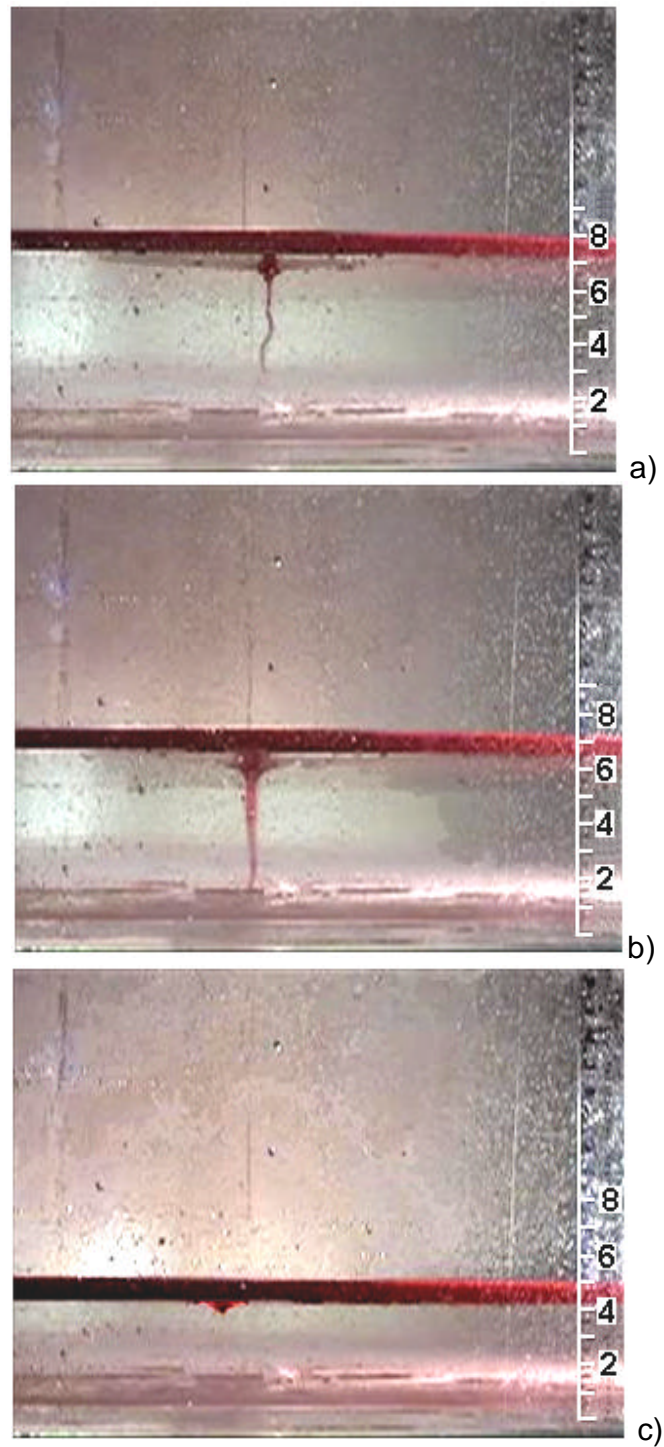


Figura 4.6 Mecanismos de entrada del aceite a través de la boquilla de salida durante el drenado del baño de agua. a).- Formación del vórtice a una altura crítica de 0.073 m b).- Engrosamiento y vibración de la cola desde un mínimo a un máximo, apreciado desde un nivel de 0.073 m a 0.045 m y c).- Disminución del vórtice provocado por el bajo movimiento radial en la superficie del baño desde un nivel de 0.040 m a 0.15m.

En la figura 4.7b se observa que en la etapa final del drenado, aún permanece una gran cantidad de agua residual libre de aceite, ésta cantidad, es representativa al acero en el proceso real de la planta y por supuesto es económicamente importante. Mediante una cuantificación volumétrica a partir del inicio de la mezcla entre las fases, el contenido de agua en la olla equivale a 11.51 toneladas de acero aproximadamente.^A

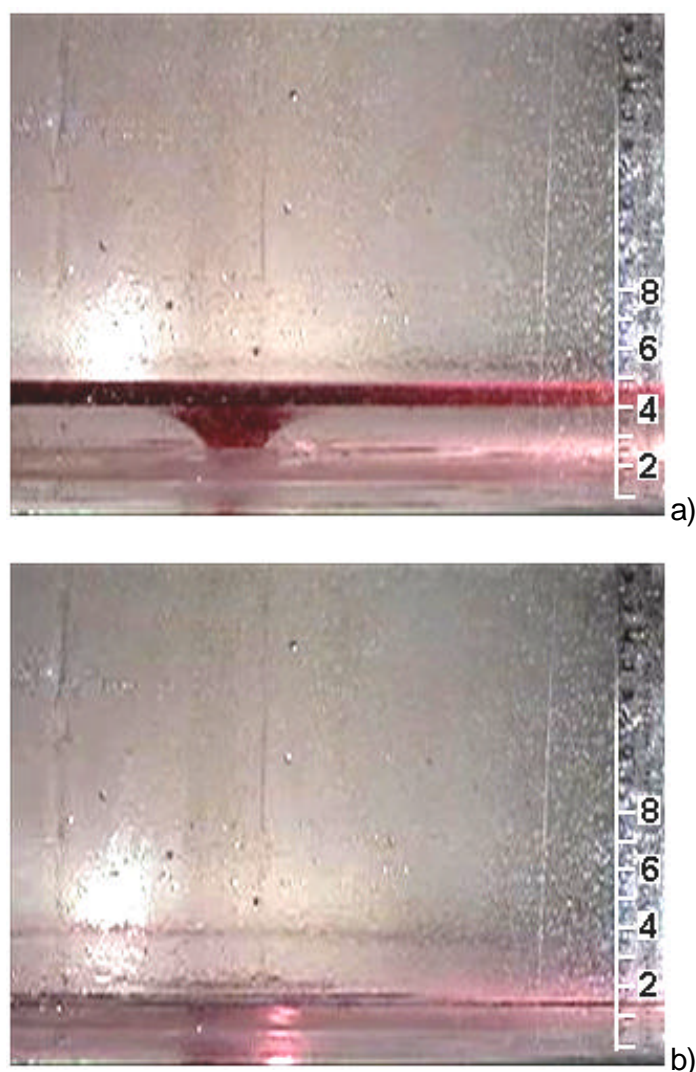


Figura 4.7 Sustitución del mecanismo de movimiento rotacional por un drenado radial del volumen de aceite a través de la boquilla. a).- Entrada de la capa de aceite residual en la corriente de agua a una altura de 0.04 m a 0.032 m y b).- Drenado del agua residual del baño a partir de 0.032 m de altura.

En la figura 4.8 se resumen esquemáticamente los mecanismos formados durante el drenado de la olla. En la figura 4.8a se representa la formación del vórtice que inicia con un hoyuelo en la superficie del baño, seguido por el desarrollo del vórtice con una cola que vibra con alta frecuencia esquematizado en la figura 4.8b. Posteriormente ésta adquiere un máximo espesor con una cantidad máxima de entrada de aceite a través de la boquilla como se aprecia en la figura 4.8c. Hasta esta etapa en el drenado, las velocidades angulares elevadas presentes en el líquido, afectan la interfase aceite-agua, donde los esfuerzos de corte alcanzan un máximo para el espesor máximo en la cola formada.

Para alturas más bajas en el baño, la velocidad angular es eliminada junto con los esfuerzos de corte, debido a la transición del fluido a una velocidad radial dirigida hacia la boquilla como se indica en Figura 4.8d. En una etapa final, como se ve en la figura 4.8e, es evidente la entrada de una cantidad mayor de aceite a la boquilla, debido a la velocidad radial adquirida por el fluido. Este paso, como ya se expresó antes, es el mecanismo principal de entrada de aceite, al grado que esta capa de desaparece completamente de la superficie del baño, dejando un volumen pequeño de agua remanente, que se agota gradualmente.

En la figura 4.9 se muestra gráficamente el porcentaje de aceite remanente en la superficie del baño de agua durante el proceso de drenado, el cual se calculó en base a un análisis gravimétrico realizado en el torrente de salida. El punto número 1 representa la altura crítica en la cual inicia la formación del vórtice, del punto 2 al 3 representa la etapa en donde se forma la cola vibrante con alta frecuencia, seguida por un máximo en el espesor, para después disminuir representado por el punto 3 al 4, hasta aquí el aceite remanente es del 60% aproximadamente. En el punto 4 desaparece el vórtice y no hay arrastre de aceite ni mezcla de las fases y como etapa final un drenado en forma radial del aceite y agua remanentes representado por el punto 5.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

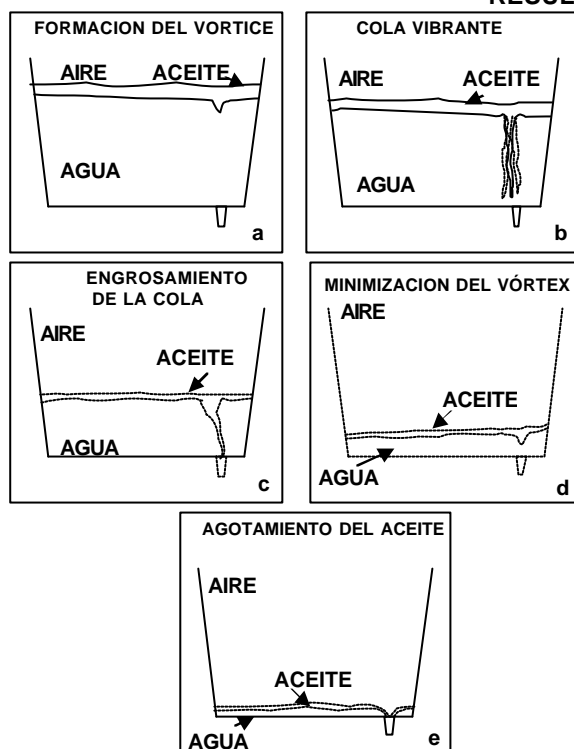


Figure 4.8 Mecanismo de entrada de aceite durante el drenado de la olla. a).- Formación del vórtice, b).- Desarrollo del vórtice y vibración de la cola, c).- Engrosamiento de la cola, d).- Minimización del vórtice y e).- Drenado radial.

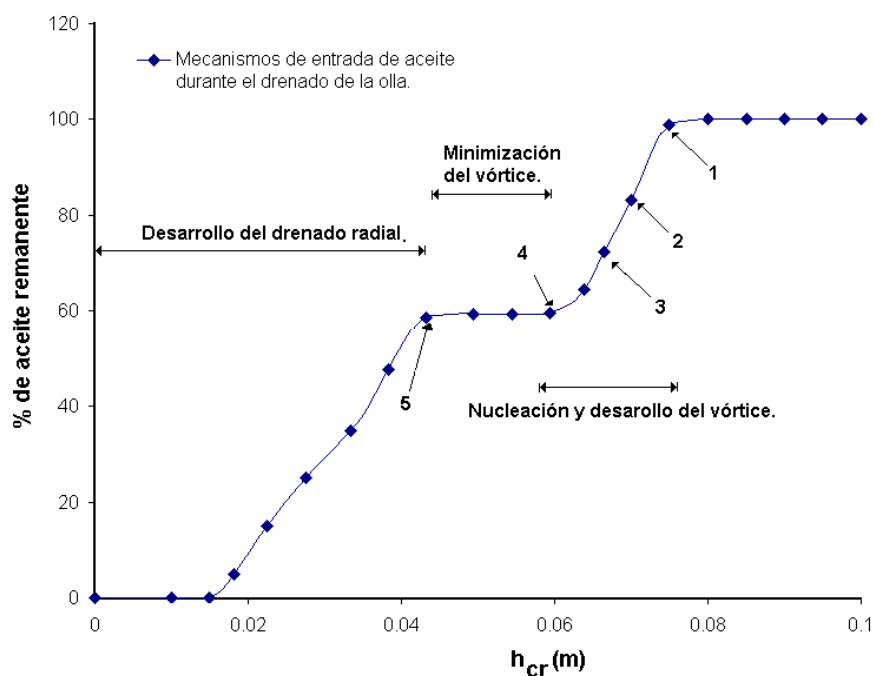


Figura 4.9 Representación gráfica del mecanismo de arrastre del aceite durante el drenado del modelo de agua.

4.1.6 Experimento VII (Drenado con el uso de una cortina de agua fría).

Otro parámetro importante fue el conocer el efecto del drenado bajo condiciones no isotérmicas y su influencia en la formación del vórtice. Para ello, se llenó la olla con agua caliente a aproximadamente 38 °C, que es un valor recomendado para la simulación de modelos de agua caliente reportado por Pan y Bjorkman ¹⁵⁾. Durante la operación se agregó una cortina de agua fría a 20 °C en las paredes del recipiente, este simple procedimiento dio como resultado la formación del vórtice a una altura crítica en el baño de 0.12 m, lo cual indica claramente que las fuerzas de convección natural influyen directamente en las mecanismos de formación del vórtice. Aún cuando en este experimento no se apreció perfectamente el movimiento de las fuerzas convectivas, los resultados fueron indicativos para los estudios posteriores.

Hasta aquí, se puede concluir que cualquier perturbación mecánica o térmica durante la dinámica es amortiguada para niveles poco profundos en el baño. Siguiendo esta idea Dubke y Schewerdtfeger,¹⁶⁾ resolvieron los desplazamientos fluctuantes tridimensionales en el nivel del baño y derivaron la frecuencia de oscilación dimensional de la superficie libre, basada en los principios de la dinámica de ondas gravitatorias,^{18),29),43),44)} dada por la ecuación siguiente:

$$f\left(\frac{D}{g}\right)^{\frac{1}{2}} = 0.354\left[\tanh\left(\frac{3.6824h}{D}\right)\right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.1)$$

Donde (f) es la frecuencia de oscilación de la onda gravitatoria en la superficie del baño, (D) es el diámetro de la olla y (h) es la altura del acero bajo la influencia de la fuerza de gravedad (g). En la figura 4.10 se observa que la frecuencia de la onda superficial solo depende de las dimensiones geométricas del diámetro de la olla y altura del baño y es independiente del tipo de líquido hasta donde obedece la ley de Newton de la viscosidad.

En la figura 4.10 Se muestran cuatro tipos diferentes de alturas críticas en el baño: la primera (h_{cr1}) corresponde a un nivel en el baño dónde la apertura de la válvula es aumentada para mantener el flujo de agua a la salida. La segunda (h_{cr}) corresponde al nivel del baño cuando se forma el vórtice durante los experimentos realizados. La tercera (h_{cr2}) corresponde a la altura en el nivel del baño cuando inicia el flujo radial y, por último, la (h_{crp}) correspondiente a la altura registrada en la planta.

Evidentemente cuando la relación h/D en el baño disminuye también lo hace la frecuencia de la onda superficial, por consiguiente estas alturas críticas del baño sólo son dependientes de las características geométricas de la olla. Esto explica los hechos experimentales de que h_{cr} es esencialmente independiente del líquido, altura inicial del baño y movimientos residuales. Cuando las relaciones geométricas son más pequeñas los esfuerzos de corte rotatorios exceden cualquier otro efecto anterior y promueven la entrada de aceite debido a los altos esfuerzos de corte en la interfase aceite-agua.

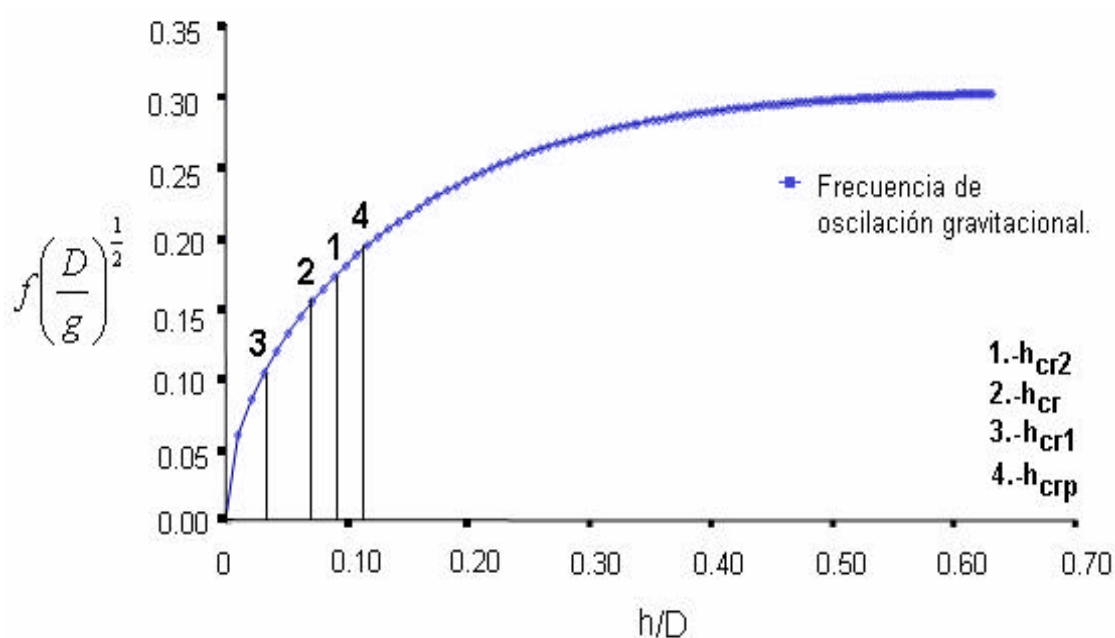


Figura 4.10 Frecuencia de la onda gravitatoria en la superficie del baño en función de la relación geométrica h/D .

4.1.7 Experimento VIII (Drenado con el uso de un Vortex-Breaker).

Los experimentos analizados del modelo de agua revelan la importancia que tiene el fenómeno del vórticidad en el proceso del drenado de la olla prototipo. Así mismo, mediante los resultados obtenidos de los diferentes experimentos ya mencionados, se observó que a una determinada altura crítica en el nivel del baño se inicia la formación de un vórtice, regida principalmente por la interacción sinérgica entre el movimiento de tres componentes (tangencial, radial y axial) impuesto por el flujo saliente. Por lo tanto, uno de los objetivos fue el probar un dispositivo capaz de inhibir o al menos minimizar la formación del remolino presente durante el drenado de la olla.

El procedimiento se llevó a cabo introduciendo un dispositivo Vortex-Breaker (VB) directamente sobre la boquilla situada en el fondo de la olla, cuyo propósito fue cambiar la dirección de las corrientes naturales del fluido, obligándolas a fluir a través del interior del aditamento y así evitar al mínimo la mezcla de las fases presentes en el sistema.

El diseño geométrico del VB, principalmente la altura y el diámetro, se basaron en relación a la h_{cr} obtenida y al diámetro de la boquilla respectivamente. Además, se consideró un diseño aerodinámico en su exterior, con el propósito de evitar que las corrientes presentes en el fluido en dirección a la boquilla formaran estancamientos o depósitos de inclusiones, permitiendo de esta forma que la columna de agua que alimenta a la salida sea modificada por el diseño mismo.

En las figuras 4.11 y 4.12 se muestran dos de los dispositivos más sobresalientes usados en la supresión del vórtice (VB-1 y VB-2). En ambas imágenes se puede apreciar el espesor de la capa de aceite íntegra, flotando sobre la superficie del baño a un nivel de 0.015 m, superando con esto la altura crítica esperada de 0.073 m.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

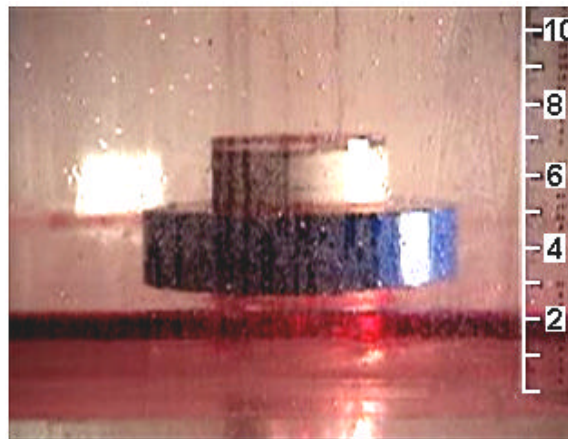
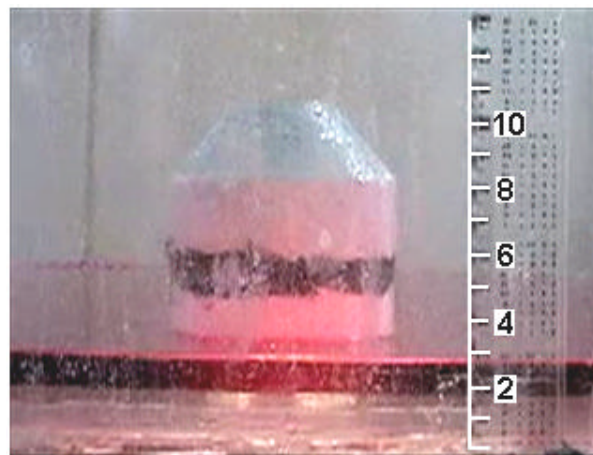


Figura 4.11 Vista frontal del dispositivo VB-1 en forma de hongo a 0.02 m de altura en el nivel del baño.



a)



b)

Figura 4.12 Dispositivo VB-2 con forma de ojiva hueca. a).- Vista frontal del dispositivo a 0.017 m de altura en el nivel del baño y b).- Vista de planta.

A pesar del éxito experimental del uso de los VB's, es claro que su aplicación en la industria no es muy factible, el primero debido a que no permite llenar a la boquilla con la arena de arranque y protección a la válvula y el segundo dispositivo si lo permite pero tiene la desventaja de no poder ser anclado de manera segura y posiblemente puede ocasionar problemas de taponamiento en su interior. Sin embargo, los resultados obtenidos, si bien no son prácticos, son de gran valor en el control del flujo para eliminar la formación del vórtice y sirvieron para entender en profundidad el fenómeno.

4.1.8 Análisis del flujo por anemometría láser.

Para complementar el análisis hasta aquí desarrollado, se empleó la técnica de anemometría láser, con el objetivo de verificar mediante campos vectoriales y mapas de vorticidad ^{B)} la eficiencia de los dispositivos VB diseñados para la eliminación del vórtice formado durante el drenado. Para ello fueron tomadas dos alturas de referencia, antes y después de la altura crítica para la formación del vórtice.

En las figuras 4.13 y 4.14 se muestra la comparación de los campos vectoriales de velocidad registrados por el PIV en planos horizontales localizados cerca de la boquilla de salida a 0.085 m y 0.035 m de altura en el baño respectivamente, para los casos con y sin el uso de un VB.

En el campo vectorial de la figura 4.13a (drenado sin VB) se observa el inicio de la formación de un vórtice excéntricamente al orificio de salida con velocidades muy bajas (área 1), en el área marcada con el número 2 se observa la formación de altas velocidades provenientes de las paredes de la olla, cuya magnitud da origen al movimiento rotatorio del área 1 y en el área número 3 que correspondiente a la posición situada sobre la boquilla, indica que la corriente sigue la misma trayectoria hacia el área 1.

En la figura 4.13b con el uso del VB-1 en forma de hongo, se aprecia un perfil de flujo completamente uniforme, con velocidades altas registradas en las proximidades a la pared del dispositivo (área 1 y 2); sin embargo, en el área 3 justamente arriba de la cúpula el fluido adquiere velocidades muy bajas, debido a que el flujo es completamente radial a través de las salidas laterales del dispositivo.

En la figura 4.13c para una altura similar usando el VB-2 con forma de ojiva hueca, se observa un perfil de flujo totalmente radial hacia la boquilla, presentando velocidades muy bajas en torno al dispositivo (área 1 y 2) las cuales se aceleran a medida que se acercan a las salidas laterales del dispositivo y en el área 3 el fluido no presenta perturbación alguna.

Igualmente se registraron planos horizontales de los campos vectoriales para una altura de 0.035 m en el baño. En la figura 4.14a sin el uso de VB, es muy evidente la formación de un vórtice completamente desarrollado, en el área 1 y 2 el fluido gira en contra de las manecillas del reloj respecto al eje de rotación, el cual va incrementado su velocidad a medida que éste se aproxima al centro del remolino como se aprecia en el área 3.

En la figura 4.14b con el uso del VB-1, se observa un patrón de flujo muy similar al registrado para alturas superiores, excepto por un ligero incremento en las velocidades cercanas a las paredes del VB, debido a que para esta profundidad en el baño la presión hidrostática sobre el dispositivo es mínima y el fluido restante es obligado a entrar a través de las tres salidas laterales en el dispositivo (área 1 y 2).

En la figura 4.14c se muestra el campo vectorial con el uso del VB-2, donde las velocidades en torno al dispositivo y su centro son muy bajas (área 1 y 2), eliminando así la posible formación de un vórtice. De forma semejante que en el VB-1, se presenta una aceleración en el fluido al pasar por las reducidas áreas transversales de las salidas laterales.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

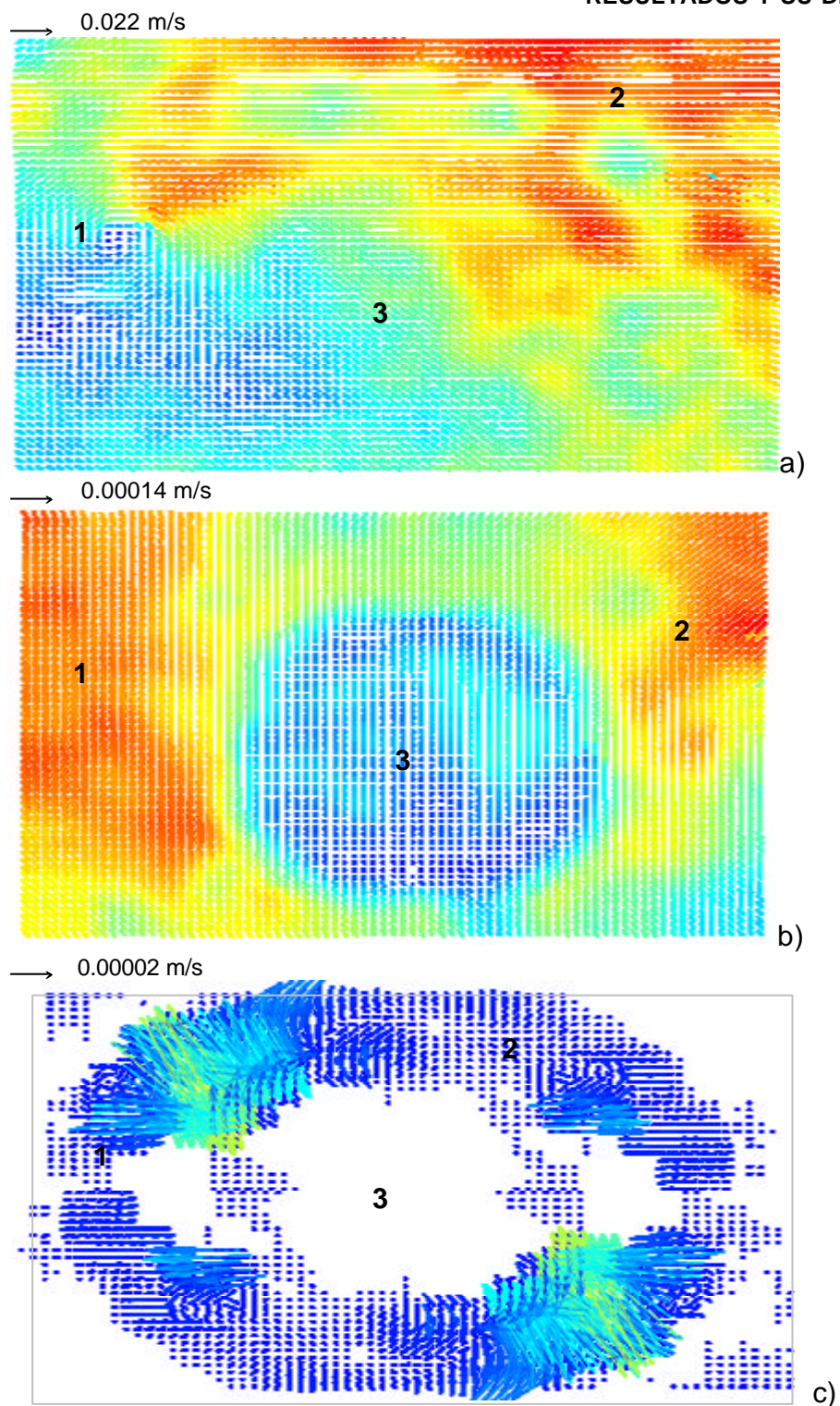


Figura 4.13 Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.085 m de altura en el baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.

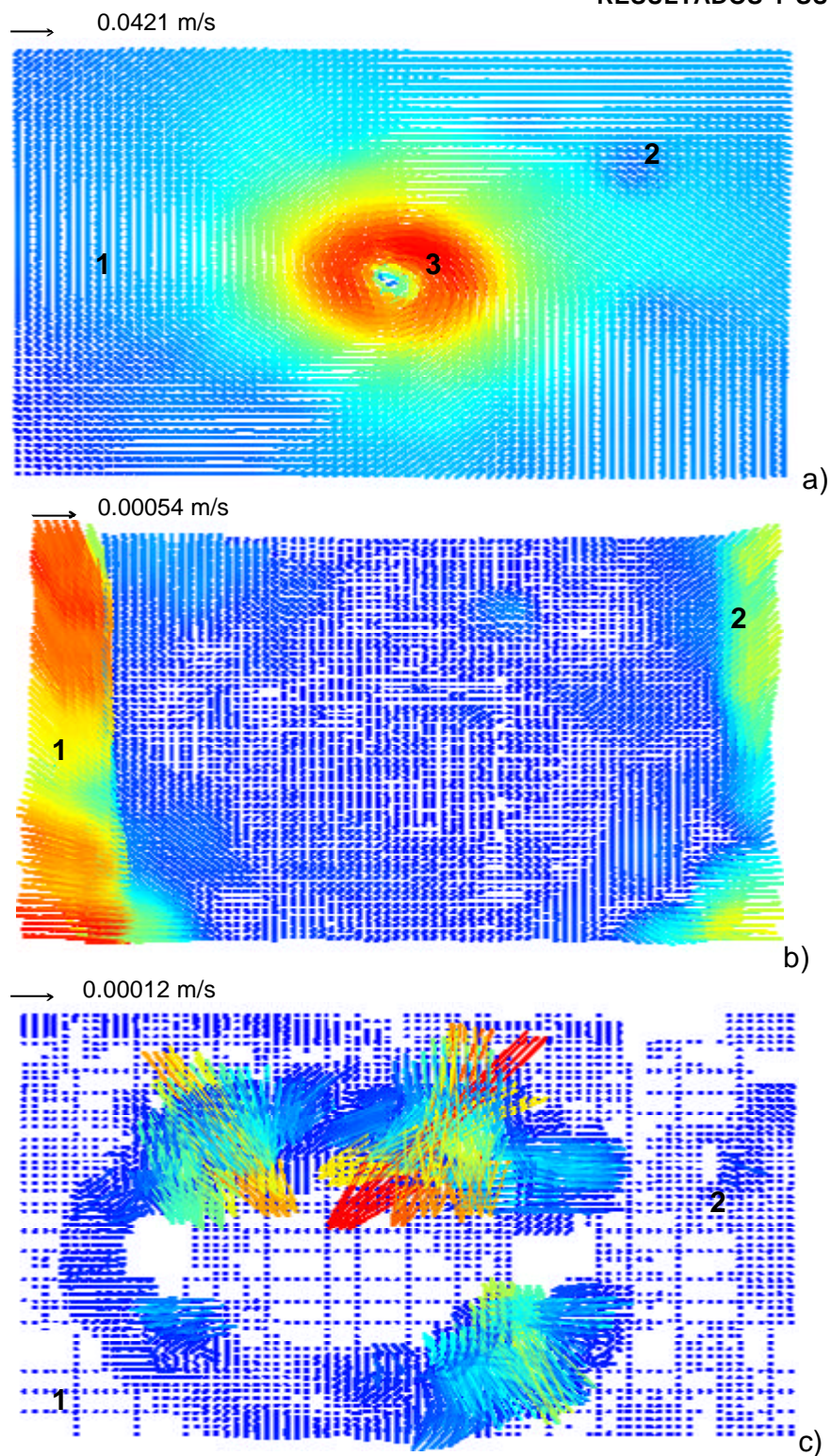


Figura 4.14 Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.035 m de altura en el baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.15a se muestra el campo de velocidades con el uso del VB-2 registrado a una altura de 0.12 m en el baño, donde se aprecia la formación de un vórtice completamente desarrollado, con un campo de acción restringido por la pared tubular interna de la cámara central del dispositivo (área 3). En el área señalada con el número 2 se observa un incremento en la velocidad del fluido que asciende por las cámaras verticales hacia el interior de la cámara principal en el dispositivo y en el área 1 el fluido no tiene una dirección definida manteniendo magnitudes de velocidades muy bajas.

También se registraron mapas de vorticidad en planos horizontales para las alturas de 0.085 m y 0.035 m en el baño, donde el color rojo representa una intensidad alta en la vorticidad, lo cual significa que existen zonas en el dominio con velocidades de diferente magnitud que las del fluido restante, las cuales son rotacionales en torno al eje normal al plano registrado; las regiones de color verde indican que no hay vorticidad, es decir, el campo de velocidades de una misma magnitud es uniforme, bajo estas circunstancias no ocurre rotación. El color azul representa la intensidad de la vorticidad para un campo irrotacional con velocidades de diferente magnitud. En los mapas registrados por el PIV donde se presentan regiones opuestas con diferente polaridad, son características a un fluido irrotacional, debido a que las velocidades están en completo equilibrio referentes en este caso desde el centro del dispositivo VB hacia sus alrededores en el plano analizado.

En la figura 4.15b se presenta un mapa de contornos de vorticidad en un plano horizontal registrado a 0.12 m de altura en el baño con el uso del VB-2, en el que se ve un ligero incremento en la vorticidad que corresponde al centro del dispositivo. Básicamente, se debió a que el diseño del dispositivo tiene una cámara central tubular que conecta directamente con la boquilla de salida, además dicha cámara es de un diámetro ligeramente mayor al de la boquilla, causa por la cual el vórtice se formó ligeramente por arriba de la altura crítica registrada previamente. Sin embargo, esta perturbación no generó ningún arrastre de aceite a través de la boquilla, ya que el remolino desapareció después que el nivel del baño se igualó a la altura total del dispositivo.

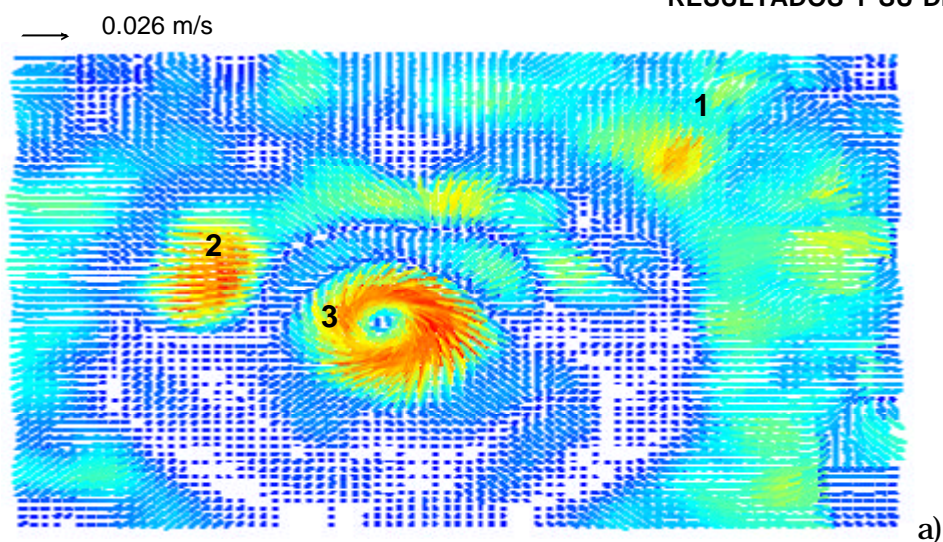


Figura 4.15a Perfiles de velocidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.12 m de altura en el baño con el uso del VB-2.

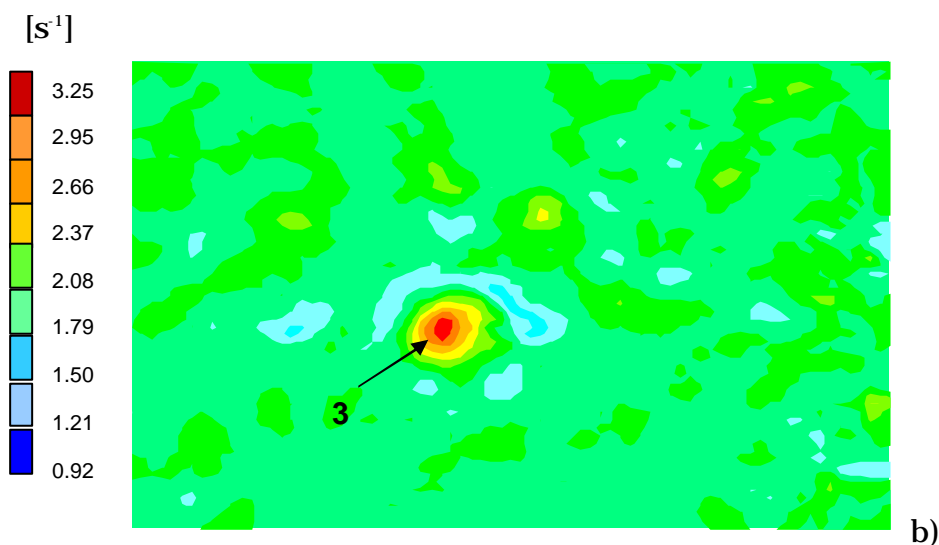


Figura 4.15b Mapa de vorticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.12 m de altura en el baño con el uso del VB-2.

En la figura 4.16a se muestra un mapa de vorticidades durante el drenado isotérmico sin el uso de un VB registrado a 0.085 m de altura en el baño. Se aprecia un ligero aumento en la magnitud debido a las distintas velocidades existentes en la zona dando origen a un movimiento ligeramente rotacional, como se ve en el área número 1 y en el área 2 indica un movimiento irrotacional.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.16b se presenta el mapa de vorticidad bipolar correspondiente a una altura de 0.085 m en el baño con el uso del VB-1. En las áreas 1 y 2 se observa un incremento en la magnitud de la vorticidad, sin embargo, esto no indica que exista un movimiento rotacional en el fluido, sino que más bien existen velocidades en total equilibrio en toda la zona, por lo que el movimiento es completamente irrotacional. En el área marcada como número 3, la magnitud de la vorticidad es neutra debido a un flujo paralelo.^B

En la figura 4.16c se muestra un mapa de vorticidad bipolar a una altura de 0.085 m en el baño registrado durante el drenado de la olla con el uso del VB-2, donde se aprecia de manera similar al caso cuando fue usado el VB-1, un equilibrio en las velocidades del fluido (1 y 2), reflejándose éstas en un movimiento irrotacional debido al flujo paralelo hacia las salidas laterales del dispositivo.

En la figura 4.17a se presenta el mapa de vorticidad registrado durante el drenado de la olla sin el uso de un VB a una altura de 0.035 m en el baño, donde se forman regiones circulares concéntricas entorno a un eje de rotación, aquí la intensidad en la vorticidad incrementa a medida que el fluido se desplaza desde la región (1) hacia la región número (2) o centro de rotación, que representa un patrón de flujo completamente rotacional.

En la figura 4.17b se observa un mapa bipolar de vorticidad durante el drenado de la olla con el uso del VB-1 a 0.035 m de altura en el baño; las regiones 1 y 2 representan que existe un movimiento irrotacional en el campo de velocidades uniforme, debido a que el fluido entra a través de un orificio pequeño hacia uno de mayor dimensión.

Y en la figura 4.17c se observa el mapa bipolar de vorticidad con el uso del VB-2, donde se aprecia un comportamiento muy similar que para profundidades superiores en el baño, las regiones 1 y 2 bipolares formadas indicaron que el fluido presenta un movimiento irrotacional de velocidades uniformes.

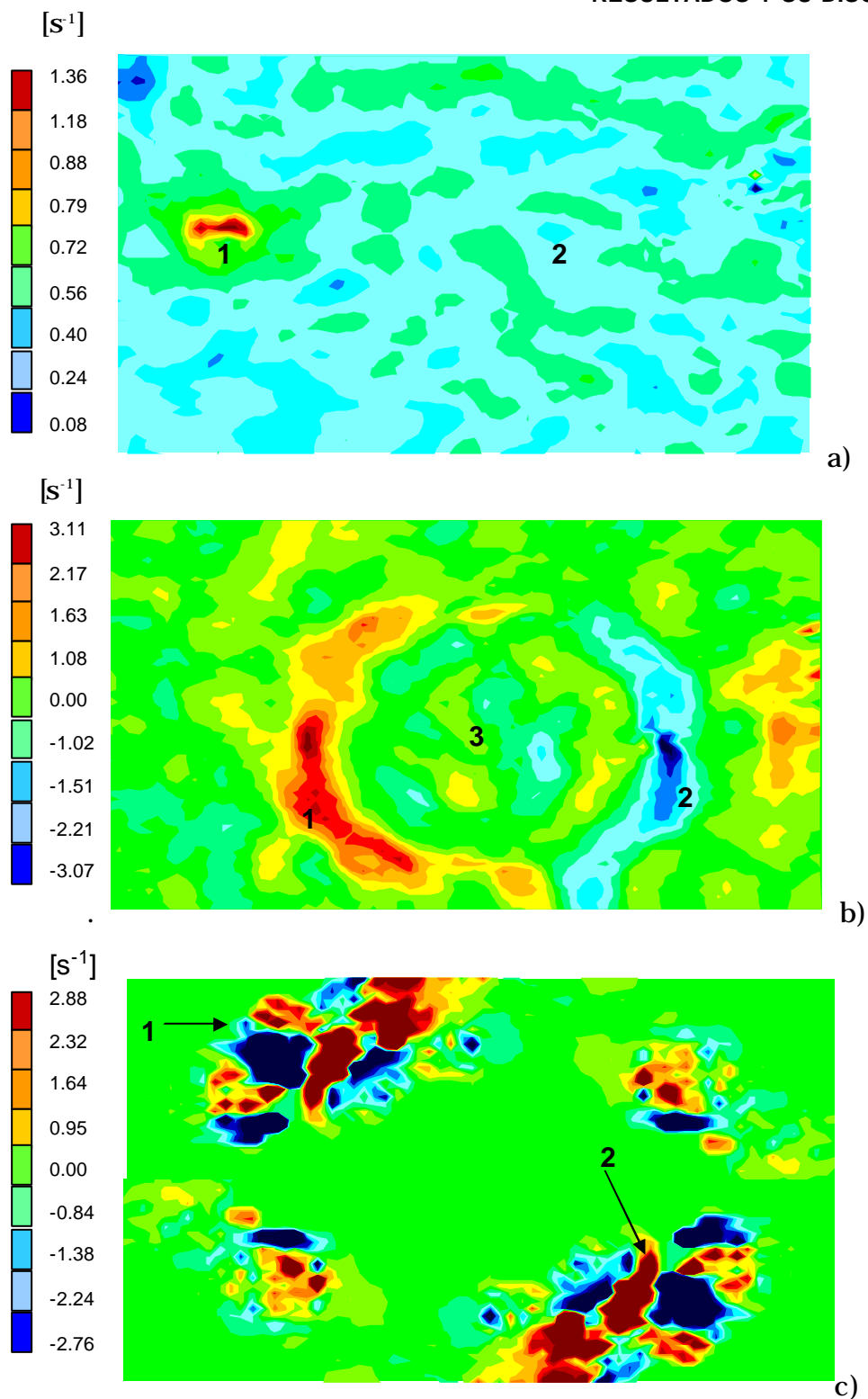


Figura 4.16 Mapas de vórticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.085 m de altura en el nivel del baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.

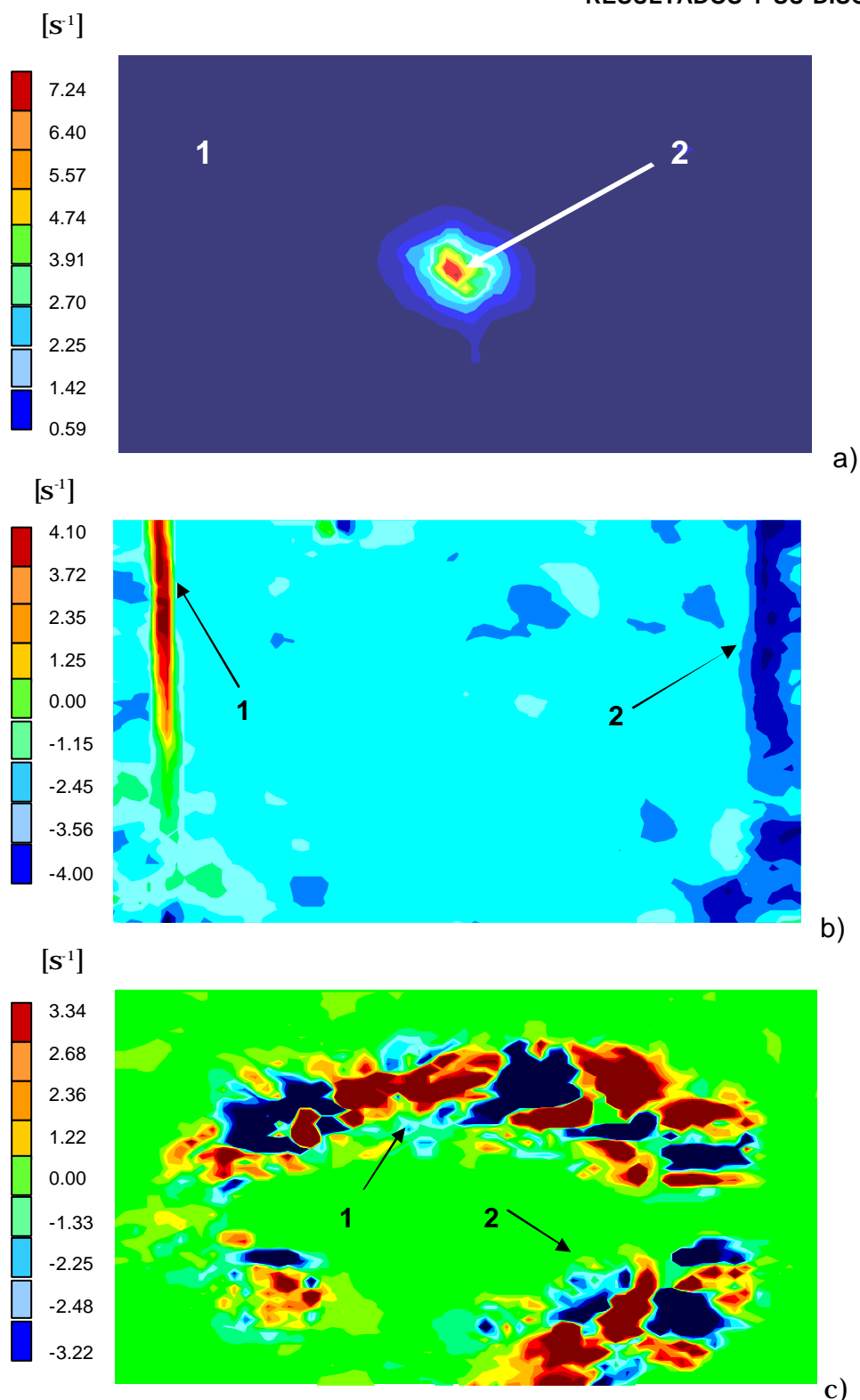


Figura 4.17 Mapas de vorticidad registrados por el PIV sobre un plano basal en la olla localizado a 0.035 m de altura en el nivel del baño. a).- Sin el uso de un VB, b).- Con el uso del VB-1 y c).- Con el uso del VB-2.

En las figuras registradas por el PIV mostradas, cuando se usa un inhibidor de turbulencia, refleja la importancia de colocar un dispositivo en el fondo de la olla, ya que desempeña una función magnífica al disminuir los componentes rotacionales del fluido, reordenando hacia la boquilla de salida a través de sus cámaras internas, moderando también con esto el nivel en la turbulencia, lo cual es de gran importancia en la flotación de inclusiones y el arrastre de la capa de escoria.

También, se realizaron otros experimentos con otros dos dispositivos modificadores de flujo, para el mismo propósito que el VB-1 y VB-2, estos dispositivos igualmente tuvieron un buen desempeño en el control y eliminación del vórtice. El primero (VB-3) formado por una corona circular truncada, con dos entradas laterales abiertas al flujo principal, permitió la salida del fluido en forma radial para los niveles bajos en el baño, generando dos torrentes de alta velocidad en el centro del dispositivo justo arriba de la boquilla; de esta forma se rompió el efecto de formación del vórtice.

Un segundo dispositivo (VB-4), el cual consistió de dos tapones porosos colocados paralelamente en el fondo a $1/2R$ con respecto a la boquilla de salida y con referencia al eje de rotación de la olla. Durante el drenado, se inyectó aire a través de los tapones, provocando la formación de dos plumas pequeñas, las cuales formaron una zona turbulenta capaz de inhibir los movimientos angulares y en consecuencia la formación del vórtice en la última etapa del drenado, debido al flujo ascendente de las burbujas formadas.

Los dispositivos VB-3 y VB-4 no se reportan en esta tesis. Sin embargo, se hace mención como un antecedente la presente investigación.

4.2 Análisis de flujo de fluidos mediante la simulación matemática.

A continuación se muestra un análisis de los resultados de dinámica de fluidos realizados mediante simulación matemática para una olla de acero de 150 toneladas de capacidad durante la etapa de drenado. Los resultados incluyen condiciones isotérmicas y no isotérmicas.

En el proceso de operación de la olla, a menudo se encuentran involucradas tres fases presentes que interactúan entre sí. Una de ellas, el aire atmosférico que circunda el sistema y es causa principal en la oxidación del acero, además provoca pérdidas inevitables de calor en las paredes del recipiente y mínimas en la superficie del baño. Otra de las fases importantes es la escoria, que flota en la superficie del baño, generada a partir de la refinación y que tiene como funciones básicas el proteger el acero ante una posible reoxidación y también evitar las pérdidas de calor a través de la superficie del baño. Por último el acero, que es la fase más valiosa del proceso de colada continúa.

En la figura 4.18 se presenta la olla en la modalidad de flujo multifásico, donde se observa la división entre las fases presentes. En la escala, el color rojo (superior) representa la fracción de acero, amarillo representa la interfaz entre el acero y la capa de escoria, el verde es la fracción de la fase de escoria, el azul claro representa la interfase escoria-aire y el azul (inferior) representa la fracción de aire atmosférico.

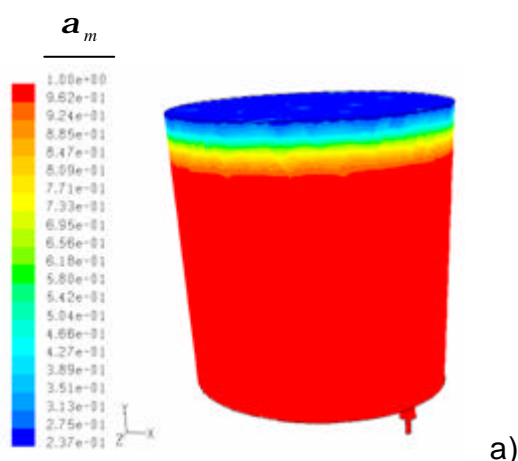


Figura 4.18 Vista isométrica en 3D de la olla, donde se aprecia la fracción de acero cuando la altura en el baño es de 2.8 m durante la operación de drenado.

4.2.1 Condiciones en estado isotérmico.

4.2.1.1 Drenados a flujo libre y a 2.1 ton/min.

La operación de la olla en condiciones isotérmicas es irreal en la planta. Sin embargo, se simuló con el propósito de evaluar el efecto de las corrientes convectivas para los casos en condiciones no-isotérmicos y su efecto en la formación del vórtice durante el drenado. En base a esto y como parte del análisis del fluido, se simuló la olla con la válvula totalmente abierta y a las condiciones de operación de la planta con un flujo de colada de 2.1 ton/min.

En las figura 4.19 se muestra una comparación entre los contornos de velocidad cuando la altura del acero en el baño es de 1.50 m. (66 toneladas de acero) para los dos casos antes mencionados.

Para comparar el efecto de la velocidad a la salida mediante el control de apertura de la válvula deslizante sobre el fluido, en el post procesamiento de datos se disminuyó la escala con la finalidad de apreciar las velocidades más pequeñas y saber hasta que profundidad el baño es afectada por la fuerza debido a la aceleración gravitacional

En la figura 4.19a se observa el efecto de la fuerza de gravedad ejerciendo una atracción más intensa en el fluido a lo largo del eje x, así como el incremento en la velocidad del fluido por arriba de la boquilla de salida. En la figura 4.19b se observa el comportamiento en la velocidad es uniforme y dominante hacia la parte superior de la boquilla (dirección del eje Y). En ambas figuras se observa que existen velocidades muy bajas en la pared vertical y fondo de la olla; esto es más acentuado en la 4.19b cuando la velocidad a la salida es constante.

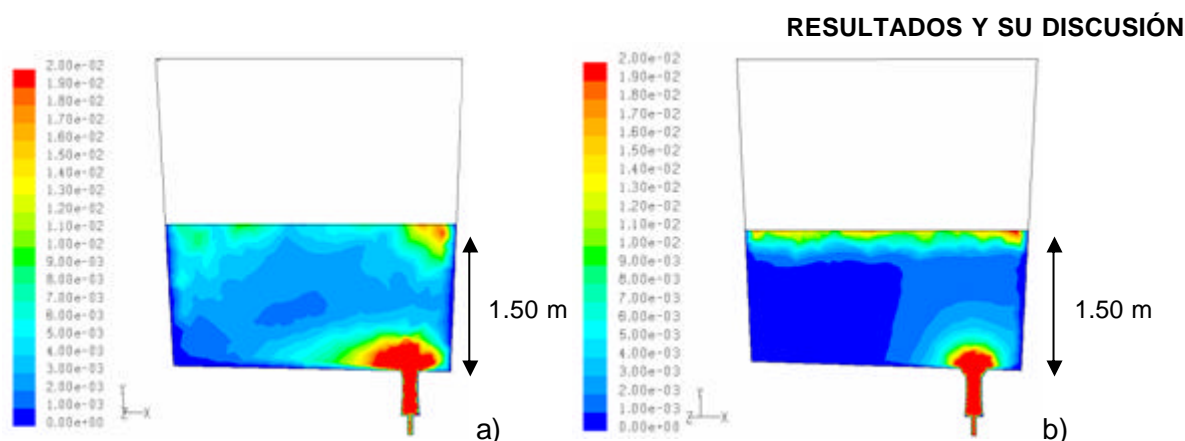


Figura 4.19 Contorno de velocidades para el drenado del acero en condiciones isotérmicas a una altura de 1.50 m (66 toneladas de acero). a).- Válvula 100% abierta con una velocidad promedio a la salida de 4.49 m/s a la salida y b). Drenado con un flujo de salida de 2.1 ton/min. (Velocidad constante de 1.94 m/s).

A pesar de las condiciones diferentes de flujo de salida, a niveles relativamente altos en el baño metálico, las velocidades en las corrientes internas se mantuvieron muy semejantes en ambos casos. Sin embargo, para profundidades mayores a los 1.50 m, las velocidades del fluido en el interior se incrementaron notoriamente cuando la válvula se encuentra totalmente abierta.

Los resultados obtenidos para el drenado libre y operacional figuras 4.20a y 4.20b respectivamente, usando el modelo de turbulencia $k-w$ SST, reflejan la importancia de colocar una válvula en la boquilla de salida, con el objeto de mantener un control en el flujo de acero durante la operación de drenado continuo.

Analizando la figura 4.20a y 4.20b se observó para ambos casos un ligero desorden en las capas superficiales del baño durante el drenado, esta perturbación es provocada principalmente por la oscilación de la onda gravitatoria durante el paso del acero a través de la boquilla de salida, la cual se proyecta hacia la superficie; Sin embargo, este efecto disminuye cuando la columna de acero ejerce una menor presión en la boquilla de salida para los niveles más bajos. Igualmente, las corrientes siguen una trayectoria uniforme hacia la boquilla de salida, también se aprecia una zona de desorden en la esquina inferior opuesta a la misma, descrita por el punto 1.

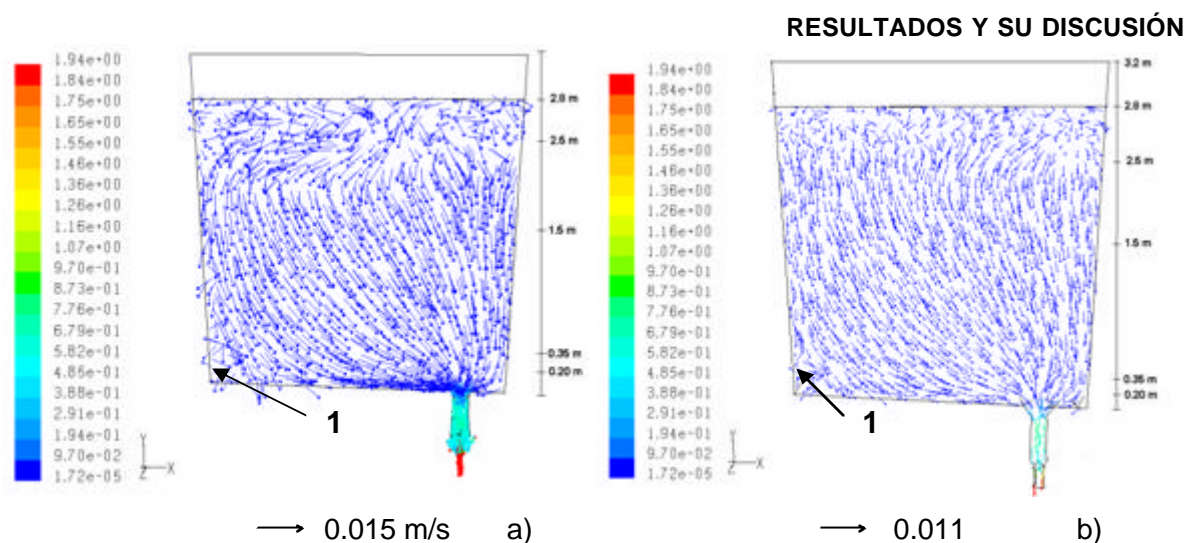


Figura 4.20 Corte frontal del campo de velocidades en condiciones isotérmicas a un nivel de 2.80 m. a).- Válvula 100% abierta y b).- Con un flujo de 2.1 ton/min.

Para complementar el análisis del comportamiento del fluido para los dos casos estudiados, se realizaron cortes horizontales a diferentes tiempos y alturas con respecto al fondo de la olla. Un corte cercano a la superficie a 2.5 m, y otro a 1.5 m; Dos más a 0.35 m y 0.20 m, como se muestra en la figura 4.21 y 4.22, respectivamente.

En el corte realizado horizontalmente cercano a la superficie del baño, para ambos casos a una altura de 2.5 m cuando el nivel del baño se encuentra a 2.8 m (130 ton), representado en las figuras 4.21a y 4.21b en flujo libre y a 2.1 ton/min respectivamente, se observó la formación de pequeños remolinos en el fluido con velocidades muy bajas, los cuales no son capaces de abrir la capa de escoria; éste comportamiento se debe a que las fuerzas inerciales son muy bajas a niveles elevados en el baño, dando lugar a que una onda de origen gravitacional provocada por la vibración del fluido a su paso por la boquilla, se propague a través del baño hacia la superficie, formando pequeños remolinos de muy baja velocidad.

En contraste, en las figuras 4.21c y 4.21d para un corte a 1.50 m, se observa claramente que el fluido es influenciado completamente por las fuerzas inerciales, donde el perfil de velocidades está perfectamente ordenado en dirección hacia la boquilla de salida.

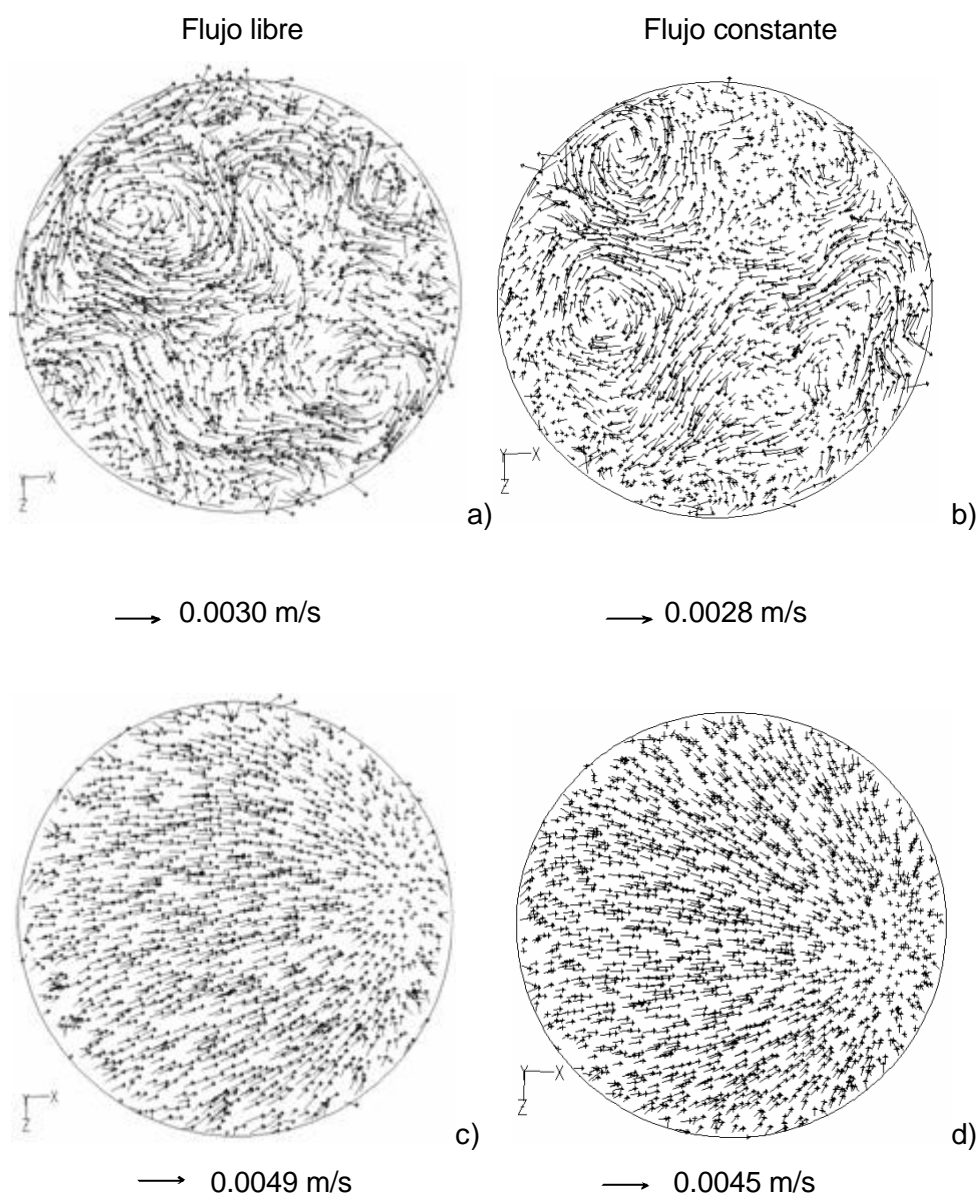


Figura 4.21 Vista de planta del campo de velocidades cuando el nivel en el baño es de 2.80 m. a).- Corte a 2.50 m de altura con un flujo libre a la salida, b).- Corte a 2.50 m de altura para un flujo a la salida de 2.1 ton/min, c).- Corte realizado a 1.50 m de altura en flujo libre y d).- Corte a 1.50 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min.

En las figura 4.22 (para cortes inferiores a 1 m) el perfil de flujo es predominantemente orientado hacia la boquilla de salida, en ambas condiciones de operación, las velocidades se incrementan conforme el nivel del baño disminuye.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

El comportamiento del fluido durante el drenado en las capas inferiores se aprecia en las figuras 4.22c y 4.22d. Para ambos casos se observó un ligero desorden en el fluido en las regiones marcadas como 1 y 2 respectivamente, que corresponde a la zona opuestas a la posición de la boquilla (la esquina entre el fondo y la pared vertical). Este comportamiento es provocado por el choque de las corrientes descendentes con el fondo de la olla, las cuales forman una pequeña región de estancamiento con movimiento recirculatorio.

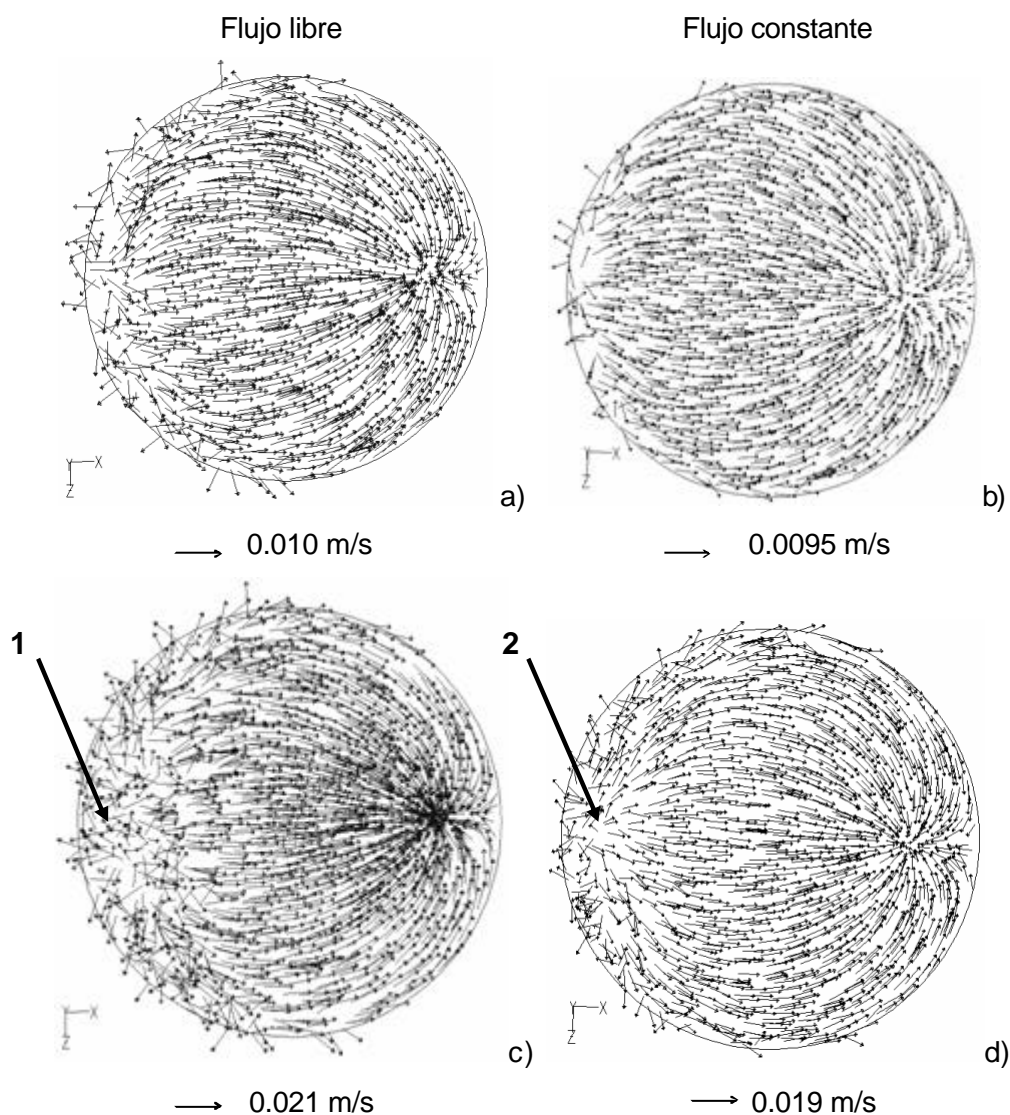


Figura 4.22 Vista de planta del campo de velocidades cuando el nivel en el baño es de 2.80 m. a).- Corte a una altura de 0.35 m para un flujo libre, b).- Corte a 0.35 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min, c).- Corte localizado a 0.20 m de altura en flujo libre y d).- Corte a 0.20 m de altura para un flujo de 2.1 ton/min.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Siguiendo con la dinámica de drenado bajo las condiciones isotérmicas, fue posible alcanzar una profundidad en el nivel del baño de 0.03 m para ambos casos, registrando un tiempo aproximado de 38 min para el drenado en forma libre y 72 min para el drenado con el flujo de colada de 2.1 ton/min. Tiempos durante los cuales se analizó el perfil de flujo, con resultados muy semejantes a los mostrados en las figuras 4.21 y 4.22; Sin embargo, los resultados indicaron la formación de un vórtice de velocidad angular muy baja cuando la válvula fue abierta totalmente como se aprecia en la figura 4.23, dicha observación fue registrada a partir de una altura crítica (h_{cr}) de 0.20 m en el nivel del baño. En el punto marcado con el número 1 de la figura 4.23a y 4.23b, se aprecia la formación de un flujo rotacional con dirección dextro rotatoria y en el punto 2 de la figura 4.23a el fluido se desliza a través de la pared de la olla en dirección levo rotatoria con respecto a las manecillas del reloj, después las corriente finaliza en una rotación en torno a la boquilla de salida.

Cuando la válvula mantuvo un flujo constante de 2.1 ton/min, no fue apreciable el fenómeno claramente. Sin embargo, los resultados obtenidos en este primer análisis, indican evidentemente la formación de un vórtice considerado de naturaleza gravitatoria y como una función de la relación h/D ¹⁾. Con respecto a la h_{cr} registrada, coincide con los datos obtenidos en la simulación física para el valor de 0.073 m usando el factor de escalamiento, por lo que puede suponerse que, el fenómeno obedece a la geometría propia del recipiente.

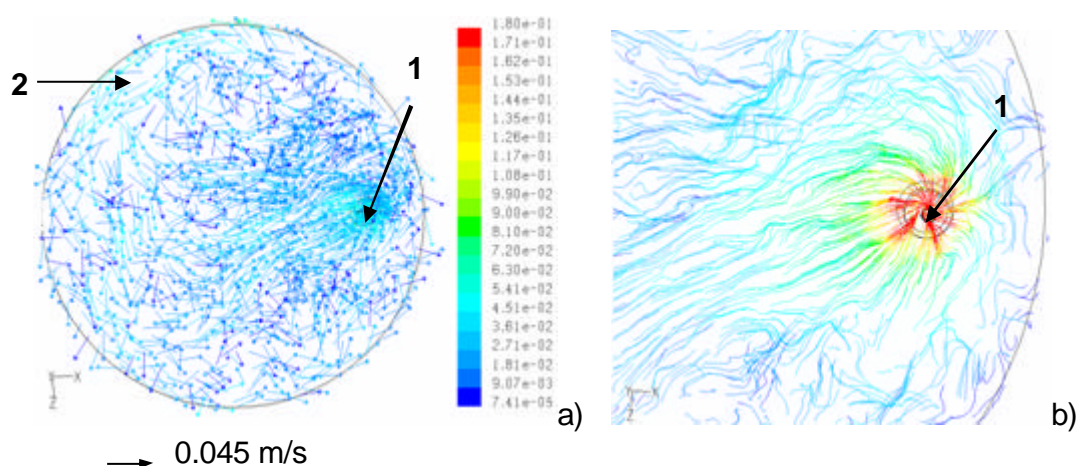


Figura 4.23 Formación del vórtice para un altura de 0.20 m en el nivel baño (8.52 ton), durante el drenado de acero con la válvula totalmente abierta. a).- Campo vectorial de un plano horizontal registrado a 0.19 m con respecto al fondo y b).- Líneas de corriente análoga a la figura (a).

4.2.2 Condiciones en estado no isotérmico.

4.2.2.1 Estratificación térmica del acero.

Con el propósito de evaluar el fenómeno de convección natural a través de las paredes de la olla y el efecto que éste provoca sobre la formación del vórtice durante el drenado del acero, se simularon los tiempos de reposo durante las operaciones de empalme de ollas para su posterior salida al distribuidor.

Cabe señalar que para realizar la simulación bajo condiciones no-isotérmicas, inicialmente se corrió el caso de estudio a densidad constante hasta obtener una primera convergencia, con la finalidad de tener un valor previo en los cálculos para las ecuaciones de transporte. Posteriormente, se introdujo la ecuación polinomial (Ec.3.31) para la densidad de materiales a elevadas temperaturas. Los datos se almacenaron en archivos tipo (OUT-DATA) cada 10 segundos hasta alcanzar un tiempo total de 60 min.

Para lograr una buena representación del fenómeno de estratificación, el modelo viscoso se combinó con los métodos de relajación y sub-relajación (Body Forces Weighted y SIMPLEC).^C Además, como parte de la solución numérica, se asignó un esquema de aproximación de segundo orden (upwind) para corregir las celdas cercanas a la pared y fondo de la olla. Para este caso, las condiciones límite de la entrada y la salida se consideraron sin pérdidas de calor y sujetas a esfuerzos cortantes.

A modo de ilustrar el comportamiento de un sistema inherentemente transitorio, el fluido inicialmente a una temperatura T_i de 1883 K mantenido en la olla hasta 60 min, cuya temperatura en la pared vertical y fondo (T_w) se mantienen como una función desde el tiempo inicial a pérdidas de calor a razón de 9600 W/m^2 . Como resultado, tuvo lugar una transferencia de calor en estado no estacionario desde el fluido a los alrededores, esto produjo el fenómeno conocido como estratificación térmica en el baño de acero.

Un acero en estado líquido está estratificado, siempre y cuando exista heterogeneidad térmica en el baño; es decir, el fenómeno ocurrirá, sí mediante un registro se evalúan diferencias de temperatura a lo largo de un eje imaginario desde la superficie hasta el fondo del baño. Este fenómeno afecta a las variables más sensibles como la viscosidad y la densidad principalmente; se manifiesta por la formación de capas horizontales de diferentes espesores.³⁰⁾

Por otra parte, las pérdidas de calor en el baño, se registraron en base a los cambios térmicos con respecto al movimiento del fluido; Además, se llevó a cabo un monitoreo de la temperatura (K) en 20 puntos de control localizados a lo largo de cuatro ejes distribuidos de manera estratégica desde el centro hacia la pared de la olla como lo muestra la figura 4.24. Los ejes están integrados de la siguiente manera. Eje 1 incluye (P1, P5, P9, P13 y P17), el 2 incluye (P2, P6, P10, P14 y P18), el 3 incluye (P3, P7, P15, P19) y el eje 4 incluye (P4, P8, P12, P16 Y P20). Los puntos superiores se encuentran ubicados a 0.10m de profundidad en el baño y los puntos inferiores a 0.05 m con respecto al fondo.

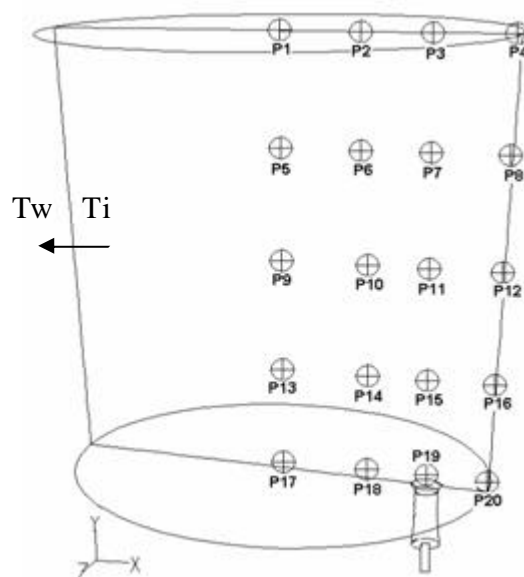


Figura 4.24 Puntos para el registro térmico localizados a lo largo de cuatro ejes verticales en el centro en la olla.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.25 se observa la formación de numerosas capas horizontales de diferentes densidades para los primeros 15 min de reposo del acero en estado líquido, donde el fluido de mayor densidad se concentra en el fondo de la olla región 3, y en contraste el acero de menor densidad se localiza en las capas cercanas a la superficie del baño región 2.

Si observamos detenidamente el menisco formado por el acero en contacto con la pared vertical, tal como se muestra en la región 1, las capas formadas por el fluido adquieren cierta curvatura, que incrementa su espesor a medida que se aleja de la pared hacia el centro y fondo del baño.

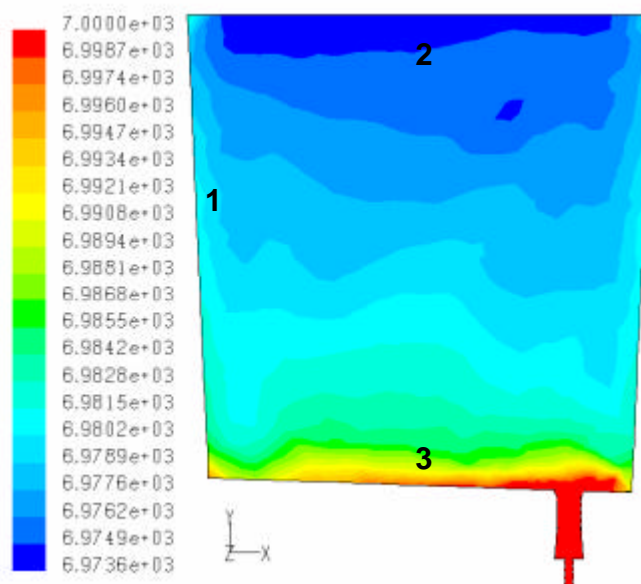


Figura 4.25 Corte frontal de contornos de la densidad del acero en (kg/m^3) para 15 min de reposo del baño metálico.

De manera similar, en la figura 4.26 el acero más caliente se encuentra en las capas cercanas a la superficie del baño, donde se observa una película delgada más fría en los límites con la pared curvilínea de la olla, en otro corte a 1.50 m hay una disminución gradual en la temperatura presentando un patrón similar al anterior, pero en un tercer corte cercano al fondo, la temperatura es aún más baja. Por lo cual, es claro que el acero más frío se acumula en el fondo, debido a que por su alta densidad, éste se encuentra sujeta a los efectos de la atracción gravitacional.

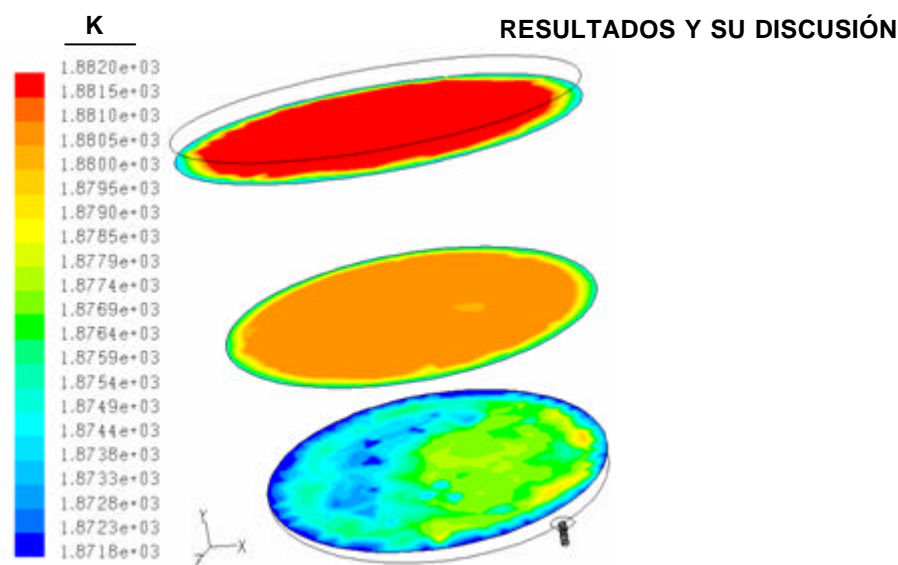
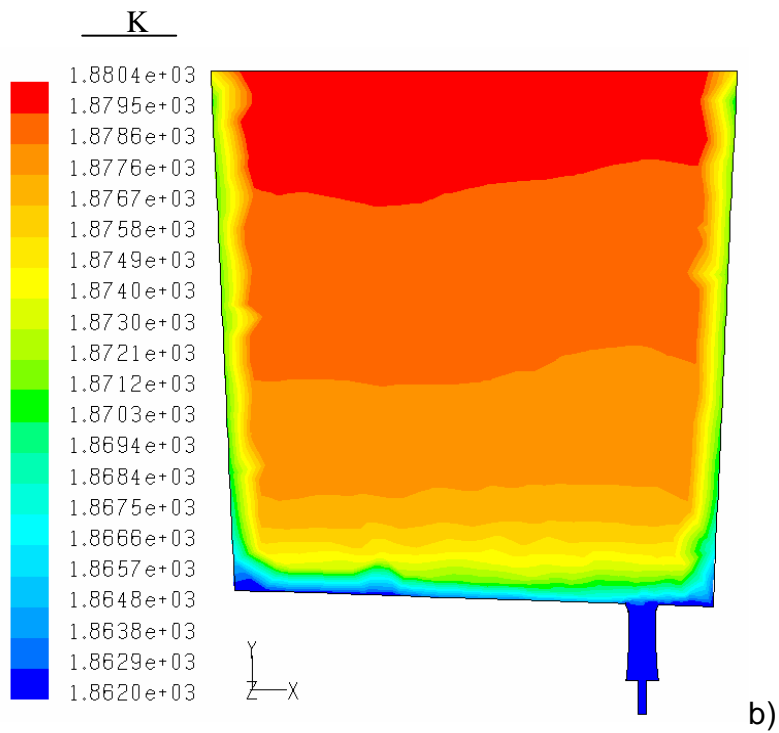
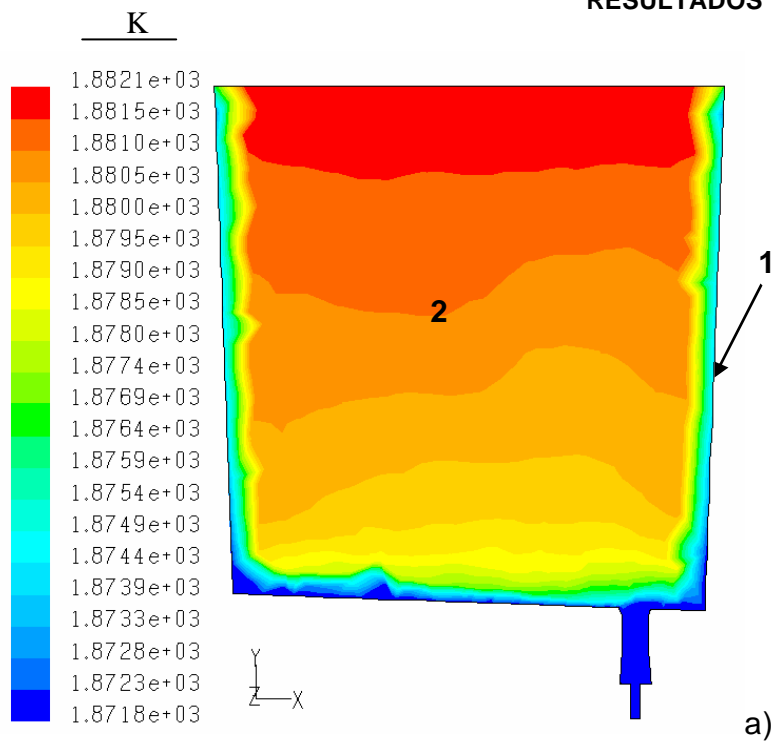


Figura 4.26 Vista isométrica de contornos de temperatura (K) para tres cortes horizontales localizados a 3 m, 1.50 m y 0.15 m respectivamente, para 15 min de reposo del baño metálico.

En las figuras 4.27a a 4.27d se muestra (en cortes frontales hechos en el centro de la olla completamente llena) la distribución de la temperatura a lo largo del baño para 15, 30, 45 y 60 min respectivamente, generada por el fenómeno de estratificación térmica del acero, donde se reflejan las inevitables pérdidas de calor en los puntos más fríos del material refractario, situado en la pared y el fondo del recipiente.

En la figura 4.27a se observa la formación de capas térmicas horizontalmente distribuidas desde la superficie hasta el fondo (área-2), las cuales disminuyen su temperatura gradualmente en la dirección del eje y; algo similar sucede en la pared vertical de la olla: se observa la formación de capas con espesores muy pequeños que disminuyen su temperatura, del seno del fluido hacia la pared refractaria (área-1); pero probablemente lo más interesante del fenómeno es la forma curvilínea de las isotermas mientras otros investigadores reportan líneas isotérmicas planas.^{2,3)} Conforme el tiempo de reposo transcurre, las capas horizontales se van suavizando ligeramente e incrementando de espesor; sin embargo, la capa vertical permanece con el espesor inicial como se ve en las figuras 4.27b y 4.27c. Para tiempos mayores como se muestra en la figura 4.27d, también es evidente la acumulación del acero más frío en el fondo de la olla (área-3). El engrosamiento de las capas térmicas horizontales representa la tendencia del sistema a un equilibrio térmico progresivo.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN



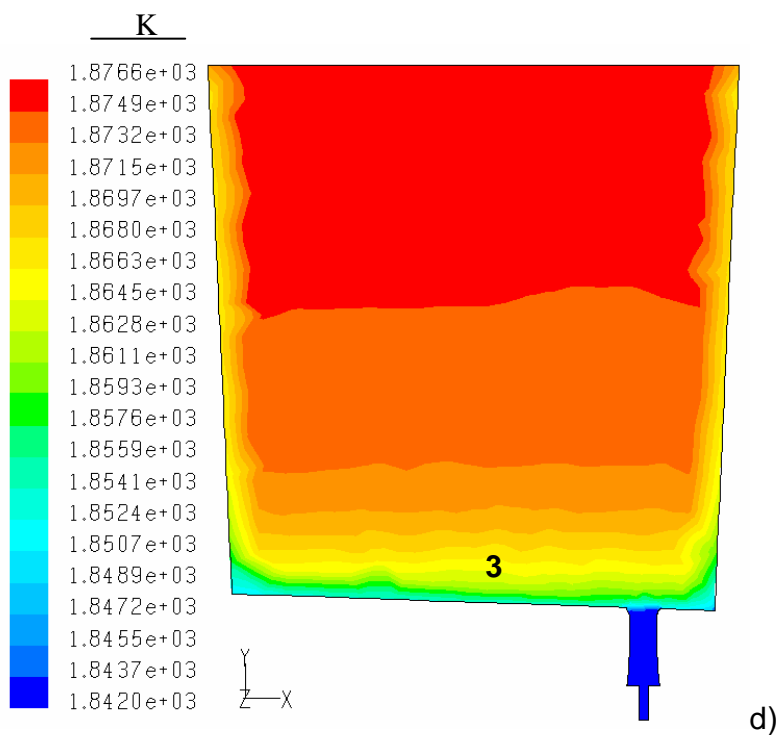
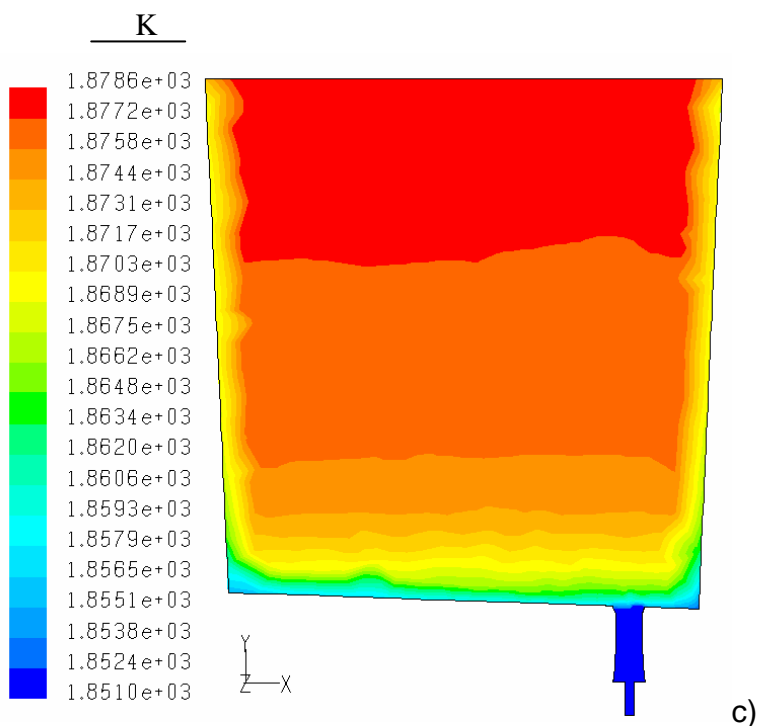


Figura 4.27 Contornos de temperatura (K) generados durante el fenómeno de estratificación térmica para una olla de 150 toneladas de acero. a), b), c) y d).- Representan las capas isotérmicas para 15, 30, 45 y 60 min de reposo del acero, respectivamente.

Las curvas de la figura 4.28 representan la distribución de temperatura a lo largo del eje central de la olla en función de los tiempos de reposo del acero antes de la secuencia de colada de 15, 30, 45 y 60 min respectivamente. Es evidente que para tiempos mayores, las pérdidas de temperatura debido al fenómeno de convección natural se hacen más notorias. Sin embargo, se observa un enfriamiento acelerado que es representado como un cambio repentino en la pendiente a partir de un altura en el baño de 0.50 m hacia el fondo de la olla. Una de las causas principales, se debe a que el acero más frío proveniente de las paredes de los tiempos anteriores se acumula en la parte inferior del recipiente, sin embargo, para alturas mayores a 0.50 m las pérdidas de temperatura son menores para los cuatro casos.

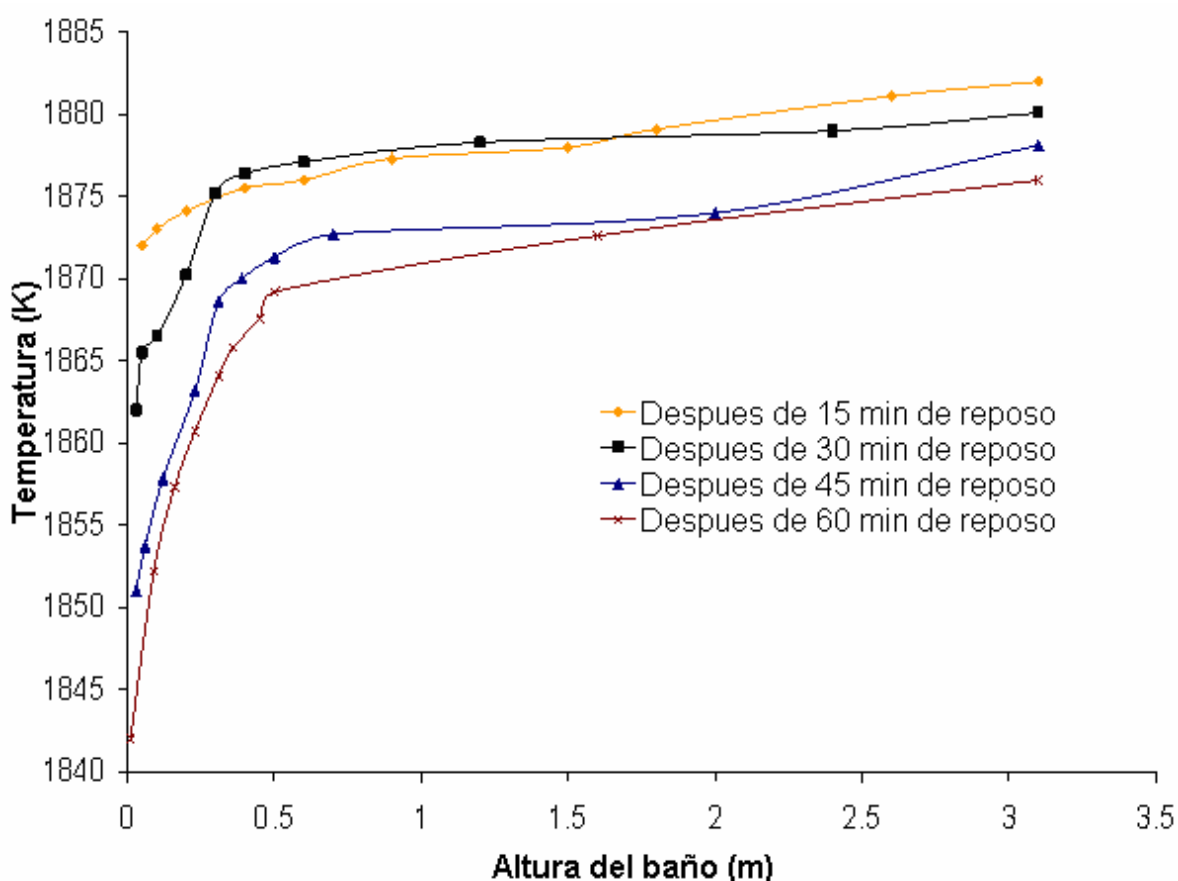


Figura 4.28 Comparación entre las temperaturas calculadas a lo largo del eje central de la olla de acero de 150 toneladas de capacidad para tiempo de reposo de 15, 30, 45 y 60 min.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

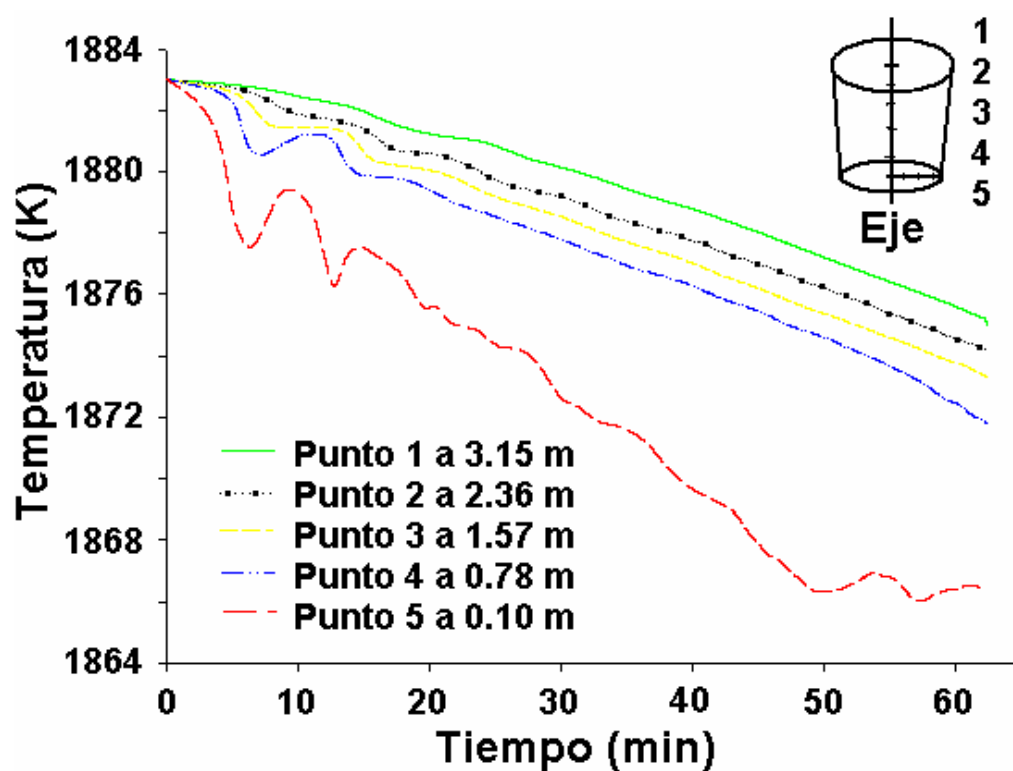
En las figuras 4.29a, 4.29b, 4.29c y 4.29d se muestran las distribuciones de los perfiles de temperatura predichos por el modelo, cuyos datos fueron registrados en los puntos seleccionados estratégicamente (ver la figura 4.24).

Haciendo un análisis entre los cuatro ejes estudiados, se puede observar que para los ejes situados en centro y $1/3R$ (figuras 4.29a y 4.29b) indican que la distribución de la temperatura en el baño metálico presenta menores fluctuaciones (especialmente a tiempos largo) que para las registradas en los ejes cercanos a la pared del recipiente figuras 4.29c y 4.29d (ejes $2/3R$ y R).

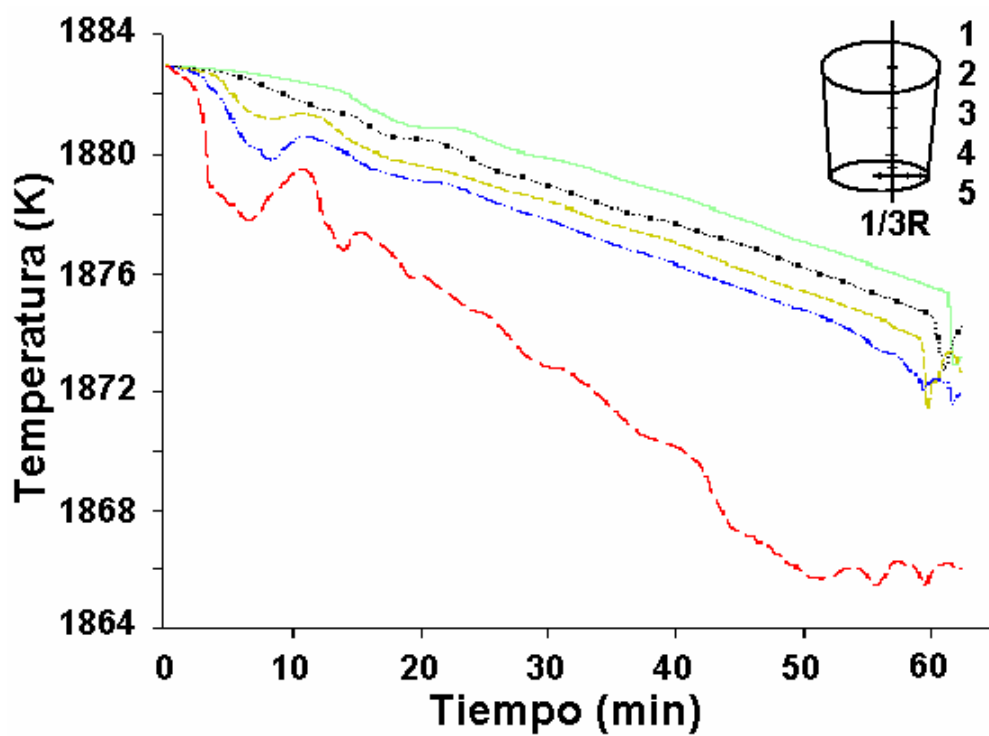
Los cuatro gráficos mostrados en la figura 4.29, indican que el acero contenido para niveles superiores de 0.78 m de altura en baño, experimenta pérdidas de temperatura constantes con el paso del tiempo, sin embargo, para los niveles menores a ésta altura, el metal se encuentra en una constante mezcla convectiva, manifestante este cambio con una fluctuación en la temperatura, como se aprecia en la línea roja para los puntos registrados a 0.10 m desde el fondo.

Las fluctuaciones más intensas se registraron para los tiempos de [2 a 10 min] y de [50 a 65 min] de reposo, notando que a medida que el tiempo transcurre, las fluctuaciones en las capas inferiores son mas frecuentes, hasta alcanzar un tiempo de 45 min, donde se observa una perturbación muy fuerte en el fondo del baño como se aprecia en la figura 4.29c, el cual es causado por la interacción entre las fuerzas de inerciales y de flotación.

Estas variaciones en la temperatura, especialmente en la figura 4.29c, se debe principalmente a que existe una acumulación de acero más frío de los tiempos anteriores, que desde luego continua enfriándose. Por otra parte, se presenta una corriente fría que resbala por la pared vertical hacia el fondo, ésta se impacta con la capa ya formada en el fondo, causando un choque térmico continuo. Este efecto es más notorio en los tiempos de reposo entre [50 a 60] min para los puntos localizados en la distancia radial de la olla puntos (17, 18, 19, y 20), ver figura 4.24.



a)



b)

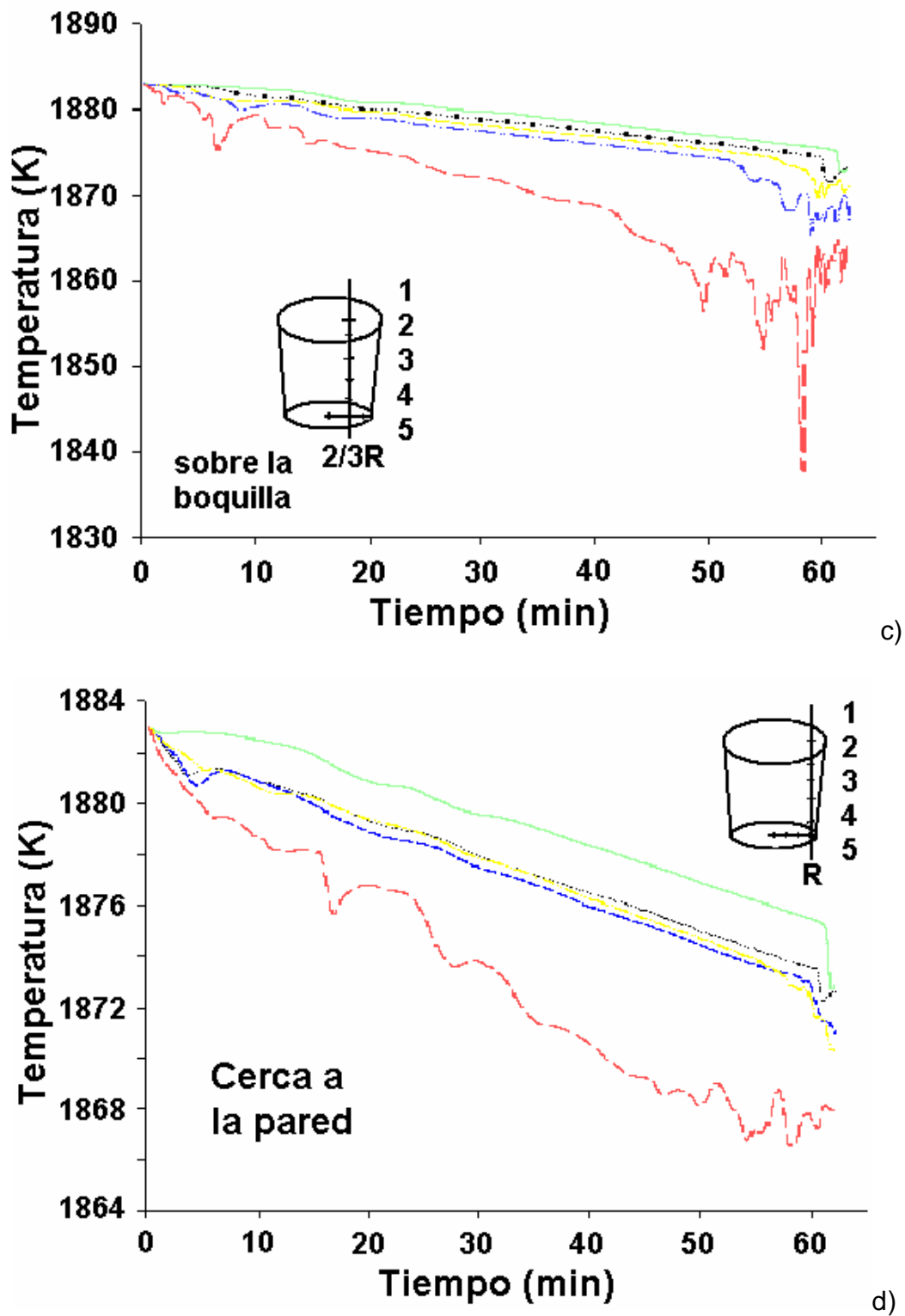


Figura 4.29 Distribución de las temperaturas durante 60 min de estratificación térmica del acero. Los datos fueron registrados en 20 puntos situados a lo largo de cuatro ejes trazados en: a). - En el eje central, b). - A $1/3$ del radio, c). - A $2/3$ del radio y d). - En los límites de pared de la olla cercanos a R .

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Tomando en cuenta las diferencias de temperatura entre la superficie y el fondo del baño, se calculó el gradiente de temperaturas ΔT , que es proporcional al tiempo de reposo (t_r). En la figura 4.30 se observa que a medida que el t_r aumenta, también lo hace el ΔT notoriamente, lo que indica un incremento en el grado de estratificación del acero. Algo muy similar encontraron Ganguly y Chakraborty⁴⁵⁾ durante la predicción numérica con un modelo de una olla en 2D durante el control de la estratificación térmica del acero, por medio de inyección de gas argón en el fondo de la olla, cuyos resultados se muestran a continuación y se comparan con los datos obtenidos a partir de un modelo en 3D.

La predicción numérica del fenómeno de estratificación térmica del presente trabajo de investigación, se encuentra dentro del rango previamente analizado por las diversas fuentes, lo cual asegura el uso confiable de los datos obtenidos mediante el modelo de turbulencia de dos ecuaciones $k-w$ SST. La curva representa el gradiente térmico entre los extremos superior e inferior del baño metálico, de manera similar a los otros casos sigue una tendencia ascendente con el incremento del tiempo.

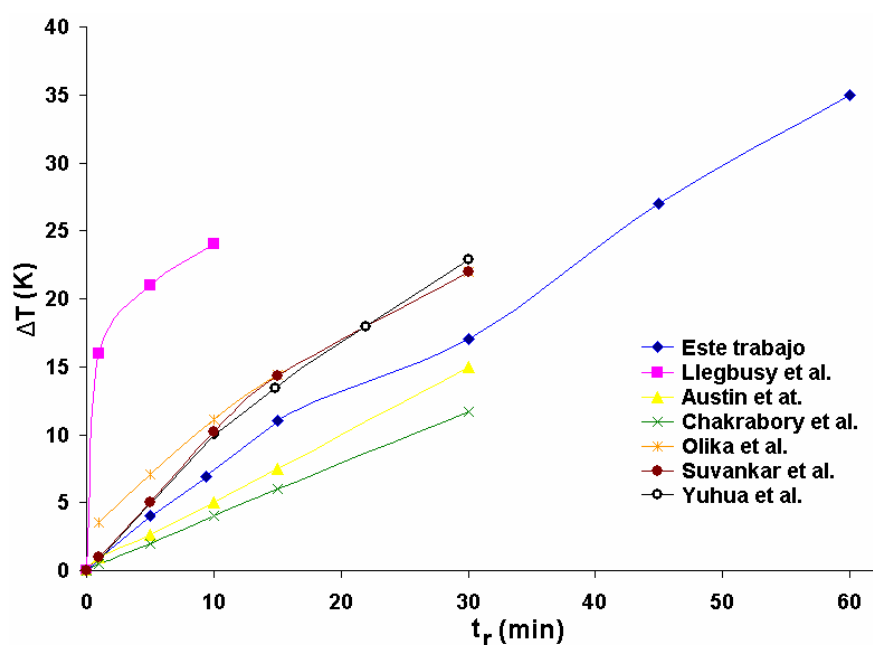


Figura 4.30 Comparación entre los resultados obtenidos por diversas fuentes con respecto a las diferencias de temperatura entre la superficie y el fondo de la olla durante el fenómeno de estratificación térmica del acero.

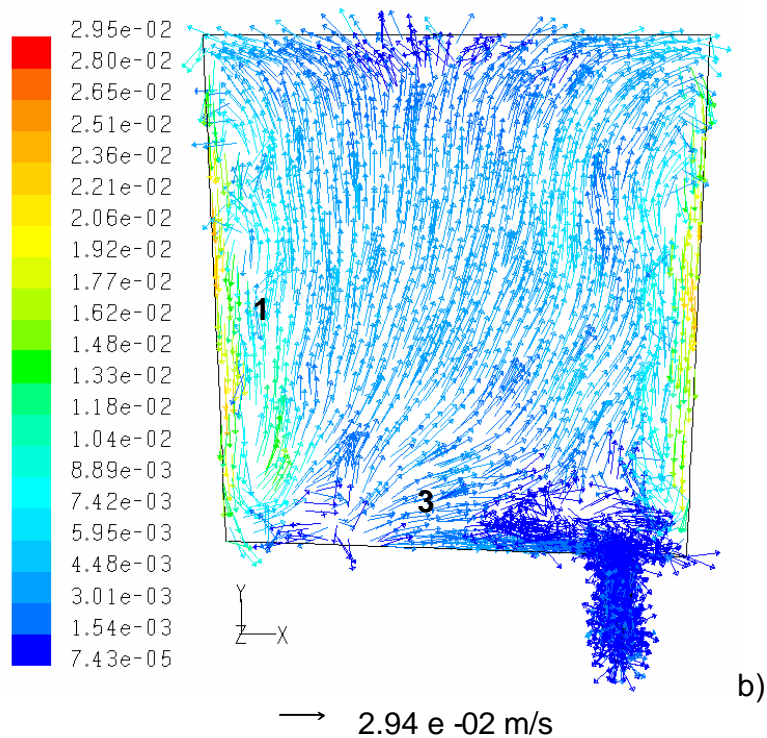
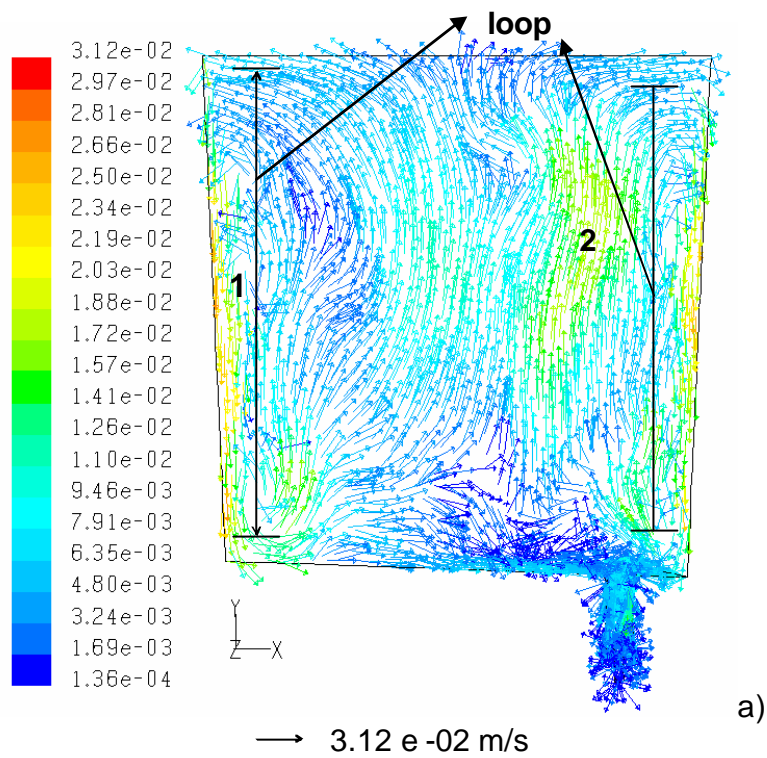
RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Igualmente, se realizó un análisis vectorial para los mismos tiempos de reposo durante el fenómeno de estratificación térmica con la olla totalmente llena. En los cortes verticales hechos en el centro, se observó un patrón de flujo con recirculación en dirección del eje Y, donde las corrientes de mayor velocidad generadas por el fenómeno de convección natural, se deslizan por la pared vertical para impactarse en el fondo, ahí empujan al acero más caliente hacia la superficie a través del eje de rotación, formando círculos concéntricos alargados de diferentes longitudes. Este proceso se repitió consecutivamente durante el tiempo de reposo preestablecido, por lo que en nuestro análisis, se le denominó "loop", como se indica en la figura 4.31a área-1. Para fines de cálculo, la altura del loop se determinó considerando un ángulo igual a cero para los vectores en los extremos superior e inferior del bucle.

Mediante un análisis vectorial en las velocidades del fluido para los primeros 15 min de estratificación, fue posible observar un movimiento de corrientes descendentes y ascendentes generadas por el fenómeno de convección natural a través de las paredes de la olla. Como se aprecia en la figura 4.31a las corrientes de mayor velocidad se encuentran localizadas en la periferia interna del recipiente (área-1), las cuales se impactan con el fondo, desplazando al fluido más caliente contenido en el centro de la olla hacia la superficie del baño con una velocidad menor (área-2).

En la figura 4.31b cuando ya transcurrieron 30 min de reposo ocurre algo muy similar, sin embargo la velocidad de las corrientes descendentes han disminuido gradualmente (área-1) con respecto a los tiempos más cortos, debido a que se aprecia la formación de una pequeña acumulación de fluido (área 3). Para los t de 45 min a 60 min, como se ve en las figuras 4.31c y 4.31d, la velocidad de la corriente descendente cercana a la pared ha disminuido gradualmente (área-1) con referencia a las figuras 4.31a y 4.31b. Sin embargo, se observó que estas corrientes ya no logran penetrar hasta el fondo de la olla, debido al espesor grueso de la capa fría de acero acumulada en el fondo (área-3), por lo que sucede un choque térmico en esta zona. Esto origina la ascensión prematura de las corrientes de contra flujo hacia la superficie del baño y en consecuencia la reducción de la altura del loop, éste efecto influye en la temperatura del fondo (figura 4.29c).

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN



RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

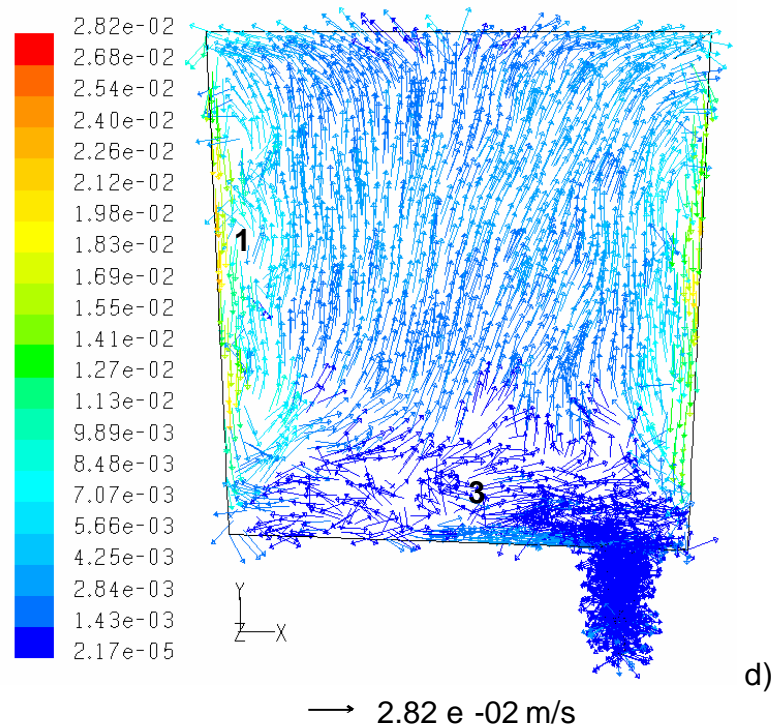
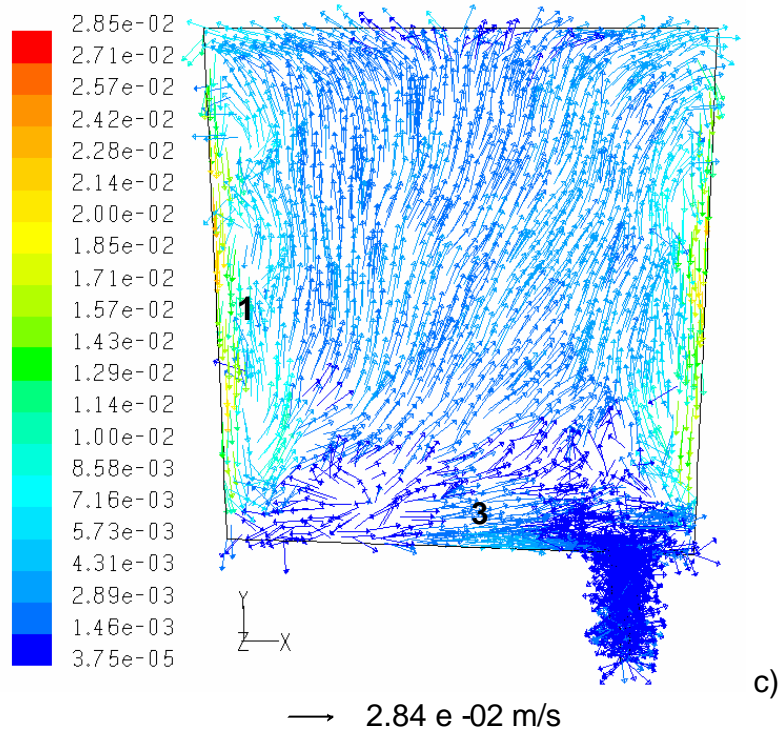


Figura 4.31 Campo vectorial en cortes verticales hechos en el centro de la olla totalmente llena, durante el fenómeno de estratificación térmica del acero. a).- Durante 15 min de reposo, b).- Durante 30 min de reposo, c).- Durante 45 min de reposo y d). Durante 60 min de reposo.

Desde otro punto de vista, se hicieron cortes horizontales cercanos a la superficie, en la parte media y cercana al fondo de la olla como se muestra en la figura 4.32a y 4.32b, donde se comparó la dinámica de flujo para los tiempos de reposo de 15 min y 60 min, puntos claves en los cambios ocurridos durante el fenómeno de estratificación térmica. Los cortes horizontales mostrados en la figura 4.32a y 4.32b se localizan a 2.80 m, 1.50 m y 0.30 m de altura con respecto al fondo de la olla.

En la figura 4.32a se observa claramente en toda la periferia interna de la olla el contra flujo entre las corrientes descendentes y ascendentes; donde la recirculación provoca un incremento en la velocidad del fluido en la parte media de la olla. Sin embargo, para un tiempo más largo como el caso de la figura 4.32b, es evidente una acumulación progresiva del fluido de muy baja velocidad incapaz de ascender hacia la superficie, debido a que las fuerzas descendentes ya no penetran hasta el fondo del baño.

En la predicción de los campos vectoriales y térmicos para un tiempo de reposo hasta 60 min, se observó un incremento en la estratificación del baño. Sin embargo, es preciso señalar que para tiempos prolongados de enfriamiento, las capas horizontales formadas aumentan su espesor gradualmente, para dar lugar a un baño más homogéneo, es decir, la estratificación térmica tiende a desaparecer para pérdidas de temperatura excesivas. Esto es notorio, debido a que la magnitud en las velocidades internas decrece en la región de recirculación y centro de la olla, en consecuencia se minimiza la mezcla convectiva del baño.

El valor máximo que se registró para la velocidad generada debido al movimiento convectivo recirculatorio fue de 6.135 cm/s (para 60 min de reposo del acero) lo cual refleja un incremento evidente de las fuerzas de convección natural al inicio de la estratificación como se muestra en la figura 4.33; posteriormente dicha magnitud disminuye gradualmente con el paso del tiempo.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

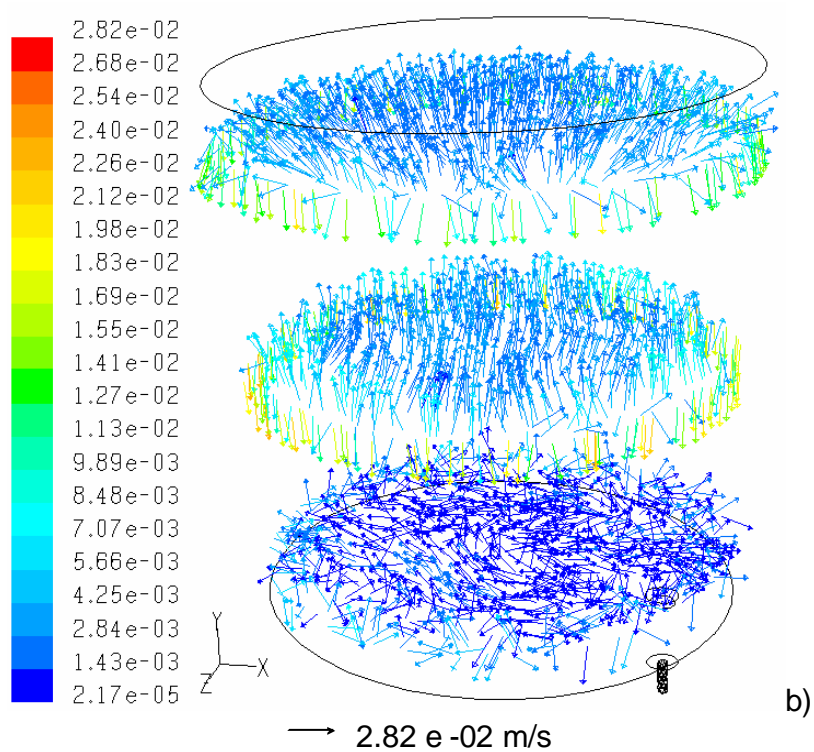
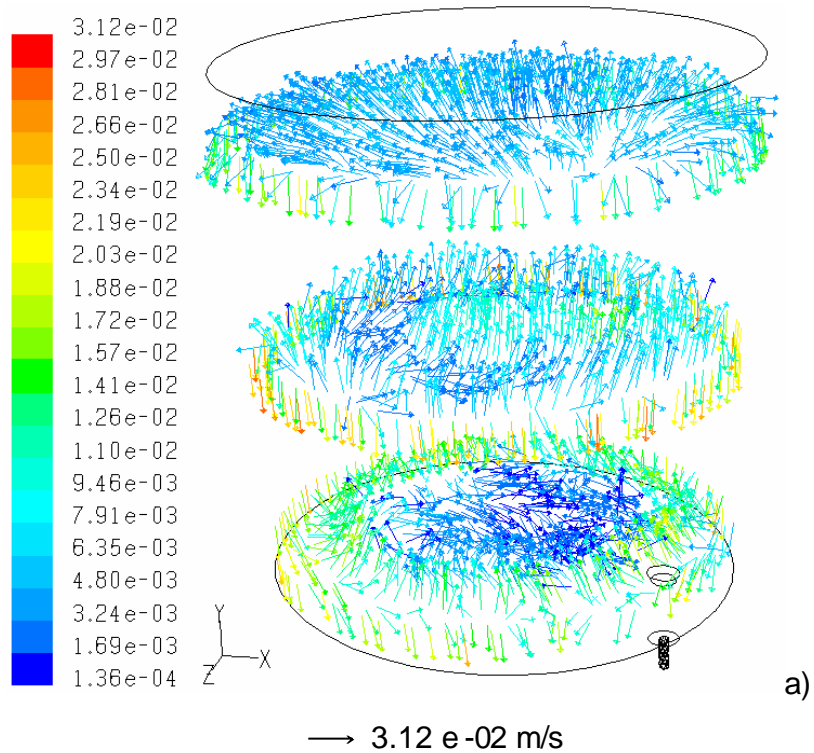


Figura 4.32 Vista isométrica de perfiles de velocidad obtenidos durante el fenómeno de estratificación térmica. a).- Para un tiempo de 15 min de reposo y b).- Para un tiempo de 60 min de reposo.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

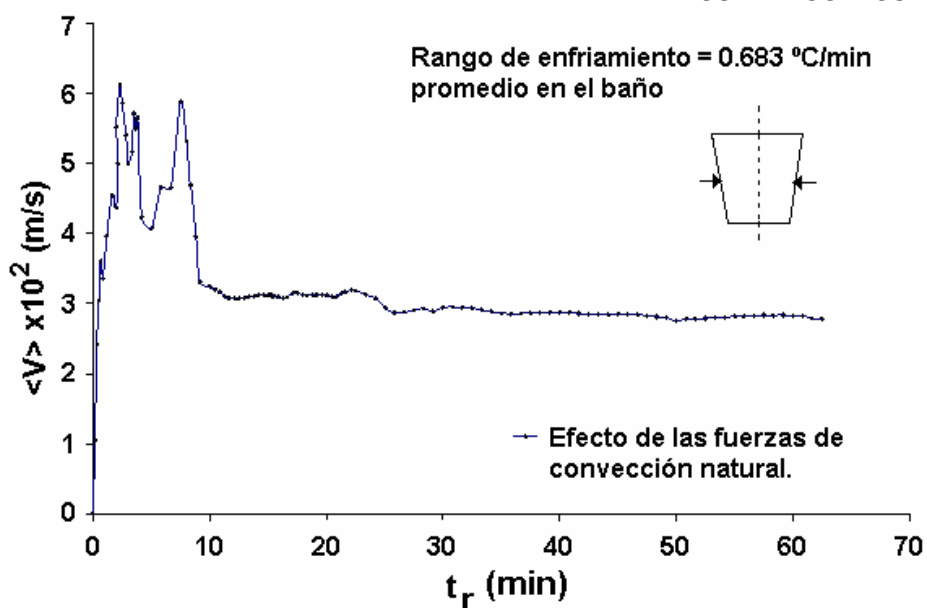


Figura 4.33 Velocidad máxima registrada por las corrientes de convección natural hasta un periodo de reposo del acero de 60 min.

Para realizar un análisis en la capa límite formada en la pared curva, se consideró un fluido incompresible deslizándose por la superficie sólida a una velocidad V_y que se retarda gradualmente; como se aprecia en la figura 4.31. Donde las velocidades promedio descendentes, se registraron a lo largo de la subcapa laminar formada desde la superficie hasta el fondo del baño.

En la figura 4.34 se puede apreciar como crece progresivamente el espesor de la capa (d_w) al desplazarnos en la dirección del eje y , hasta alcanzar un valor máximo de 0.34 m en las proximidades al fondo de la olla. Por otro lado, el efecto de la fuerza de gravedad ejerce una atracción sobre el acero más denso presente en la subcapa, el cual adquiere gradualmente una velocidad V_y a medida que se aproxima hacia el fondo, hasta alcanzar un valor promedio de 0.032 m/s a una profundidad de 1.60 m aproximadamente. Siguiendo la misma trayectoria, el fluido disminuye su velocidad hasta chocar con el fondo a 0.0165 m/s donde se dispersa. Como se ve en la figura 4.31a; ésta dispersión de la corriente descendente, sede su energía cinética pero no su temperatura al acero más caliente contenido en el centro, provocando una corriente ascensional progresiva, la cual disminuye su momento a medida que se aproximan a la superficie.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En base a los análisis, se dedujo que la fuerza motriz que provoca el inicio del movimiento circulatorio en todo el baño, se genera en la parte media de la pared vertical a una profundidad entre los 1.20 m y 2.30 m. Observando los picos formados para cada una de las curvas, es evidente que el acero más denso adquiere mayor velocidad al ir desplazándose por la pared, sin embargo este efecto se invierte para los niveles menores a 1.60 m. El origen de un máximo en la velocidad del fluido en la parte media del recipiente, obedece a la tendencia constante al equilibrio térmico entre el acero del fondo y la superficie del baño. Con el incremento del tiempo la subcapa se adelgaza y la velocidad descendente decrece, éste efecto provoca que dichas corrientes ya no logran penetrar hasta el fondo.

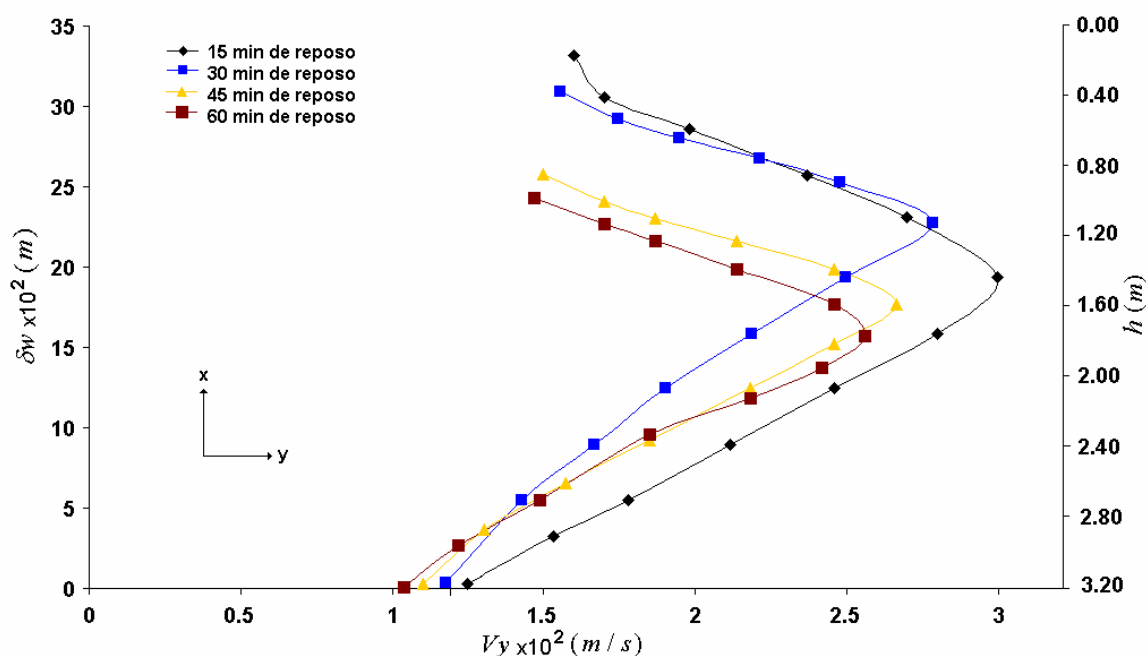


Figura 4.34 Comportamiento de la capa límite formada en la pared de la olla hasta 60 minutos de reposo del acero líquido.

El comportamiento observado en el fluido durante el fenómeno de convección natural, se decidió conocer la importancia física de las fuerzas que intervienen en el mecanismo de recirculación en contra flujo. Para ello, se relacionaron los números adimensionales de Reynolds (N_{Re}) que implica las fuerzas inerciales durante el flujo toroidal del acero y el número de Grashof (N_{Gr}) que describe el movimiento implicado en la convección libre.^{46),47)}

De esta manera, se emplearon las diferencias de temperatura del baño metálico entre el fondo y en la interfase con la escoria; Así, fue posible evaluar el número de flotación ($b_u = Gr / Re^2$) como;

$$b_u = \frac{gLb_0\Delta T}{\nu^2} \quad (4.2)$$

donde g es la constante de gravedad terrestre, L es la altura característica del baño, b_0 es el coeficiente de expansión térmica del acero fundido ($10^{-3} K^{-1}$), ΔT es la diferencia de temperaturas entre la superficie y el fondo del baño metálico y ν es la velocidad impulsora promedio del acero generada por la capa límite formada en la pared de la olla.

Así, mediante la aplicación de las ecuaciones 3.31 y 4.2 se evaluaron los efectos entre las fuerzas de flotación y las fuerzas inerciales durante los cambios en la densidad del fluido, promovido por los gradientes térmicos generados por las inevitables pérdidas de calor a través de las paredes.

En la figura 4.35 se representa el efecto de las fuerzas boyantes hasta 60 minutos de reposo, calculadas tomando en cuenta las diferencias térmicas descritas en la figura 4.32 y las velocidades impulsoras que ascienden desde el fondo de la olla hacia la superficie del baño. El análisis indicó que el número de flotación aumenta con el tiempo de reposo (tr) aún cuando la altura y la velocidad del loop (h_{loop}) disminuye gradualmente. Estos resultados explican que mientras la válvula deslizante está cerrada, las fuerzas inerciales generadas en el baño son mínimas, debido a la acumulación y engrosamiento de una capa de acero más denso en el fondo, está va desacelerando gradualmente las fuerzas impulsoras ⁵²⁾ ascendentes y, en consecuencia, el movimiento toroidal disminuyen a medida que el tiempo de reposo aumenta, dando lugar a que el sistema sea gobernado por las fuerzas de flotación generadas por los elevados gradientes térmicos existentes en los límites superior e inferior del baño, aún cuando la altura del bucle disminuye gradualmente con el paso del tiempo.

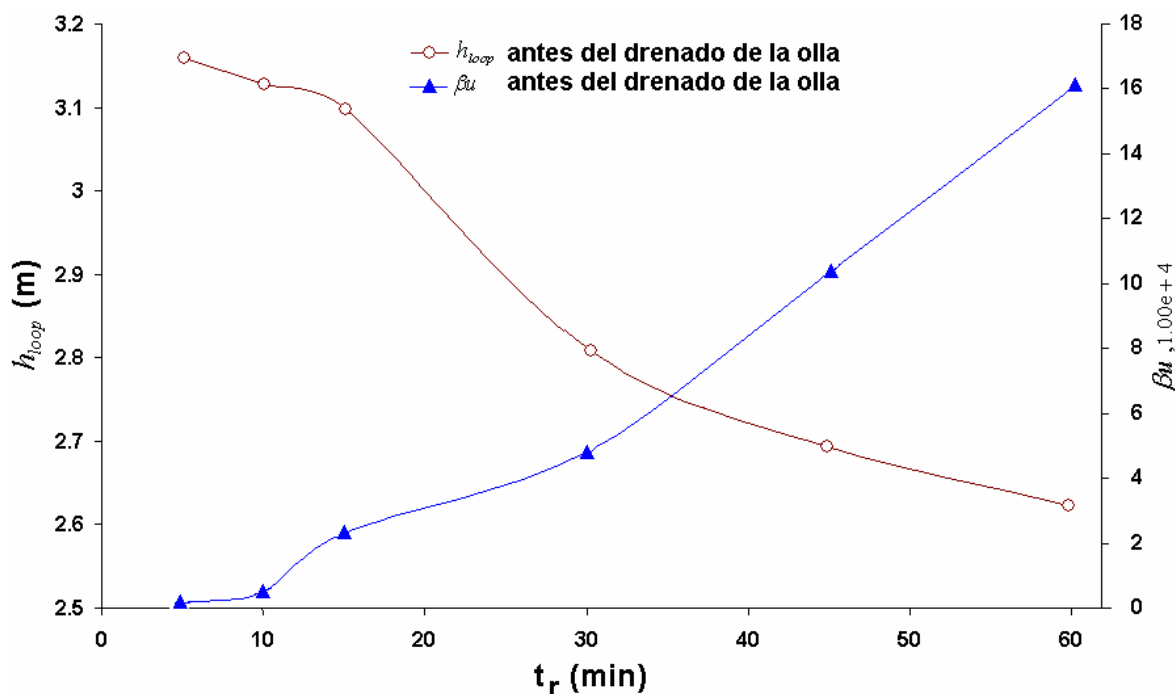


Figura 4.35 Comportamiento del baño metálico bajo el efecto de las fuerzas de convección natural para 60 min de reposo.

Es lógico el pensar que al disminuir el movimiento recirculatorio lo hiciesen también las fuerzas de flotación, sin embargo, éstas incrementan su magnitud debido al creciente gradiente térmico existente entre la capa inferior y superior del baño de acero, como se mostró en la figura 4.30; Esta simple diferencia térmica, provoca que el fluido se eleve desde el fondo del baño hacia la interfase escoria-metal por su naturaleza de buscar siempre un equilibrio térmico. Eventualmente, se puede estimar una disminución en la tendencia del β_u para un enfriamiento mayor, debido a una inevitable homogeneización térmica en el baño.

Una ventaja de las corrientes ascendentes generadas en el baño durante el fenómeno de convección natural y después de la operación de refinación, es ayudar a elevar las inclusiones hacia la interfase escoria-metal.

4.2.2.2 Drenado del acero estratificado.

Después de observar el comportamiento de las corrientes de convección natural en el acero estratificado para los diferentes tiempos de reposo, el siguiente paso fue la simulación del drenado del acero a las condiciones mencionadas anteriormente.

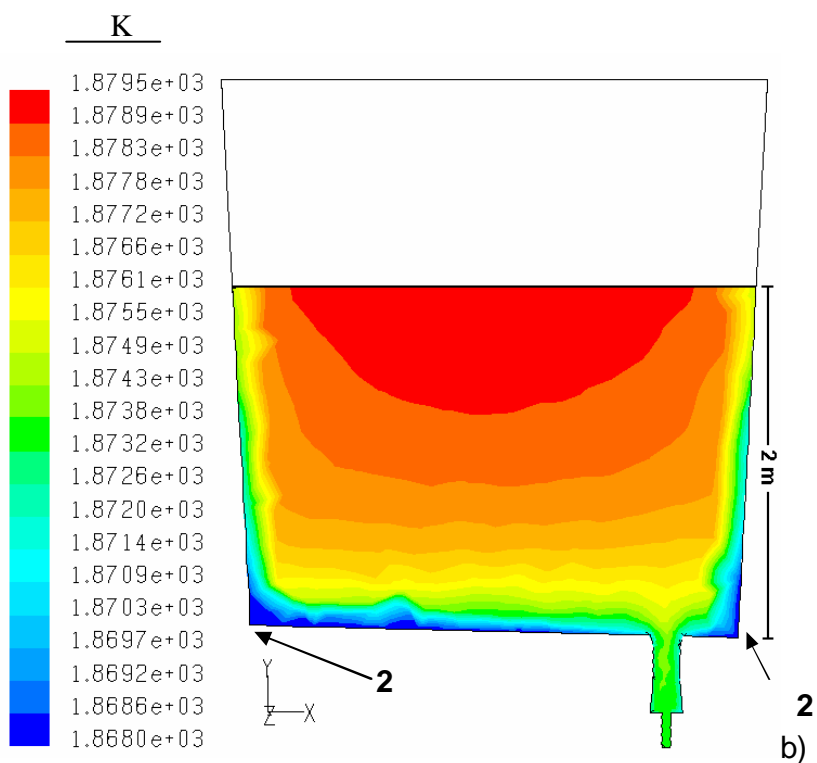
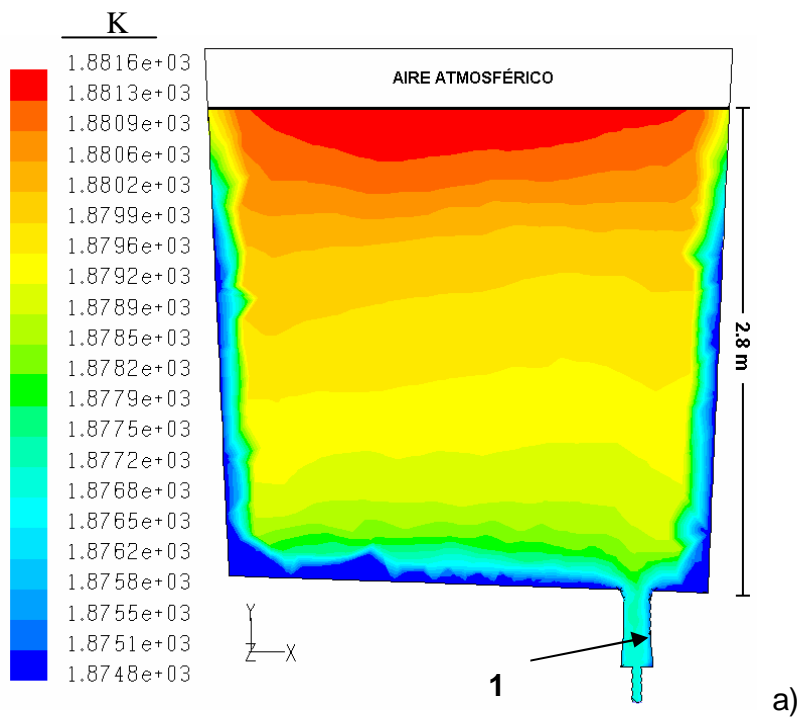
Para llevar a cabo el presente estudio, se tuvieron que hacer algunos arreglos en los algoritmos numéricos de relajación y sub-relajación (el cambio de SIMPLEC a PISO bajo un esquema de primer orden Upwind).^C Así mismo, las condiciones de frontera de la entrada y salida de la olla, se ajustaron de acuerdo a las condiciones de operación de la planta.

La evaluación en el flujo de fluidos se realizó a cuatro diferentes niveles en el baño, a 2.8m, 2m, 1.5m y 0.35m respectivamente, después de la apertura de la válvula deslizante. Además, el análisis se complementó mediante cortes verticales y horizontales a diferentes alturas.

Una vez que la válvula deslizante fue abierta a un flujo constante de 2.1 ton/min se inició el arrastre de las capas más frías cercanas a la pared vertical y el fondo de la olla, como se aprecia en la boquilla de salida de la figura 4.36a (área 1) para las primeras 10 ton de acero drenado aproximadamente (0.40 m de profundidad); A éste nivel, el perfil de las isotermas se conserva de manera similar al presentado en la figura 4.27.

Posteriormente, para los niveles más bajos en el baño, inicia el drenado de las capas de mayor temperatura, reteniendo momentáneamente el acero frío en las esquinas de la olla (área 2), debido a que obviamente el baño metálico continúa perdiendo energía, lo que es tomado en cuenta por la ecuación de transferencia de calor. Otro fenómeno interesante en los niveles inferiores a los 2.5 m se muestra en las figuras 4.36b, 4.36c y 4.36d, donde se aprecia que las isotermas adquieren una forma cóncava hacia abajo, debido al efecto que ejerce la fuerza de gravedad sobre la columna de acero a través de la boquilla.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN



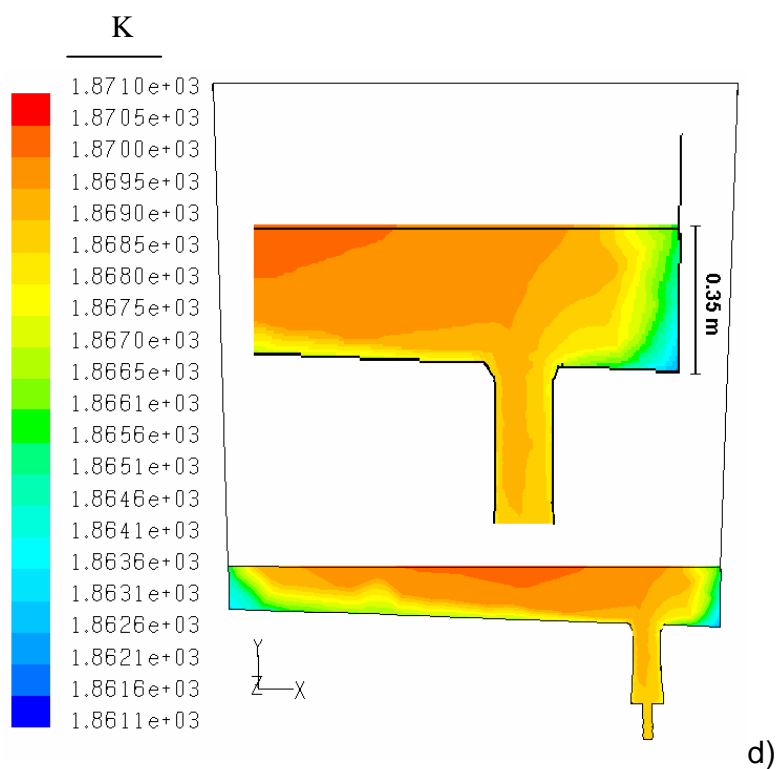
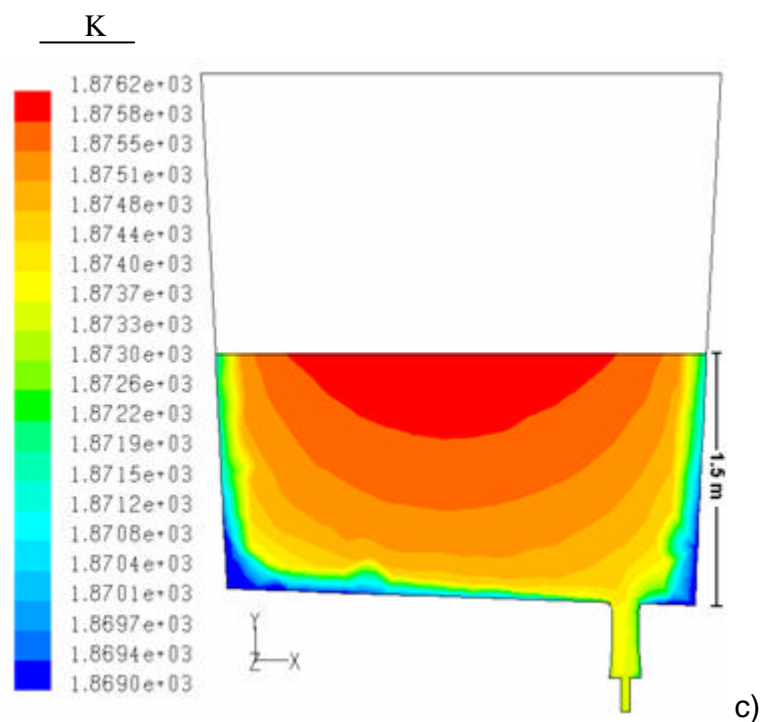


Figura 4.36 Vista frontal de contornos de temperatura (K) durante el drenado de la olla de acero de 150 ton después de 15 min de reposo. a).- Nivel del baño localizado a 2.80 m, b).- Nivel del baño localizado a 2 m, c).- Nivel del baño localizado a 1.50 m y d).- Nivel del baño localizado a 0.35 m de altura.

Desde otro punto de vista, se realizó un corte a 0.20 m de altura con respecto al fondo, para los niveles antes descritos. La razón principal por la que se consideró el análisis en ésta zona, se debió a que durante el drenado isotérmico fue donde se presentó la formación del vórtice perfectamente desarrollado.

En las figuras 4.37a y 4.37b cuando el nivel en el baño se encuentra por arriba de 1.50 m, no es apreciable un patrón definido en las isotermas. Sin embargo, para los niveles inferiores a la capacidad media de la olla, se presenta un patrón circular como se ve en las figuras 4.37c y 4.37d. Está observación es claramente apreciable para el corte cercano a la h_{cr} , donde las isotermas están orientadas entorno al eje de rotación y no a la boquilla de salida.

Igualmente, para los niveles en el baño por arriba de los 2 m, se estimó un gradiente térmico muy pequeño de aproximadamente 3 K, cuyas temperaturas se obtuvieron entre las líneas térmicas generadas en la pared y el eje central de la olla. Para los niveles entre 1.50 m y 0.35 m, el gradiente térmico registrado fue de aproximadamente de 7.5 K.

En base a los análisis realizados a la temperatura del baño metálico durante la operación de drenado, se tienen que para los niveles altos (por arriba de 70 ton de acero), existen elevados gradientes térmicos entre el fondo y la superficie, y gradientes pequeños entre la pared y el centro del baño. Sin embargo, se presenta un fenómeno totalmente inverso para los niveles más bajo, donde los gradientes térmicos entre las capas curvas estratificadas desde la superficie hasta el fondo son pequeños, y elevados entre la pared y el eje central de la olla.

Una consecuencia del cambio en el gradiente térmico, es precisamente el drenado inicial de las capas inferiores más frías acumuladas en el fondo, y posteriormente por efecto de la fuerza de gravedad, las capas estratificadas se curvan orientándose hacia la boquilla de salida, provocando así un efecto inverso.

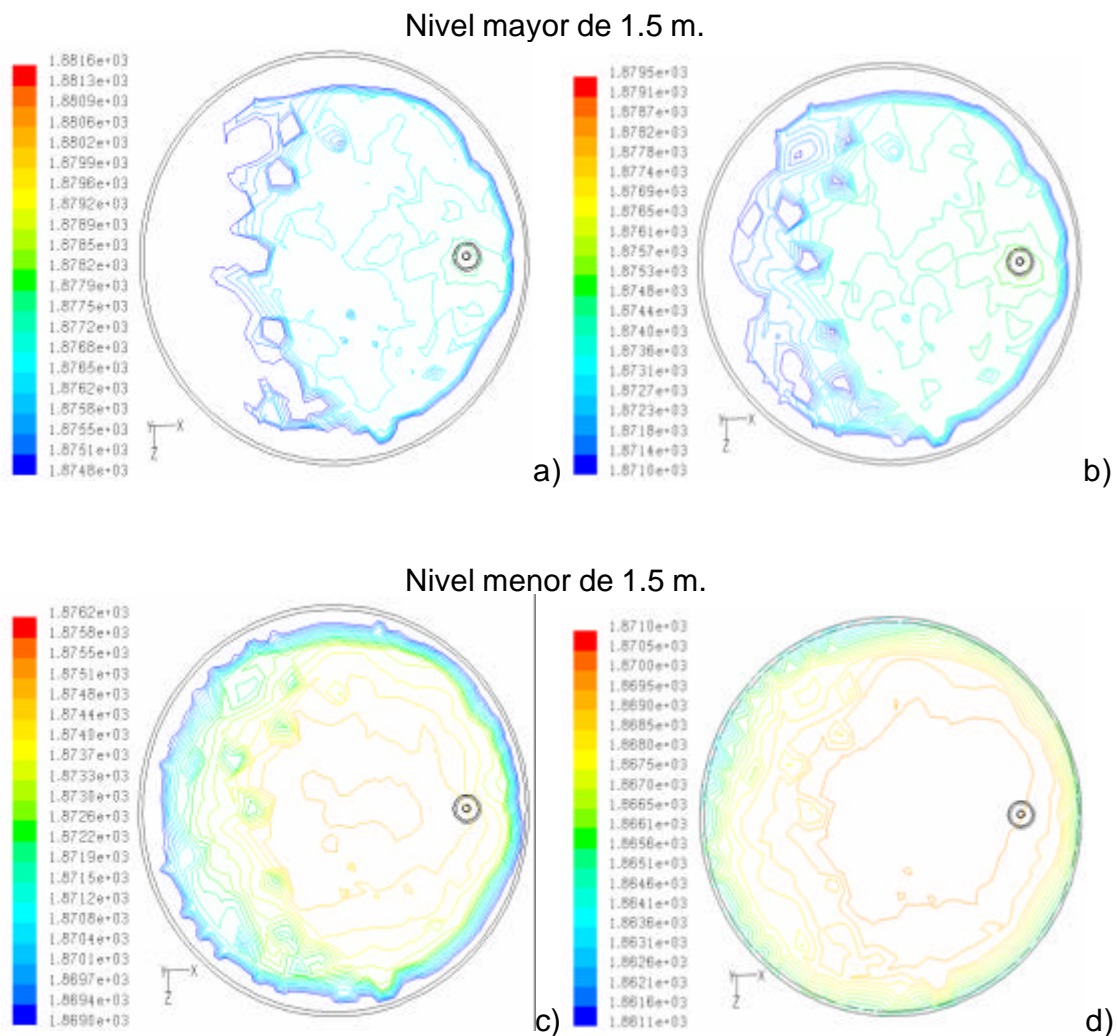


Figura 4.37 Vista de planta de los mapas de temperatura a una altura de 0.20 m de en el nivel del baño durante el drenado de una olla de 150 toneladas. a). Cuando el nivel de acero en el baño se encuentra a 2.8 m, b). Para un nivel en el baño de 2 m, c).- Cuando el nivel esta a 1.5 m y d).- Cuando el nivel del baño se encuentra a 0.35 m de altura.

De acuerdo con las observaciones anteriores se decidió analizar los mapas térmicos a partir de la altura crítica haciendo cortes horizontales, de los cuales se apreció la formación de un cono térmico invertido, formado por capas circulares estratificadas que van de temperaturas más frías cercanas a la pared a otras más calientes hacia la salida, pero siempre orientadas en torno a la boquilla.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.38 se observa la formación de las capas circulares de diferentes temperaturas, orientadas hacia la boquilla de salida, registrando una ΔT de aproximadamente 9 K de manera radial, para las últimas 15 toneladas de acero en el baño.

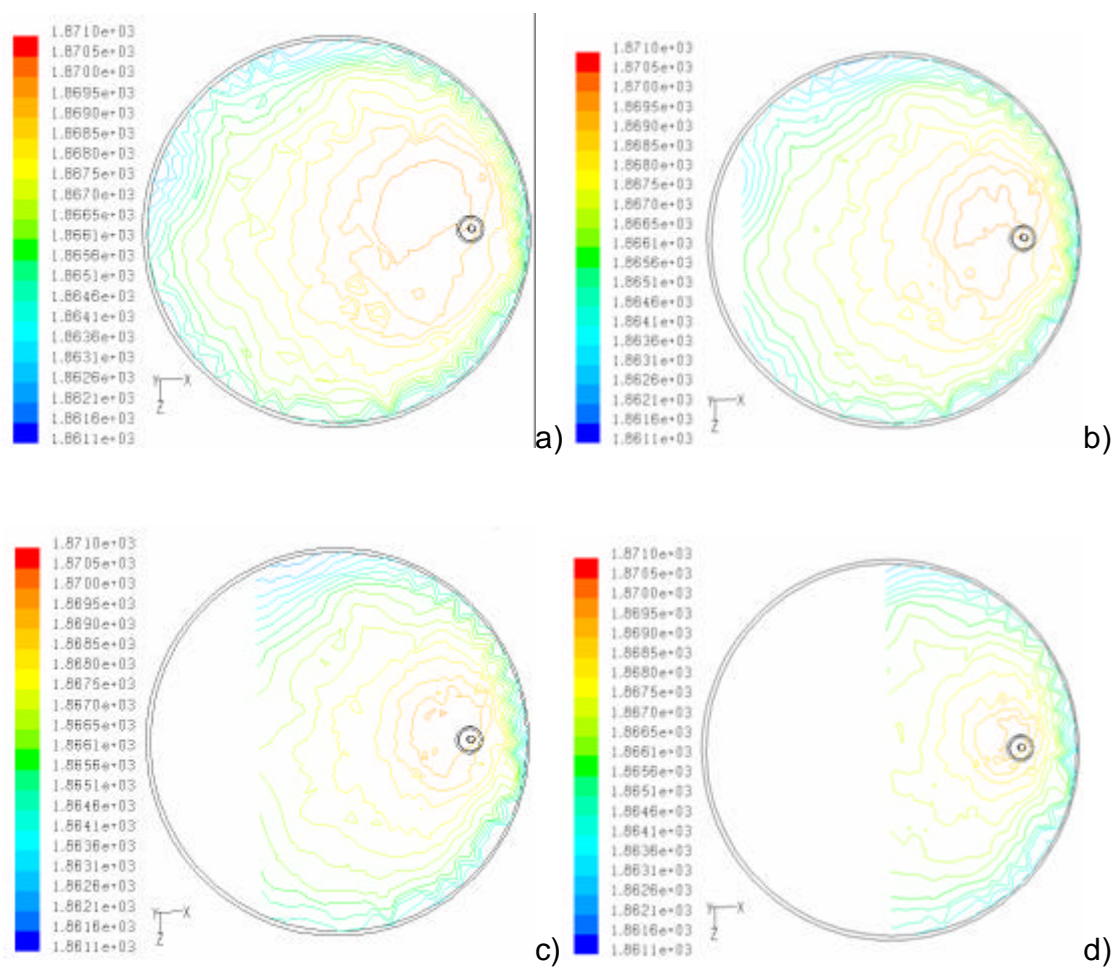


Figura 4.38 Mapas de temperatura para un nivel de 0.35 m de altura en el baño. a).- Vista de planta a 0.12 m del fondo, b).- Vista de planta a 0.10 m del fondo, c).- Vista de planta a 0.08 m del fondo y d).- Vista de planta a 0.05 m del fondo.

A partir de este análisis, podemos suponer que los gradientes térmicos generados en forma radial, son probablemente un factor que influye en la formación y orientación del vórtice en las últimas 15 toneladas de acero remanentes en la olla.

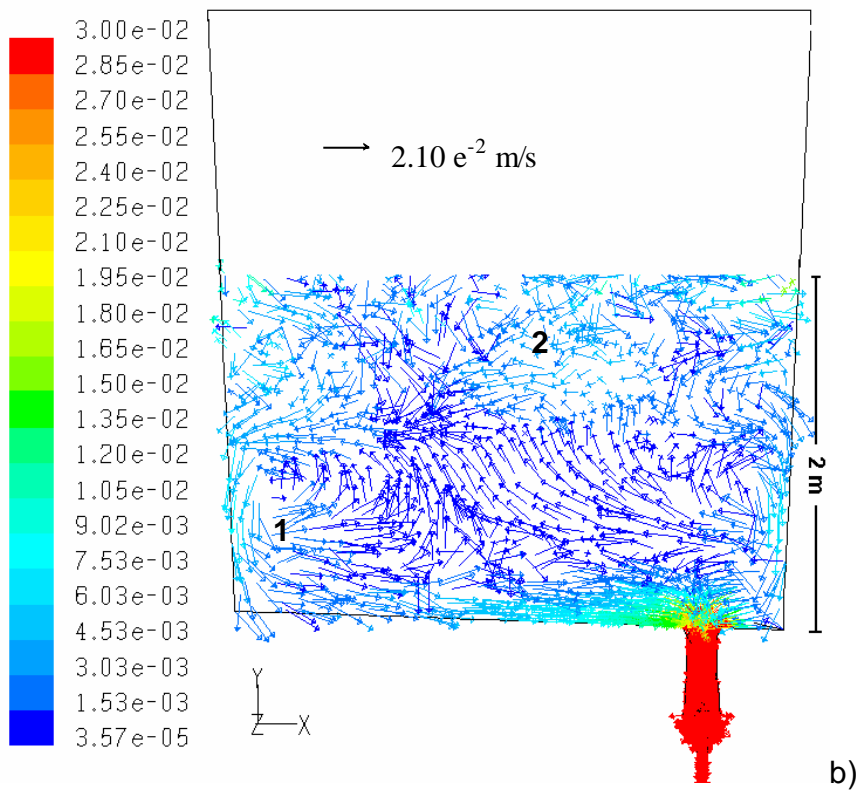
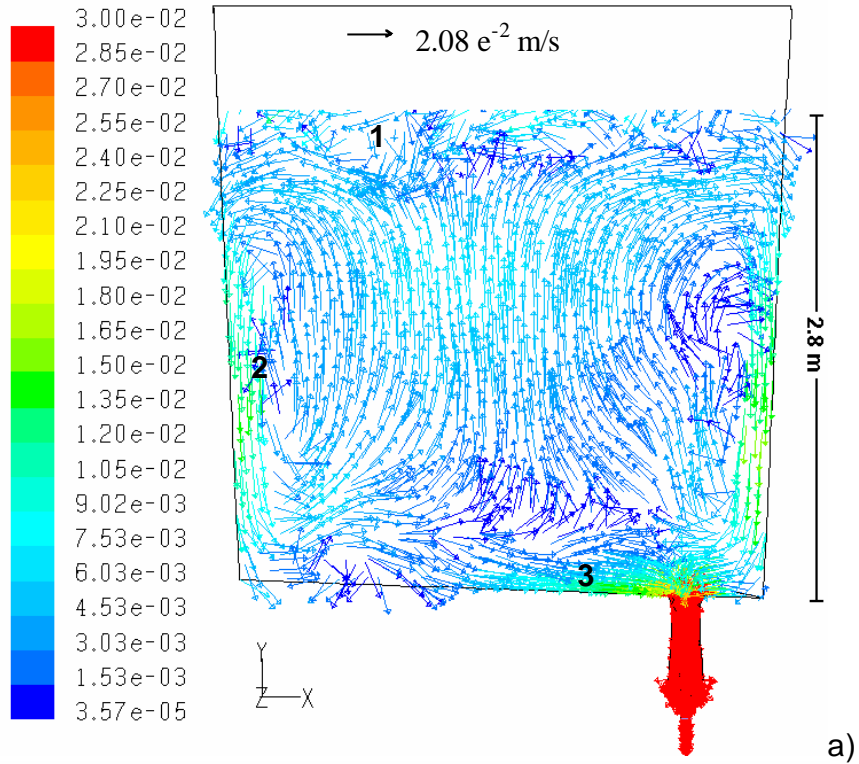
Durante la operación de drenado no isotérmico del acero, en las primeras 10 ton (figura 4.39a), se conservó un patrón de flujo de recirculación en contra corriente similar al descrito durante el fenómeno de estratificación térmica (figura 4.32). Sin embargo, durante el drenado se formó un aparente desorden en la superficie del baño (área 1), además se registraron velocidades de recirculación muy bajas (área 2) y en el área 3 no se presentó la acumulación de fluido frío debido a las altas velocidades existentes en esa zona.

Conforme el nivel del baño va disminuyendo, el loop formado en los límites a la pared va reduciendo su altura como se ve en la figura 4.39b área 1, también la perturbación en la superficie es mayor (área 2). Para los niveles inferiores a 1.50 m en el baño figuras 4.39c y 4.39d, el patrón de flujo toroidal desaparece y en su lugar el baño metálico adquiere un aparente desorden desde este punto de vista, la desaparición del loop se debe a que las fuerzas de inercia son mayores a las fuerzas de flotación. Desde otra perspectiva, se realizaron cortes horizontales para las mismas alturas, donde fue posible observar el comportamiento del fluido en la zona de perturbación.

En la figura 4.27d cuando el nivel del baño se encuentra a 0.35 m, se observa un perfil de flujo un tanto desordenado excepto en la zona cercana a la boquilla y las corrientes adyacentes a esta, van incrementando su magnitud a medida que el nivel de acero disminuye.

Para complementar el análisis durante la dinámica del fluido, se realizaron cortes en el baño durante la operación de drenado para las mismas alturas.

En la figura 4.40, cuando el nivel del baño se encuentra a 2.80 m de altura, se puede observar un ligero borboteo en la superficie, provocado por las corrientes ascendentes del acero que proviene del fondo de la olla como se aprecia en la figura 4.40a. Para una profundidad mayor (figura 4.40b) se observan las corrientes en contra flujo y, para un corte cercano al fondo (figura 4.40c), es evidente la succión de la boquilla de salida por influencia de la fuerza de gravedad.



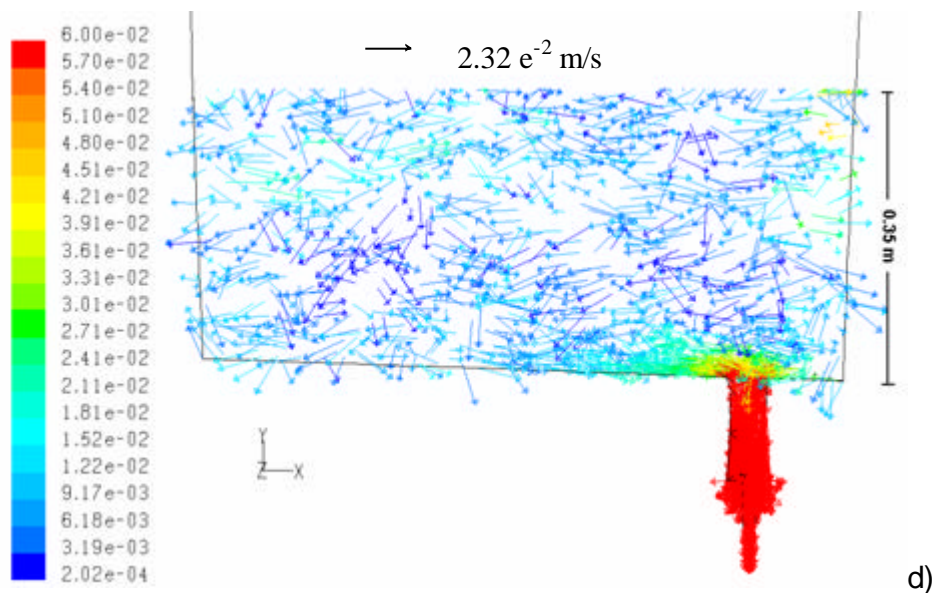
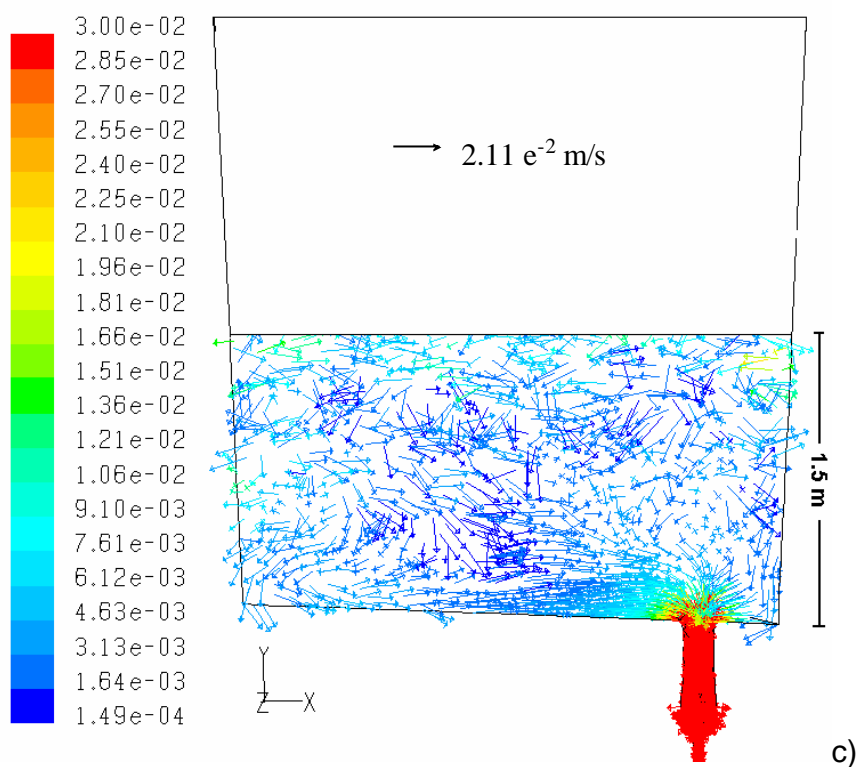


Figura 4.39 Vista frontal de campos de velocidad generados durante la operación de drenado para una olla de 150 toneladas de acero después de 15 minutos de reposo. a).- Para un nivel en el baño de 2.8 m de altura, b).- Para un nivel en el baño de 2 m de altura, c).- Para un nivel localizado a 1.5 m de altura y d).- Nivel localizado a 0.35 m de altura del baño con referencia al fondo de la olla respectivamente.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

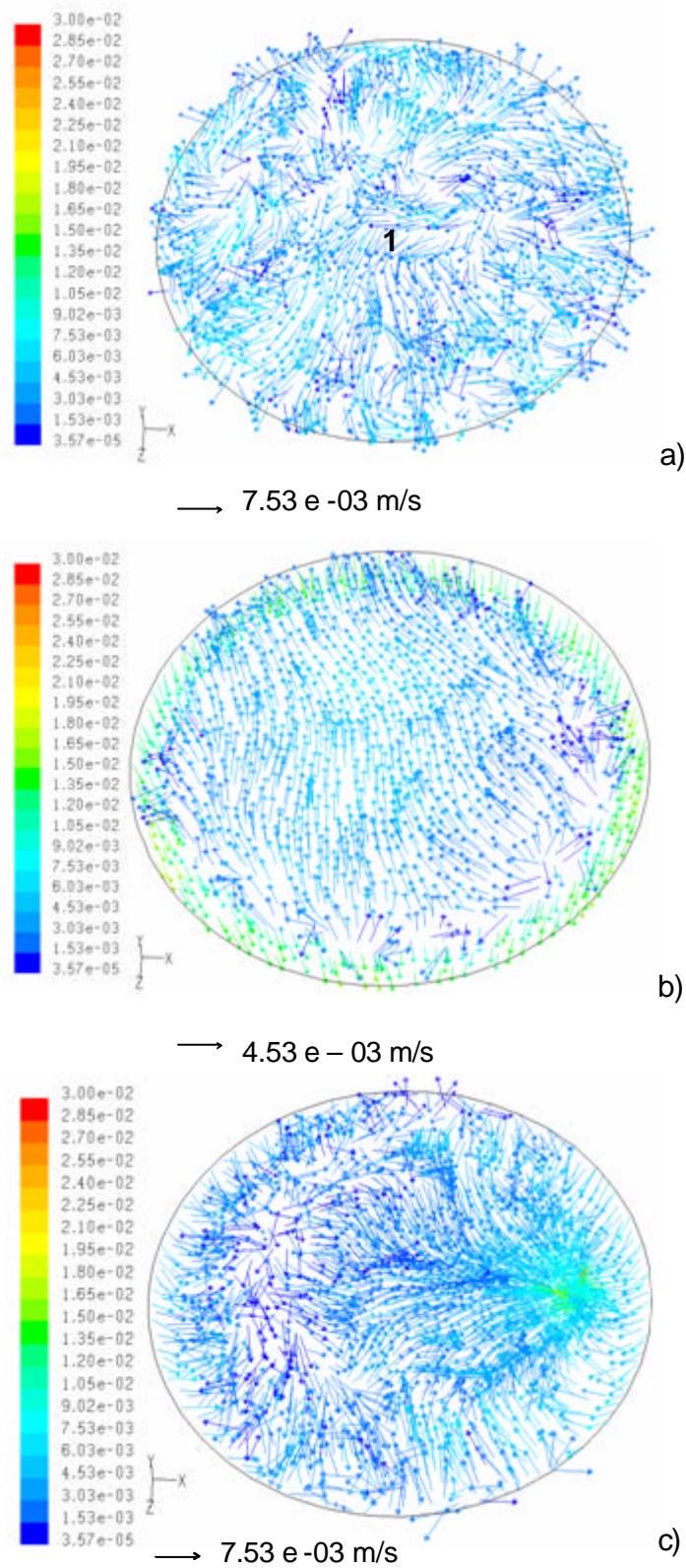


Figura 4.40 Plano horizontal con vista isométrica de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a 2.8 m de altura. a).- Corte a 2.4 m, b).- Corte a 1.2 m y c).- Corte a 0.20 m.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En la figura 4.41 cuando el nivel del baño se encuentra a 2 m, se realizó el primer corte horizontal a 1.70 m de altura (figura 4.41a) que corresponde a la zona de perturbación previamente observada en los cortes frontales, se puede apreciar un movimiento rotatorio de baja velocidad en el centro (área 1) que se incrementa a medida que se aproxima a la pared, originando un movimiento rotatorio con sentido opuesto a las manecillas del reloj, que es conservado hasta una altura de 1.50 m del baño aproximadamente; El origen de dicha rotación se debe primeramente, a que el fluido en la superficie experimenta cambios en la velocidad de ascensión (fig. 4.34) en diferentes alturas de la pared vertical, lo que provoca el cambio de dirección (área 2). En los cortes sucesivos para este nivel, se conserva aún el dominio de las fuerzas de flotación en contra de las fuerzas de inercia como se aprecia en la figura 4.41b y en otro cercano al fondo a 0.20 m (figura 4.41c) la corriente sigue una trayectoria hacia la boquilla de salida, la cual es dominada por la fuerza de gravedad.

En la figura 4.42 cuando el nivel de acero en el baño se encuentra a 1.50 m de altura, se realizaron cortes horizontales, donde se aprecia un patrón rotatorio en el seno del líquido muy semejante para alturas superiores. Sin embargo, en el realizado a 0.20 m de altura (figura 4.42c), se observó la formación de un remolino de baja intensidad rotacional (área 1) provocado por el choque entre las corrientes dextro y levo rotatorias (área 2 y 3 respectivamente). La formación de éste pequeño remolino fue rastreado hasta un nivel en el baño de 0.85 m de altura. Posteriormente, el fluido entra a una fase de transición en la cual se presenta una ausencia en el movimiento rotacional.

La fase de transición permanece durante el rango en el drenado que comprende entre 0.85 m a 0.50 m en el nivel del baño. Durante esta fase, no se presenta ningún movimiento rotacional, reflejando una disminución en las velocidades angulares promedio a lo largo del eje central de la olla.

Una vez que el nivel del baño sobrepasa la fase de transición, puede apreciarse gradualmente la formación del vórtice en la superficie del baño a una altura crítica (h_{cr}^*) de 0.35m como se aprecia en la figura 4.43a (área 1).

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

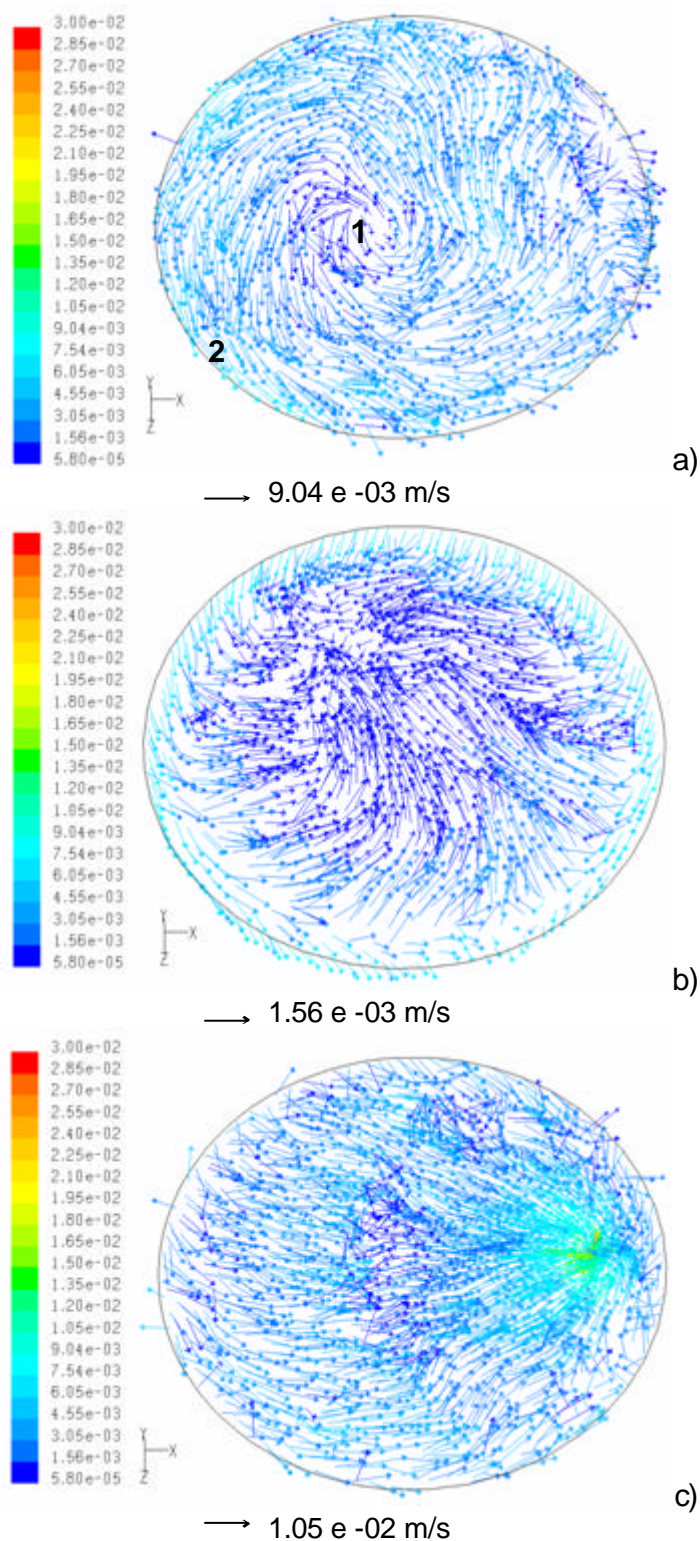


Figura 4.41 Cortes horizontales isométricos de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a 2 m de altura. a). Corte a 1.7m de altura, b). Corte a 0.60 m de altura y c). Corte a 0.20 m de altura.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

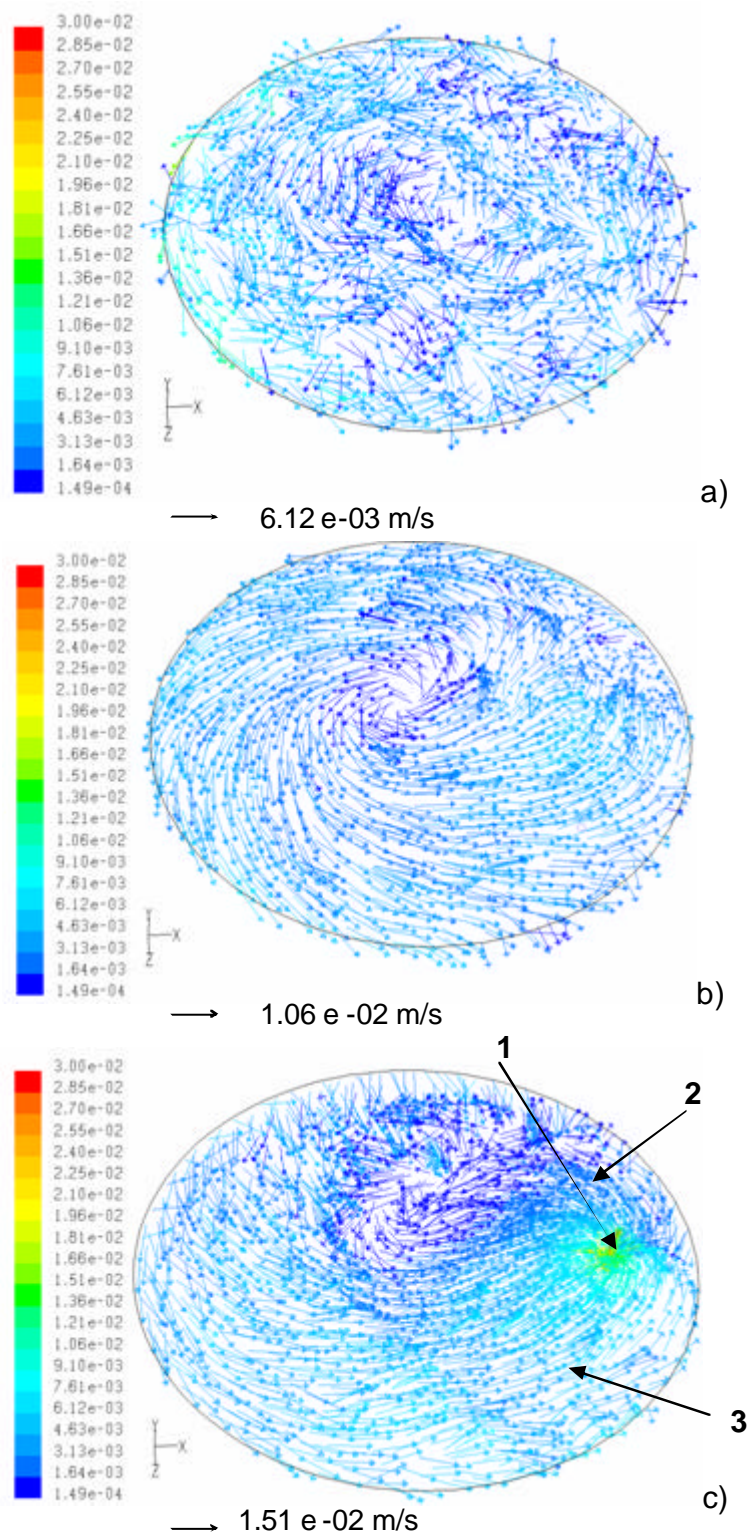


Figura 4.42 Plano horizontal con vista isométrica de vectores de velocidad cuando el nivel del baño se encuentra a una altura de 1.5 m. a). Corte a 0.80 m de altura, b). Corte a 0.40 m de altura y c). Corte a 0.20 m de altura.

Siguiendo con el curso del drenado, para un nivel menor a los 0.35 m de altura (figura 4.43b y 4.43c), nuevamente es observado un patrón de flujo rotatorio pero en este caso de alta intensidad a diferencia del formado a un nivel más elevado en el baño, éste presenta arrastre de fase secundaria (escoria) cuando la interfaz de escoria-metal está cerca de la boquilla y el sentido de rotación en este caso, es a favor de las manecillas del reloj (Dextro rotatorio). Por otra parte, la velocidad angular se incrementa gradualmente a medida que el nivel del baño disminuye, cuyas características corresponden esencialmente a las de un vórtice completamente desarrollado, el arrastre de la escoria se lleva a cabo por mecanismos de esfuerzos de corte.

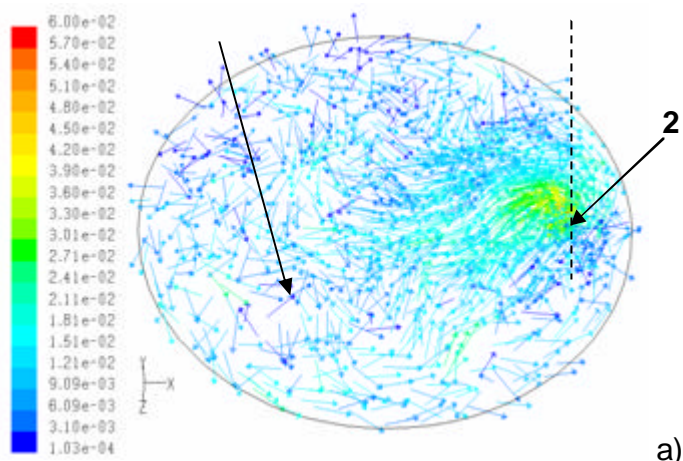
La formación del vórtice en las condiciones del drenado no-isotérmico indican que existe una relación entre las fuerzas boyantes generadas por el fenómeno de convección natural en las paredes y la influencia de la fuerza de gravedad sobre un orificio colocado en la base de la olla.

Cuando inicia la nucleación del vórtice en la superficie del baño como se ve en la figura 4.43a, se desarrolla un patrón de flujo rotacional de forma ordenada entorno a un eje imaginario localizado sobre la boquilla de salida (área 2), cuyo rango de influencia llega hasta el centro de la olla, no obstante, éste movimiento no afecta de manera considerable el volumen restante (área 1), de manera que la energía cinética turbulenta se concentra solamente en el centro del remolino.

En la figura 4.43b análoga a la figura 4.43a, donde se muestran las líneas de corriente descritas por el movimiento rotatorio entorno a la boquilla, para un acercamiento justo a la salida, y al realizar una comparación de ésta con la figura 4.23b para el caso en condiciones hipotéticamente isotérmicas, es evidente un perfil de flujo angular más acentuado en las corrientes salientes bajo las condiciones de operación no isotérmicas, que las registradas en el caso a temperatura constante.

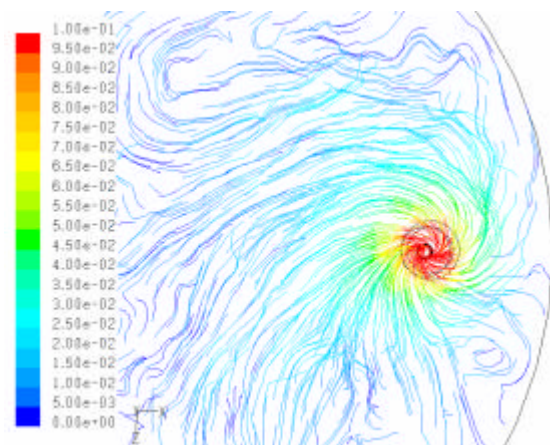
Para un corte más profundo, es claro el efecto del movimiento rotatorio, donde el fluido incrementa su velocidad a medida que se acerca a la boquilla (área-1).

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

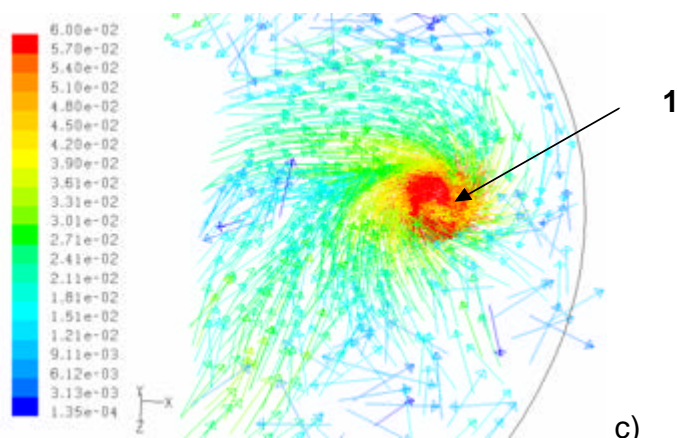


a)

→ 2.41 e -02 m/s



b)



c)

→ 4.20 e -02 m/s

Figura 4. 43 Vista de planta de mapas de velocidad cuando el nivel en el baño es de 0.35 m de altura. a).- Corte a 0.30 m, b).- Corte a 0.30 m y d).- Corte a 0.05m.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Con el objetivo de representar de manera detallada la evolución del movimiento rotacional, generado durante la operación de drenado no isotérmico del acero estratificado térmicamente durante 15 min, se realizó un rastreo mediante cortes horizontales cada 0.10 m a lo largo del baño para cada 10 ton de acero drenadas. De esta manera, se obtuvo un registro de los movimientos rotacionales en el baño previos a la altura crítica (h_{cr}^*). La velocidad angular (V_q), se analizó en un punto localizado a 0.20 m de distancia del eje situado sobre el centro de la boquilla y a cada 0.20 m sobre el fondo hasta el nivel inicial.

En la figura 4.44 se muestran tres etapas principales que ocurren durante el drenado del acero estratificado térmicamente: Para los niveles superiores a 1.60 m se observó un movimiento rotatorio en sentido anti horario entorno al eje de rotación de la olla para las capas superiores del baño y por el contrario en las inferiores se mantuvo un flujo radial a la salida con ausencia de giro. En la fase I para una altura de 1.50 m aproximadamente, se registró el inicio de un movimiento rotacional de baja intensidad para las capas inferiores, el cual refleja el sentido observado para los niveles previos en las capas superiores, pero orientándose hacia la boquilla de salida, dicha rotación incrementa gradualmente su velocidad angular hasta un máximo de 0.035 m/s, de la misma forma disminuye hasta desaparecer completamente cuando el nivel del baño es de 0.80 m equivalente a 35 ton de acero aproximadamente.

La ausencia de rotación en el seno del fluido, describe una segunda etapa a la cual se le denominó de transición, donde los efectos de los movimientos rotacionales y recirculatorios observados previamente para los niveles superiores a 0.80 m, no tienen influencia alguna sobre la evolución del vórtice, debido a que dichas perturbaciones son amortiguadas momentáneamente por la presencia de choques térmicos multidireccionales en metal líquido remanente.

Siguiendo con la dinámica del drenado, donde las corrientes salientes son dominadas básicamente por las fuerzas de inercia y de gravedad e influenciadas aún por los cambios térmicos, ya que evidentemente el baño de acero restante en la olla

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

continúa perdiendo calor en el fondo y el área restante de la pared que permanece en contacto con el metal. Nuevamente se presenta un perfil rotacional con sentido horario con velocidades angulares cada vez mayores a medida que el nivel disminuye; esta tendencia en el giro se conserva hasta niveles muy cercanos al fondo pasando por la h_{cr}^* donde inicia el arrastre de la escoria a través del centro del vórtice formado durante los primeros 15 min, representado como la etapa número III.

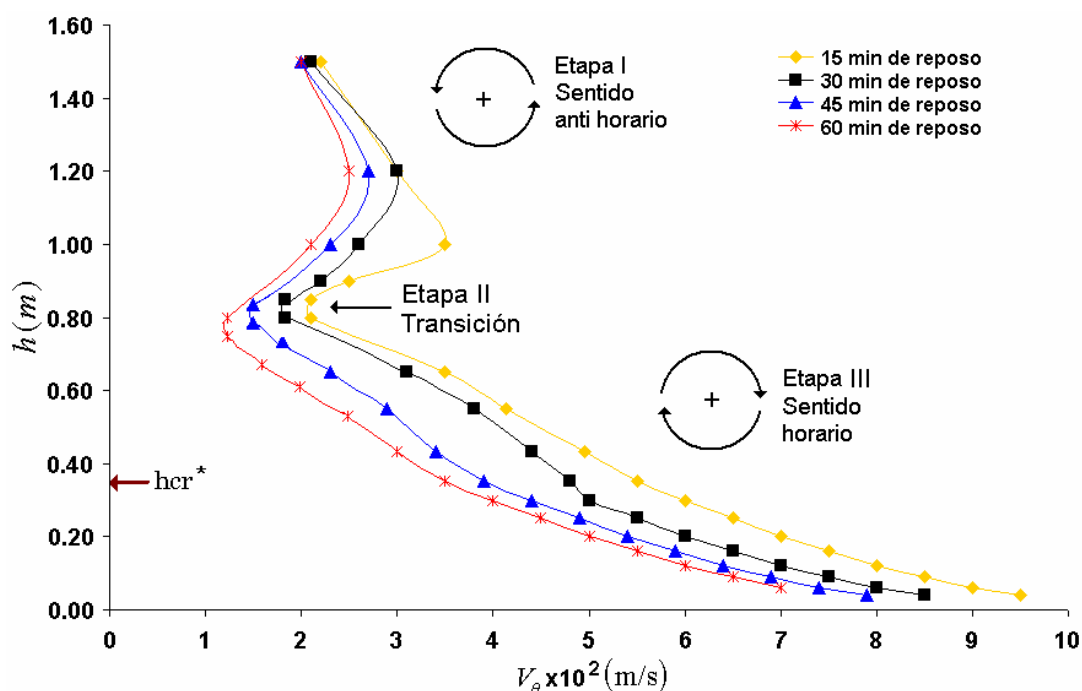


Figura 4.44 Comportamiento de los movimientos rotatorios generados durante el drenado no isotérmico de una olla de 150 ton de acero líquido.

Al igual que el análisis realizado a la olla durante el proceso de convección natural para un tiempo de reposo previamente determinado, también durante el drenado fue posible calcular el efecto de las fuerzas boyantes en función del tiempo y la altura del loop formado por efecto de la recirculación de tipo toroidal en el baño.

Mientras el nivel del baño de acero disminuye con el tiempo, la altura del loop formado (que inicialmente es de 3.1 m) decrece gradualmente hasta desaparecer completamente a un nivel en el baño de 1.50 m (figura 4.39c) que corresponde a 66.69 toneladas de acero, para un tiempo final en la ausencia de contra flujos (t^*).

Durante los primeros 27 minutos del drenado, las fuerzas impulsoras del movimiento recirculatorio en el baño se incrementaron con respecto al caso sin drenar, este impulso adicional se reflejó en el cálculo del número de flotación que incrementa hasta alcanzar un valor máximo cuando ya se drenó un 30 % de acero, equivalente a 45 ton. Posteriormente, las fuerzas de flotación disminuyen rápidamente hasta no ser detectadas para los niveles menores a 1.20 m en el baño.

El cambio repentino en la pendiente para ambas curvas, se debe a que el flujo del fluido es gobernado por las fuerzas inerciales en dirección hacia la boquilla de salida y donde los gradientes térmicos son muy bajos entre el fondo y la superficie del baño; por lo tanto, el número de flotación igualmente es menor.

En la figura 4.45 se representan gráficamente los resultados que describen el comportamiento de las perturbaciones provocadas por el fenómeno de convección natural y las fuerzas inercial y gravitacional, cuando ya se drenó aproximadamente la mitad del baño metálico, donde el efecto de mezcla convectiva tiende a desaparecer para los niveles menores a 1.50 m (figuras 4.39 c y 4.39 d).

Evidentemente, que la fuerza de gravedad e inercia sobre la columna de acero, es de mayor intensidad comparada con las fuerzas de flotación presentes en baño metálico restante. Por ello, las fuerzas de convección natural ascendentes ejercen su acción de manera inversa, es decir, su energía cinética se torna en corrientes cíclicas en los límites a la pared curva de la olla, la razón principal, se debe a que el gradiente térmico se da del centro de rotación hacia la región sólida.

Durante el análisis de los campos vectoriales y térmicos en el proceso de drenado isotérmico, se observó que como ya se hizo mención en las líneas anteriores, al inicio se formó una capa horizontal gruesa de acero de menor temperatura en el fondo, la cual da origen a los gradientes térmicos con la superficie del baño. Por tal motivo, se analizó la capa límite a lo largo de la distancia radial (D_r) de la olla.

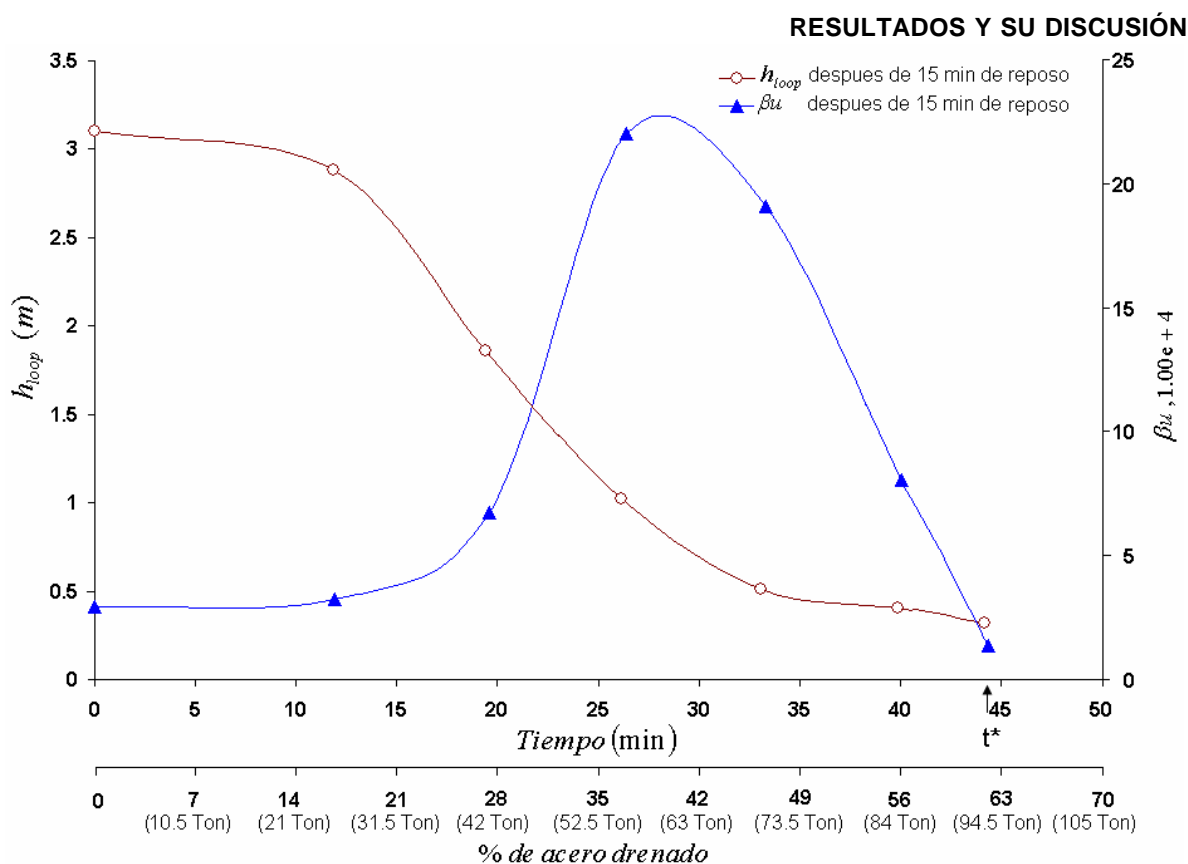


Figura 4.45 Comportamiento del baño metálico durante el drenado no isotérmico del acero estratificado por 15 min.

Una vez que la válvula deslizante es abierta, los límites que forman la capa son gobernadas por una onda térmica, es decir, éste comportamiento es provocado por dos importantes choques térmicos en los sub-niveles del baño, el primero entre las corrientes frías provenientes de la pared vertical con el acero de mayor temperatura que se encuentra en la parte central de la olla y el segundo con el metal más frío retenido en el fondo de tiempos anteriores. Estas colisiones térmicas definen perfectamente la capa formada en el fondo y el resto del fluido.

En la figura 4.46 se puede observar que la onda térmica de la capa horizontal incrementa su espesor gradualmente hasta un máximo (d_c) de 1.43 m con respecto al fondo, cuando ya han sido drenadas 10 ton de acero aproximadamente, siguiendo la dinámica del drenado hasta una altura de 1.20 m en el nivel del baño, las ondas térmicas inician una fase de oscilación, es decir, la capa aumenta y disminuye su

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

espesor a lo largo de toda la distancia radial ($Dr = 2.776\text{ m}$), pero manteniendo una tendencia de adelgazamiento progresivo, este comportamiento es evidente ya que primero son drenadas las capas inferiores del baño (figura 4.36a).

Al examinar detenidamente estas ondas térmicas, se aprecia claramente la orientación de los valores máximos registrados para cada onda hacia el lado izquierdo del eje central, opuesto a la boquilla de salida. Sin embargo, cuando el nivel es menor de 90 toneladas la onda parece aplanarse; Haciendo un símil con la figura 4.45, sabemos que éste comportamiento se debe a la disminución en las fuerzas de flotación y el movimiento de recirculación. Por tanto, es evidente que para los niveles superiores a 1 m en el baño, los disturbios térmicos y las colisiones entre las diferentes corrientes no representan ningún efecto significativo en la formación del vórtice.

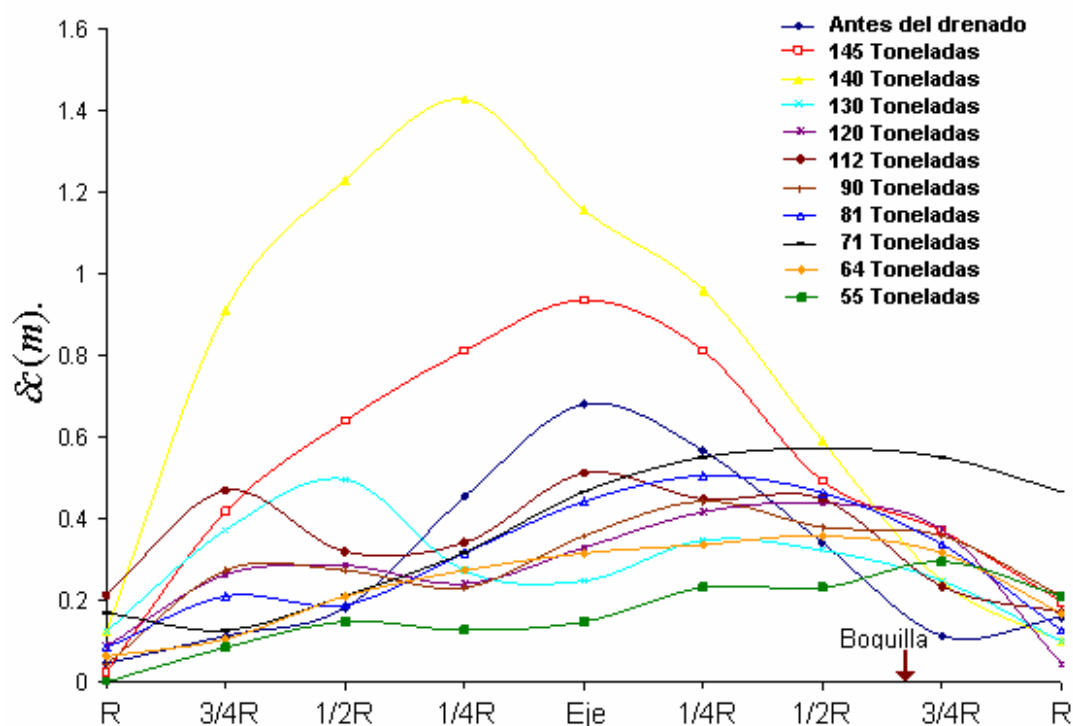


Figura 4.46 Representación de la onda térmica formada por la capa límite del fondo de la olla para alturas mayores de 1 m en el baño, durante el drenado no isotérmico de una olla de acero de 2.776 m de diámetro.

Para profundidades menores a 1 m en el nivel del baño como se muestra en la figura 4.47, la variación de la onda térmica es completamente diferente que para los niveles más altos. En este caso, se forman dos valores máximos comunes en la evolución de la onda justamente arriba de la boquilla.

También se observó que la onda térmica disminuye hasta un $\frac{1}{4}$ de R en su distancia radial con respecto al lado izquierdo del eje de rotación, debido al desnivel existente en el fondo de la olla. De igual forma, se registro un valor mínimo en la onda, orientado hacia la boquilla a medida que el baño se agota.

Haciendo una comparación entre los campos vectoriales de la figura 4.43 y el comportamiento de las ondas para estas profundidades, se dedujo que son independientes a las perturbaciones previas en el baño. Sin embargo, es evidente que las ondas describen las características propias de un movimiento rotacional en el fluido influenciado por las fuerzas de inercia y de gravedad.

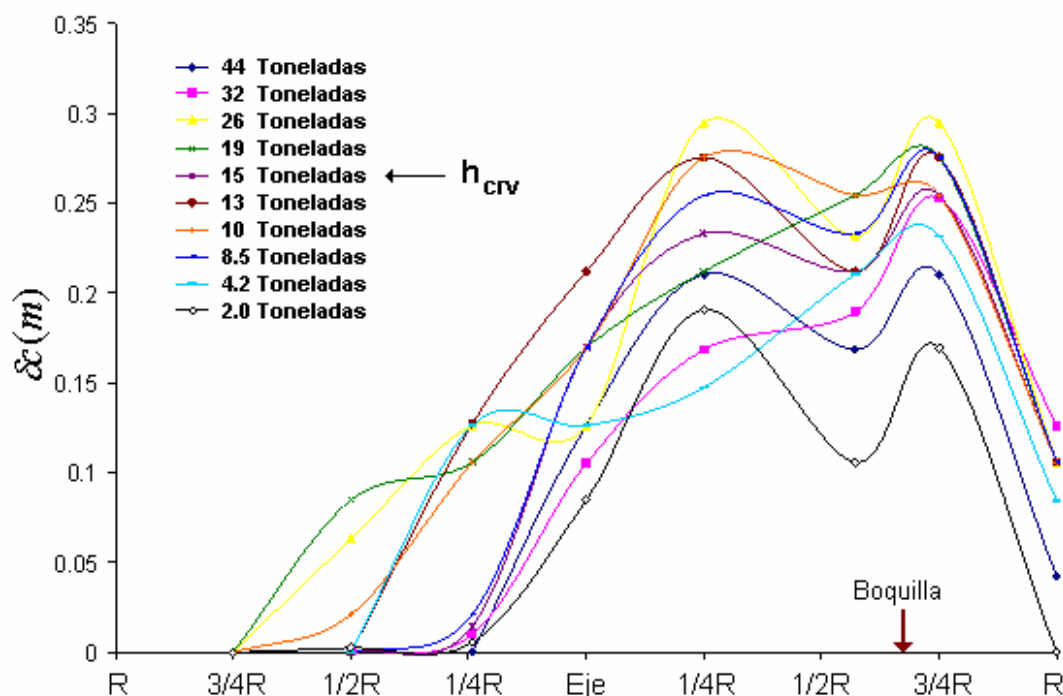


Figura 4.47 Representación de la onda térmica generada durante el drenado no isotérmico en el fondo de la olla para niveles en el baño menores a 1m, en una olla de acero de 2.776 m de diámetro.

Para el cálculo de las ondas térmicas fueron utilizados como criterio, todos los vectores con ángulos menores o iguales a 0° con respecto a la horizontal, cuyos valores se tomaron a lo largo del límite generado por las colisiones térmicas.

4.2.3 Análisis de la interfaz escoria- metal.

Una vez detectadas las alturas críticas de 0.20 m y 0.35 m en la formación del vórtice para los sistemas bajo condiciones isotérmicas y no isotérmicas respectivamente. Se realizó un análisis en la interfase escoria-metal. En la figura 4.48 se muestra un mapa de contornos de la fracción volumen entre las fases presentes en un plano frontal de la olla, donde se aprecia el momento exacto en el cual inicia el arrastre de escoria.

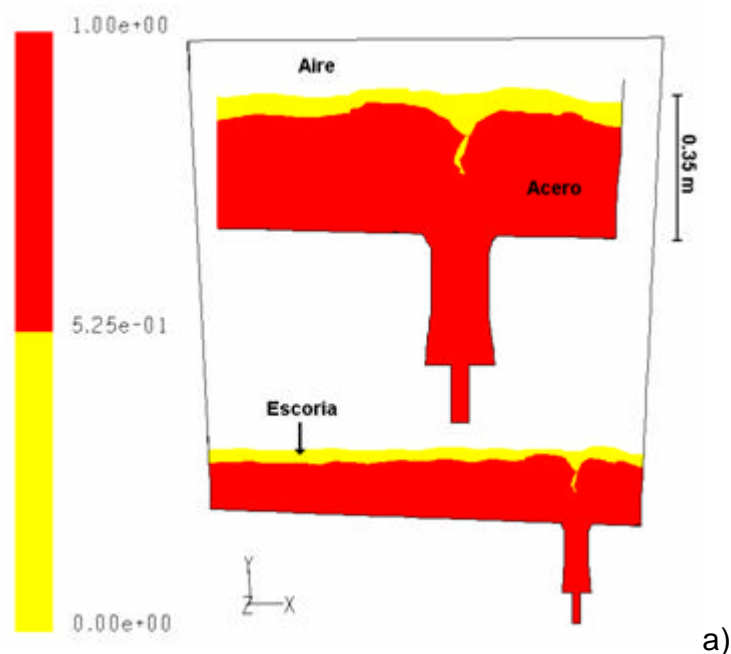
En la figura 4.48a cuando el acero residual en el baño es de 16.23 ton equivalente a 0.35 m de altura y bajo condiciones no isotérmicas de flujo, es inevitable la entrada de escoria a través de la boquilla de salida hacia el distribuidor de colada continua; siguiendo con la secuencia del drenado ya para un nivel cercano a los 0.20 m de altura (figura 4.48b), evidentemente el aumento en el grosor de la cola vibrante. Comparando las figuras 4.48b y 4.48c para el caso bajo condiciones isotérmicas cuando el acero remanente alcanza un nivel aproximado de 0.20 m (10.36 Ton), se aprecia claramente el efecto de las fuerzas de convección natural en la formación del vórtice en la última fase del drenado.

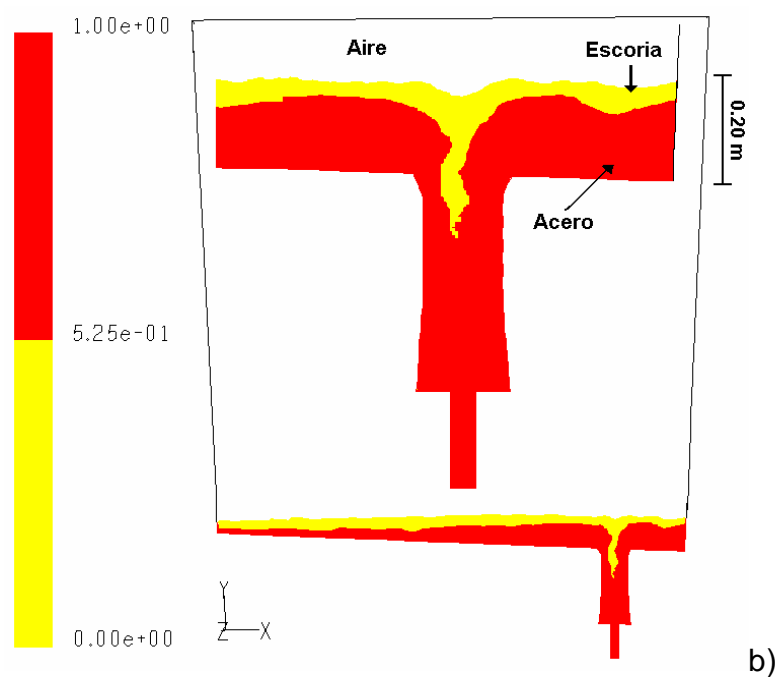
Realizando una comparación entre las tres figuras, se puede observar una perturbación mayor en la interfase aire-escoria para el caso bajo condiciones de operación en estado isotérmico. De hecho, esto es un indicativo de que se están desarrollando altos esfuerzos de corte en las interfases aire-escoria y escoria-acero cuando el nivel del baño va disminuyendo. Para verificar éste comportamiento, se realizaron cortes en la interfase para dos niveles, el primero a 2.50 m de altura y el segundo a 0.35 m de altura como se muestra en las figuras 4.49a₁, 4.49a₂, 4.49b₁ y 4.49b₂ donde se ve la topografía superficial de las ondas generada en la interfase escoria-acero, para un flujo libre (a₁ y a₂) y a 2.1 ton/min (b₁ y b₂) respectivamente.

Observando el comportamiento del drenado isotérmico de la onda interfacial, para los niveles altos en el baño la amplitud es mayor y más corta para niveles bajos, lo que confirma los resultados obtenidos en el modelo físico (figura 4.10).¹⁾

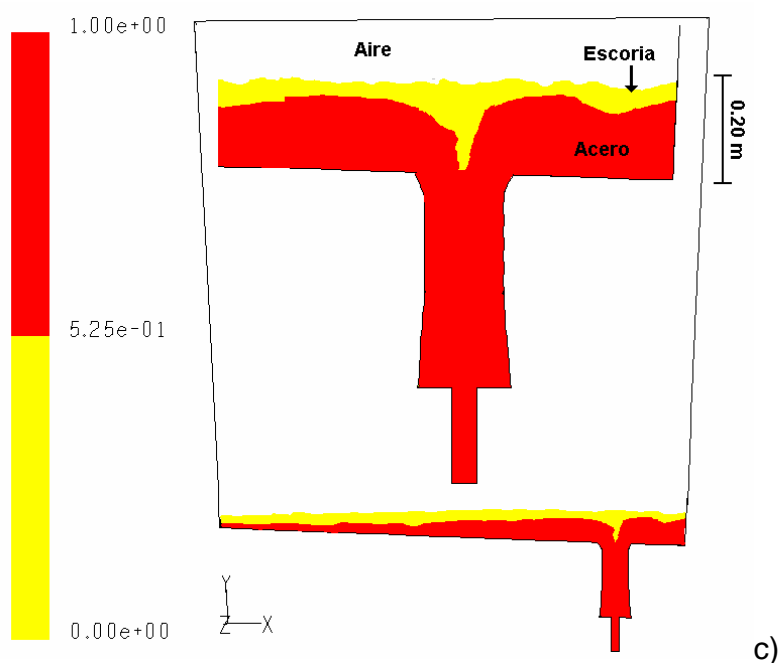
Las figuras 4.49a₃ y 4.49b₃ muestra los efectos correspondientes en condiciones no isotérmicas para un flujo de 2.1 ton/min. Para niveles altos en el baño, la longitud de la onda superficial aumenta comparándola con los casos isotérmicos, donde la topografía interfacial muestra un aspecto más liso. Esto se debe a que las corrientes de convección ascendentes provocan que el acero fluya en la interfase de manera radial hacia las paredes, resultando con esto un alargamiento en la onda superficial formada y en consecuencia la disminución en al frecuencia de las oscilaciones.

En los niveles más bajos, figura 3.49b₃ la topografía de la interfase esencialmente sigue el mismo comportamiento que para los casos isotérmicos, la onda presenta amplitudes muy pequeñas y longitudes grandes. ^{A)}





b)



c)

Figura 4.48 Vista frontal de contornos de la fracción volumen del metal (a_m) durante la formación del vórtice. a) y b) Entrada de la escoria bajo condiciones no-isotérmicas a la altura crítica de 0.35m y para una altura de 0.20 m respectivamente y c). - Entrada de la escoria bajo condiciones Isotérmicas a la altura crítica de 0.20m.

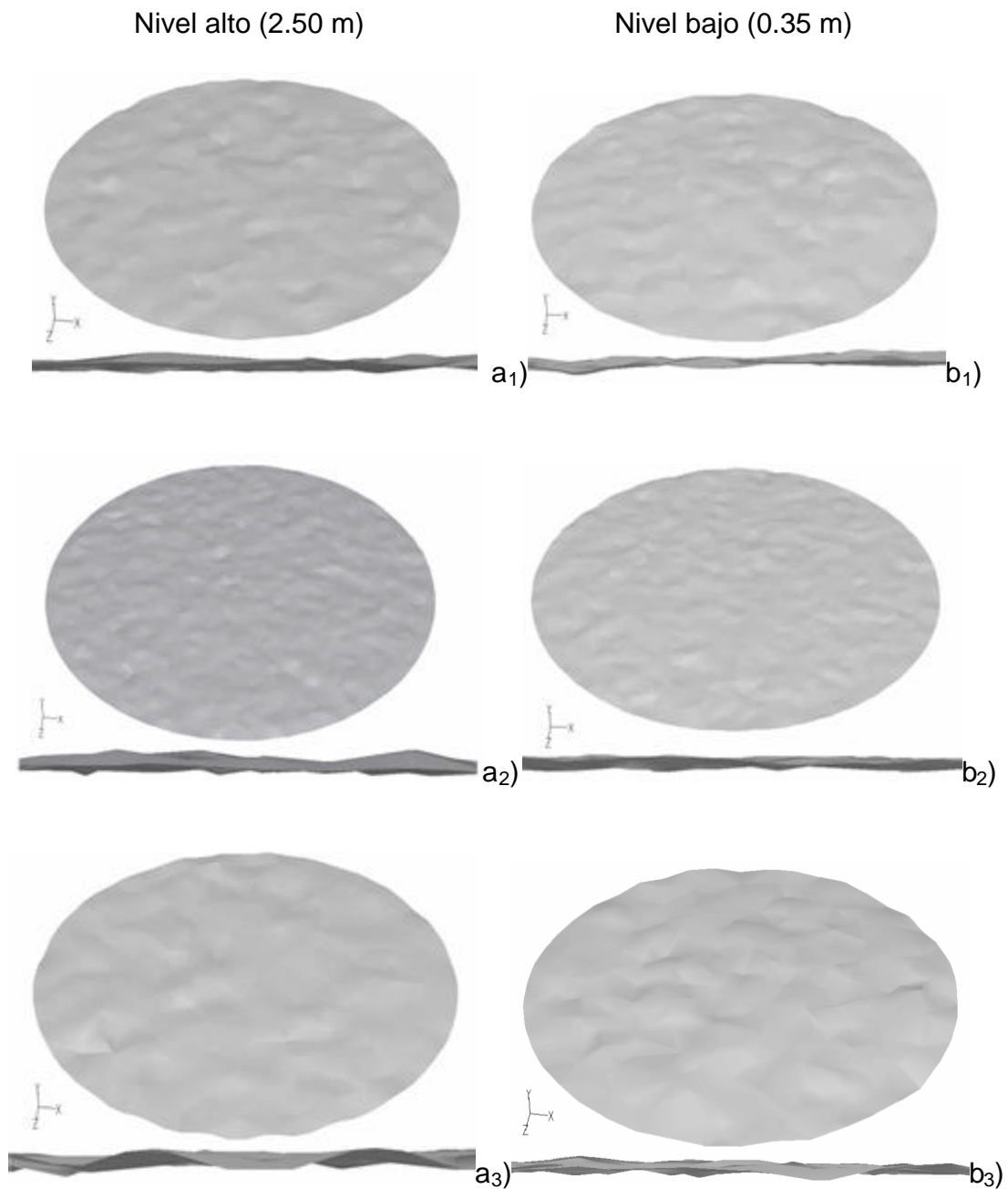


Figura 4.49 Planos topográficos del comportamiento oscilatorio de las ondas interfaciales durante el drenado de la olla para los niveles del baño a 2.5m [a] y 0.35m [b]: a₁) y b₁).- Caso isotérmico con la válvula abierta al 100%, a₂) y b₂).- Caso isotérmico con un flujo constante de 2.1 ton/min. a₃) y b₃).- Caso no-isotérmico con un flujo constante de 2.1 ton/min.

4.2.4 Drenado con el uso de un dispositivo Vortex-Breaker.

En las líneas anteriores se hizo referencia al funcionamiento de los Vortex Breaker y su efecto en el reordenamiento de las corrientes del fluido hacia la boquilla de salida, basándose en los resultados del modelo físico. En esta parte, se presenta el análisis vectorial de las corrientes generadas en el baño durante la operación del drenado con el uso de los dispositivos más destacados hasta el momento. Para llevar a cabo la simulación matemática de los dispositivos VB-1 y VB-2 se efectuó un cambio en el modelo de turbulencia que se usó en los casos simulados anteriormente en este trabajo de investigación. En este caso, se empleó un modelo de turbulencia de dos ecuaciones conocido como $k-\epsilon$ RNG (Teoría de renormalización de grupo), ⁵¹⁾ basado en el refinamiento donde existen cambios de presión en el fluido, se caracteriza por la incorporación de un término adicional en la ecuación de disipación turbulenta ϵ (Ec. 4.4) para mejorar la exactitud durante los cálculos. También, el modelo incluye los efectos de los remolinos y la energía turbulenta. Básicamente, el modelo RNG se basa en el estudio analítico de la ecuación diferencial del número turbulento de Prandtl que responde a los efectos cuando los números de Reynolds son muy bajos en el fluido. Sin embargo, este modelo requiere de un tratamiento apropiado en la región cercana a las paredes. Donde la ecuación de la disipación turbulenta ϵ esta dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\mathbf{r}\mathbf{e}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\mathbf{r}\mathbf{e}u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mathbf{a}_e \mathbf{m}_{eff} \frac{\partial \mathbf{e}}{\partial x_j} \right) + C_{1e} \frac{\mathbf{e}}{k} (G_k + C_{3e} G_b) - C_{2e} \mathbf{r} \frac{\mathbf{e}^2}{k} - R_e + S_e \quad (4.3)$$

donde G_k es la generación de energía cinética turbulenta debido al gradiente de velocidad, G_b es la generación de energía cinética turbulenta debido a las fuerzas de flotación, R_e es el término adicional de renormalización y S_e es un término fuente.

El término adicional de renormalización en la ecuación para ϵ ésta dado por:

$$R_e = \frac{C_m \mathbf{r} \mathbf{h}^3 (1 - \mathbf{h} / \mathbf{h}_0) \mathbf{e}^2}{1 + \mathbf{b} \mathbf{h}^3} \frac{\mathbf{e}^2}{k} \quad (4.4)$$

donde $\mathbf{h} \equiv Sk / \mathbf{e}$, $\mathbf{h}_0 = 4.38$, $C_\mu = 0.0845$ y $\mathbf{b} = 0.012$

En las figuras 4.50 y 4.51 se muestra un boceto de las dimensiones geométricas de los VB's que dieron mejores resultados en la eliminación del vórtice, de los cuales solo los dos primeros se simularon matemáticamente.

4.2.4.1 VB-1 (Forma de hongo).

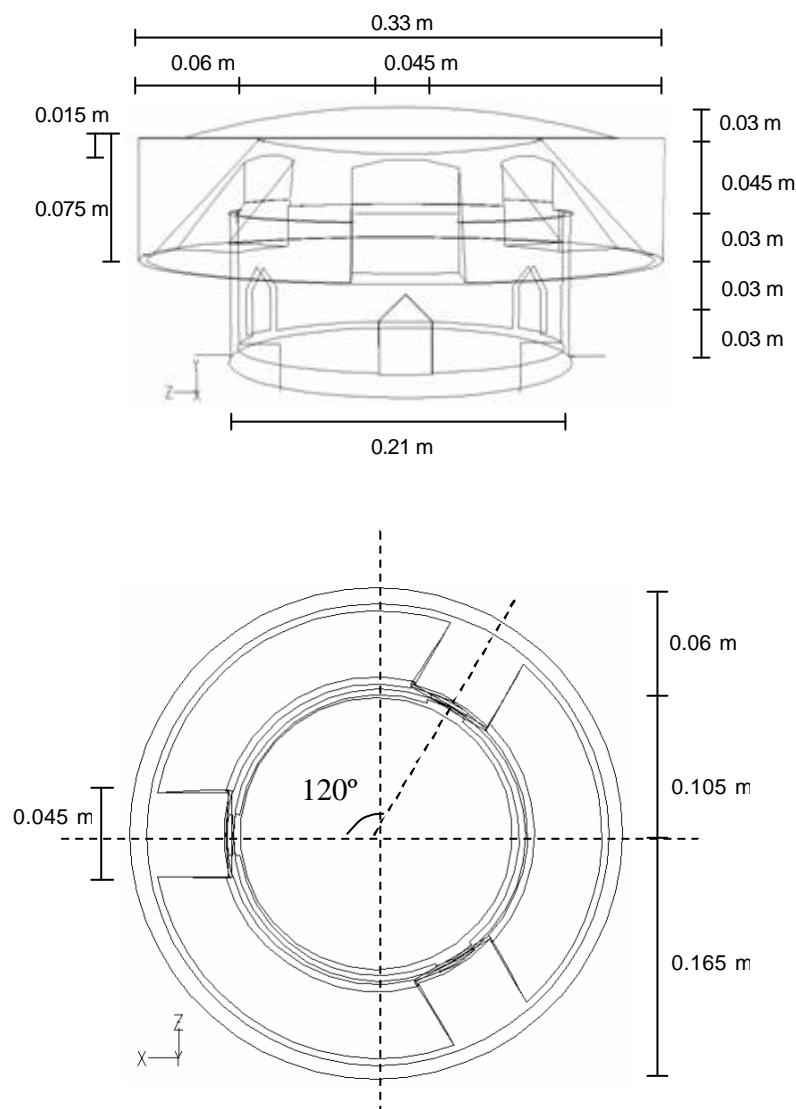


Figura 4.50 Dimensiones geométricas del VB-1 con forma de hongo. a). Vista frontal en 3D. b). Vista de planta.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

En las imágenes siguientes se muestra el diseño geométrico de los modelos VB's físicos y virtuales simulados matemáticamente. El VB-1 se constituye por una cúpula aerodinámica y 3 cámaras principales: la de contra flujo (1) dividida en tres secciones, la de amortiguamiento (2) y la de flujo radial (3).

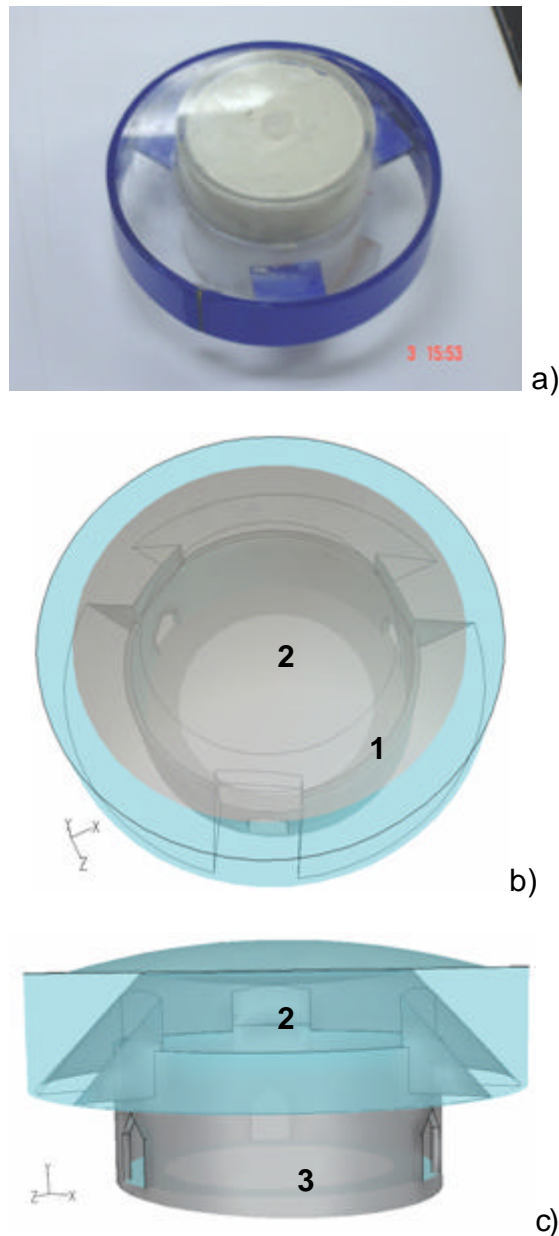


Figura 4.51 Dispositivo Vortex-Breaker-1 en 3D. a).- Vista isométrica del modelo físico de acrílico. b).- Vista isométrica del modelo matemático y c).- Vista frontal.

En base a los resultados experimentales en estado isotérmico obtenidos en la simulación física y matemática, se sabe que la formación del vórtice inicia a una altura crítica en el nivel del baño de 0.21 m y 0.35 m para las condiciones de operación en estado isotérmico y no isotérmico, respectivamente, manifestándose con un movimiento angular en torno a un eje de rotación localizado por encima de la boquilla. Por ésta razón, el VB fue diseñado pensando en evitar al máximo la formación de zonas turbulentas después que la interfase escoria-acero sobrepasa la altura crítica.

En las figuras 4.52a y 4.52b se muestran los campos de velocidad promedio durante el drenado del acero con el uso del VB-1. En la figura 4.52a se aprecia notoriamente el impacto del fluido descendente sobre la cúpula aerodinámica del dispositivo, para después deslizarse en las paredes del VB, este efecto en las corrientes es visto para alturas superiores a 1 m en el nivel del baño. Para altos niveles, la presión de la columna de acero, provoca que éste fluya en contra corriente a través de la cámara 1, ahí, el fluido es conducido hacia la cámara 2 donde es reorientado hacia la boquilla y debido a la reducida área transversal de las tres salidas laterales en el dispositivo, el fluido es acelerado una vez que éste atraviesa hacia el interior de la cámara 3 para dirigirse hacia la boquilla de salida.

En la figura 4.52b para los niveles del baño inferiores a 0.35 m, es posible observar una disminución en el impacto del fluido sobre la cúpula del dispositivo, debido a que la presión ferrostática es muy baja, permitiendo solo el deslizamiento más intenso de las corrientes hacia las salidas laterales, donde el fluido adquiere un perfil predominantemente radial y el contra flujo es reducido en la cámara 1.

El simple efecto de redistribución de las corrientes a la salida, evita la formación del vórtice con arrastre de la escoria al distribuidor de colada continua para los niveles de acero en el baño aún considerables.

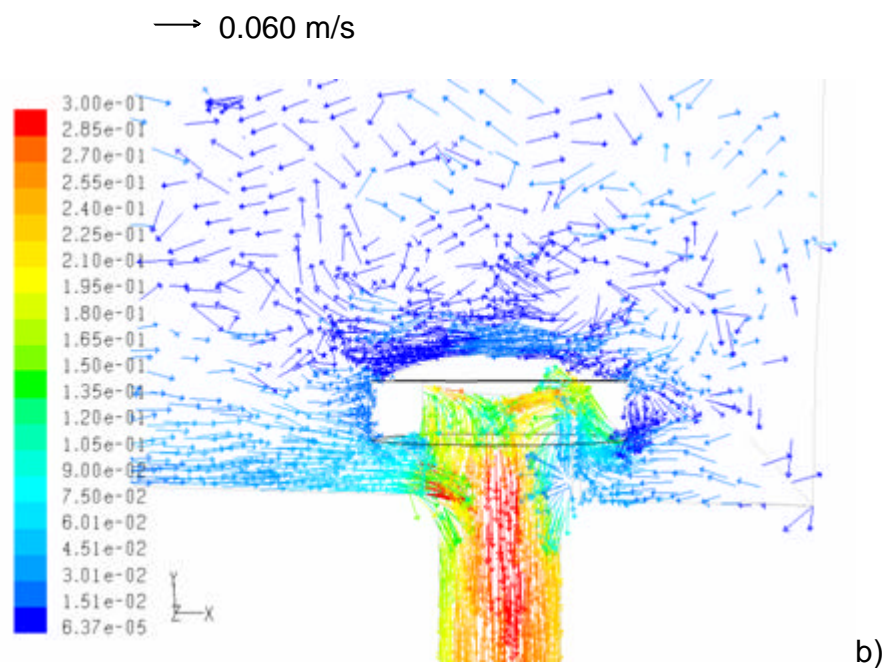
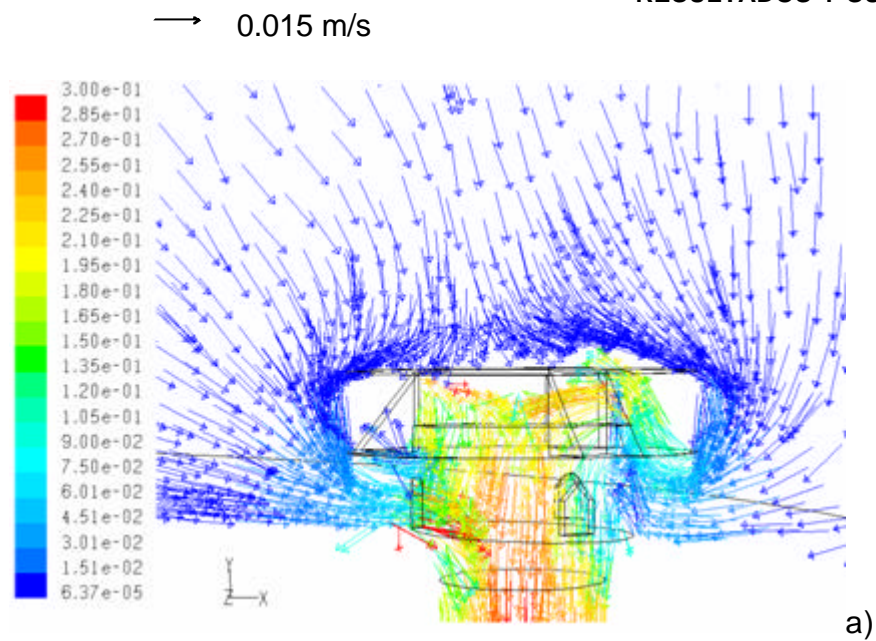


Figura 4.52 Perfiles de velocidad obtenidos durante el drenado de una olla de 150 toneladas en estado isotérmico con el uso de un Vortex-Breaker-1: a).- Vista frontal del VB-1 a una altura de 2 m en el nivel del baño y b).- Vista frontal del VB-1 a una altura de 0.30 m.

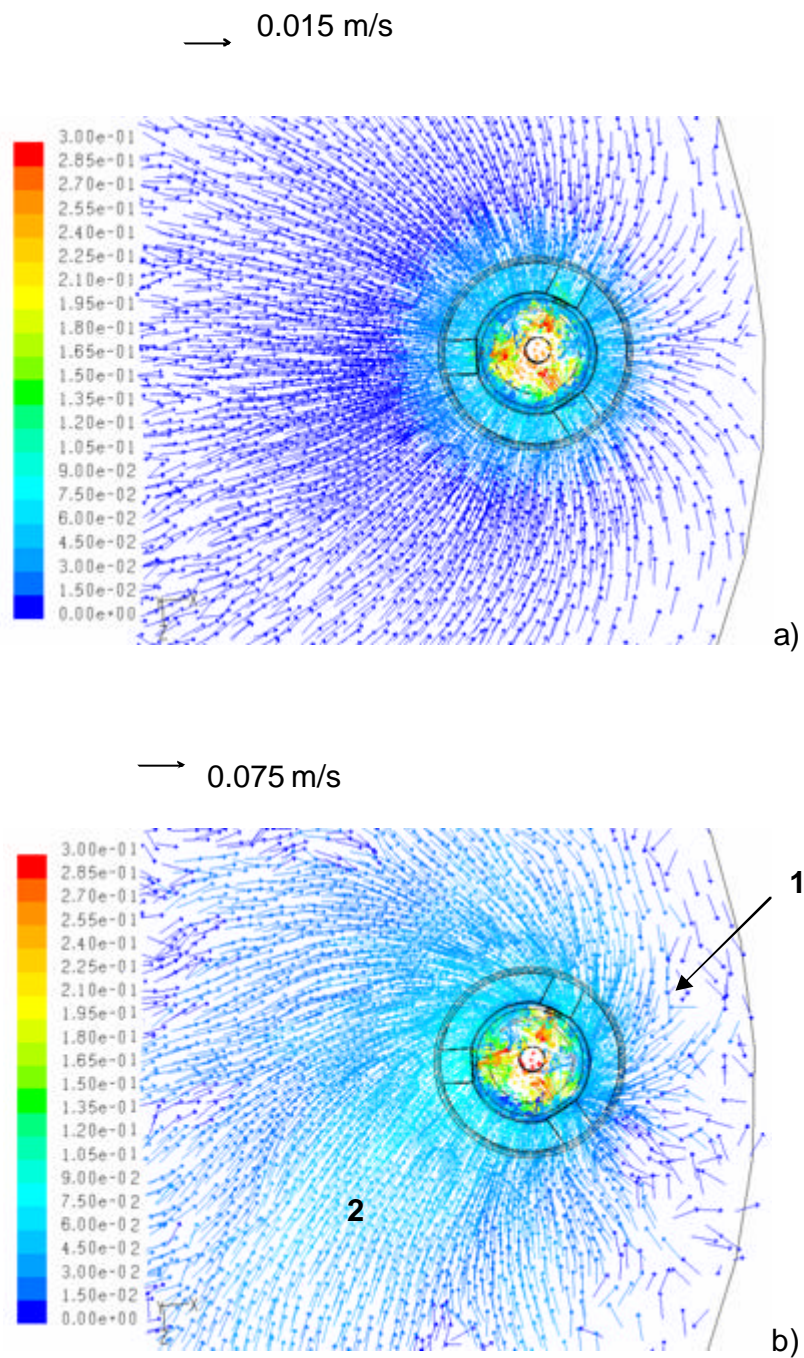


Figura 4.53 Perfiles de velocidad durante el drenado de una olla de 150 ton de acero bajo condiciones isotérmicas, utilizando el Vortex-Breaker- para un corte basal localizado a 0.10 m de altura: a).- Cuando el nivel en el baño es de 2 m y b).- Cuando el nivel en el baño es de 0.30 m.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Observando las figuras 4.53a y 4.53b desde una vista superior, para los niveles altos en el baño, las corrientes adquieren un perfil completamente radial en dirección al dispositivo VB, con velocidades muy bajas. Sin embargo al observar la figura 4.53b cuando el nivel de acero es muy bajo, las corrientes describen un ligero perfil tangencial en torno a las paredes del dispositivo, pero una vez que se introducen a las cámaras el flujo es completamente radial.

Para estos niveles, las velocidades en las corrientes externas al dispositivo son aceleradas, debido a que las salidas laterales en la cámara 3 dominan el flujo del acero remanente en el baño en la última etapa del drenado.

Si comparamos la figura 4.53b con la figura 4.43c, se observa que cuando se coloca un dispositivo inhibidor de la turbulencia sobre la boquilla de salida, la magnitud en la velocidad de las corrientes internas disminuyen drásticamente. El dispositivo elimina el constante choque de las corrientes con la pared refractaria (área 1), sin embargo, permanece el arrastre del acero desde el centro de la olla como en los casos sin el VB (área 2).

4.2.4.2 VB-2 (Forma de ojiva hueca).

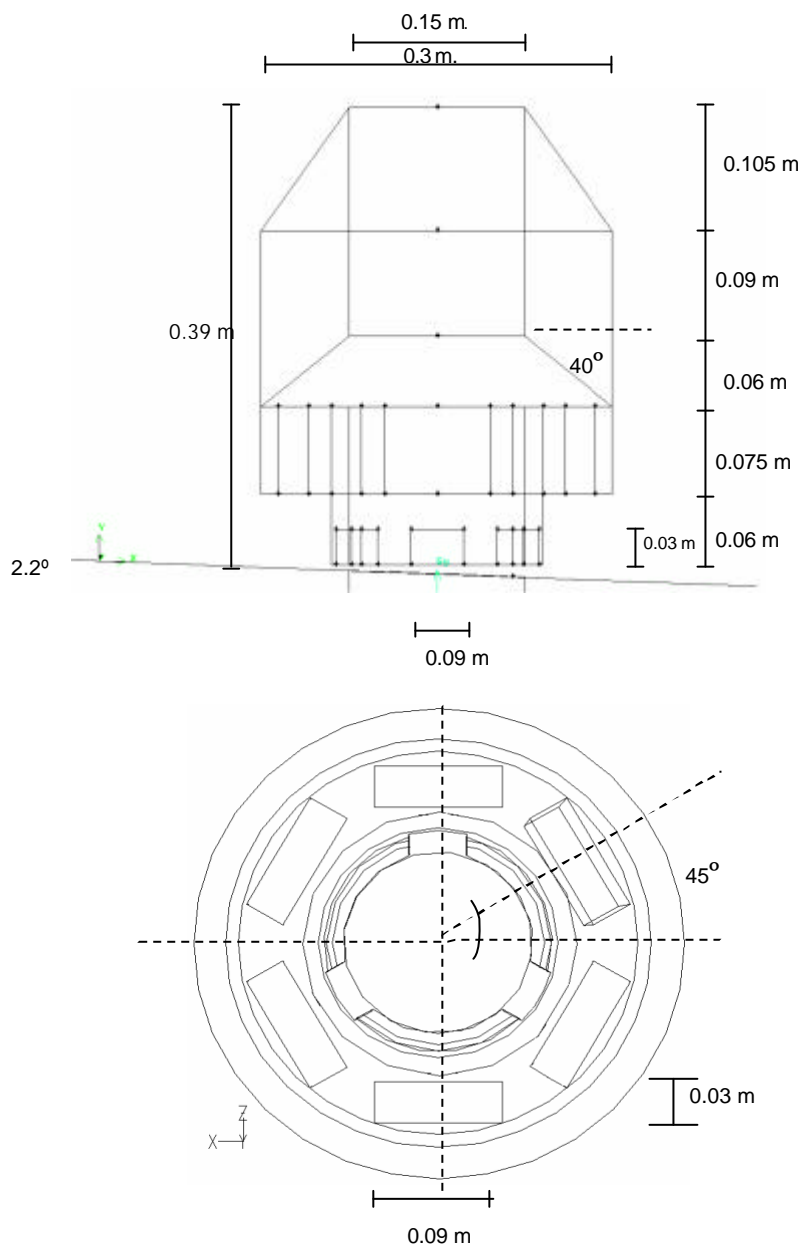


Figura 4.54 Dimensiones geométricas del VB-2 con forma de ojiva. a).- Vista frontal en 3D y b).- Vista superior.

Tomando en cuenta las mismas condiciones de operación y modelos matemáticos usados para el VB-1, se realizó la simulación matemática del Vórtex Breaker-2. En la figura 4.55 se representa el diseño geométrico del VB-2 utilizado como eliminador del vórtice generado durante el drenado del acero líquido. En la figura 4.55a se muestra la sección inferior del dispositivo: a la izquierda el modelo físico hecho de resina y a la derecha el modelo virtual, donde se aprecian seis cámaras verticales distribuidas simétricamente en el aro circular que conforma la cámara 3 (de contra flujo); esta sección también incluye tres salidas laterales muy semejantes a las del VB-1 para un flujo radial.

En la figura 4.55b (izquierda) se muestra una vista frontal del modelo físico VB-2 y a la derecha el virtual; Aquí se aprecian las cuatro cámaras que integran el dispositivo; La cámara 1 formada por un tubo vertical que conduce el flujo directamente hacia la boquilla, La función de la cámara 2 es la de amortiguar la columna de acero debido a un borboteo generado por las corrientes en contra flujo provenientes de los seis conductos verticales de la cámara 3 y la cámara 4 conduce el fluido radialmente hacia la boquilla de salida.

En la figura 4.56a cuando el nivel del baño se encuentra a 2 m de altura, se observa el funcionamiento de las cuatro cámaras: En la 1 el fluido se conduce directamente a través de centro del dispositivo hacia la boquilla de salida acelerándose cuando pasa por el interior de las cámaras 3 y 4. En la 2, 3 y 4 el fluido se comporta de una manera muy similar cuando se usó el VB-1. Sin embargo, aquí las corrientes provenientes de la cámara 3 colisionan en el interior de la 2 con las corrientes provenientes de la 1, así reducen la velocidad de la columna de acero sobre la boquilla y las corrientes de la cámara 4, en este caso ayudan como soporte. Por esta razón, observa un patrón de flujo en forma radial durante el drenado, a pesar de que existe una conducción directa entre la columna de acero y la salida.

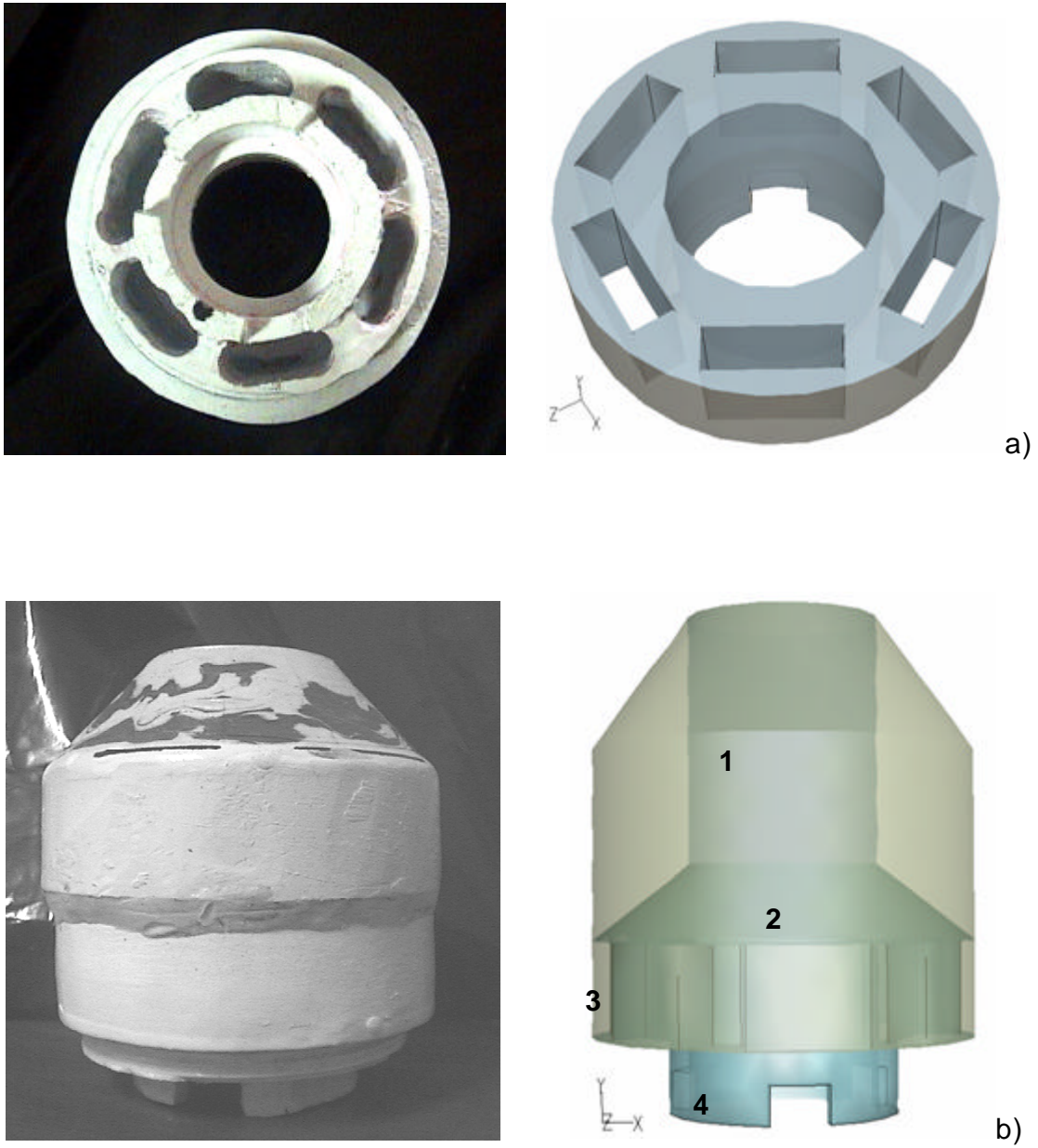


Figura 4.55 Diseño geométrico del Vortex-Breaker-2 en 3D: a).- Vista de planta de la sección inferior del modelo físico de resina a la derecha y virtual a la izquierda, respectivamente y b).- Vista frontal del modelo físico con forma de bala a la izquierda y su respectivo modelo virtual a la derecha.

Cuando se alcanza la altura crítica en la formación del vórtice como se muestra en la figura 4.56b, la velocidad de las corrientes con dirección al dispositivo son muy bajas, únicamente el fluido incrementa ligeramente velocidades al ser succionado por las salidas laterales de la cámara 4.

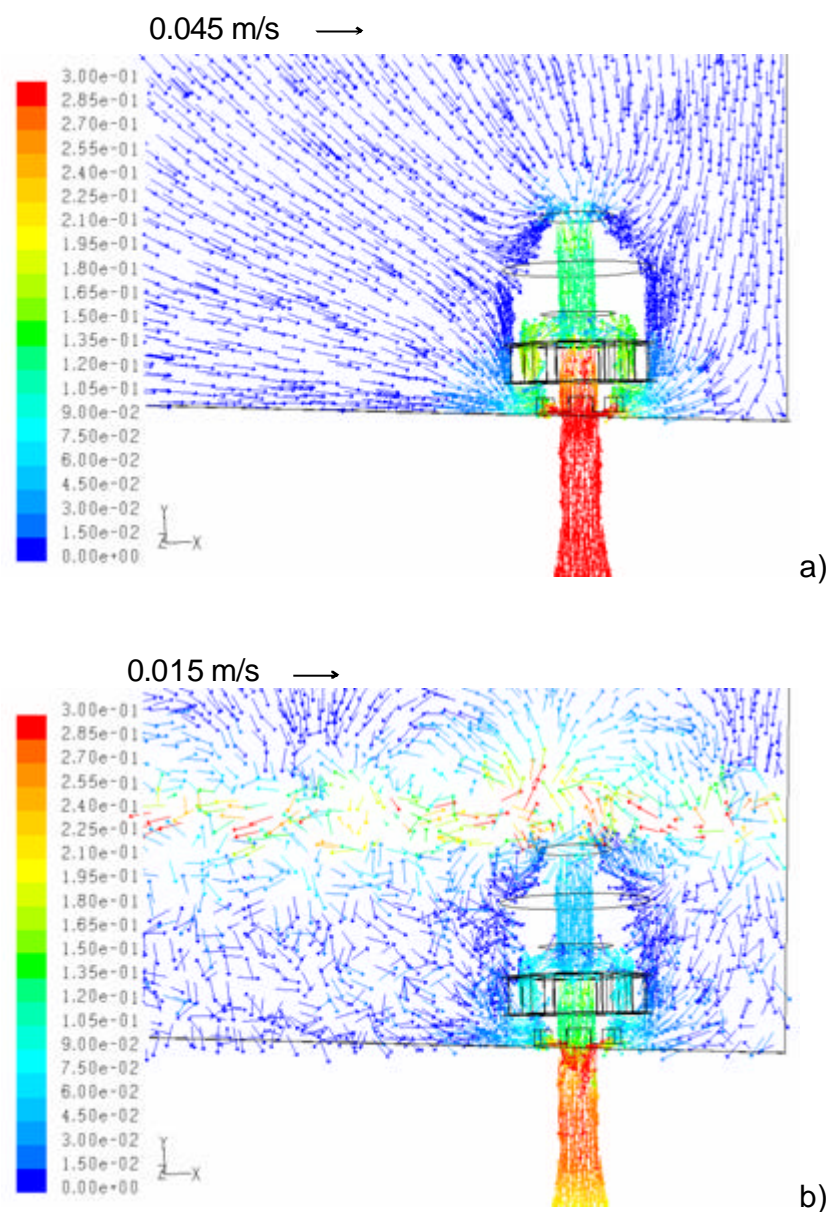
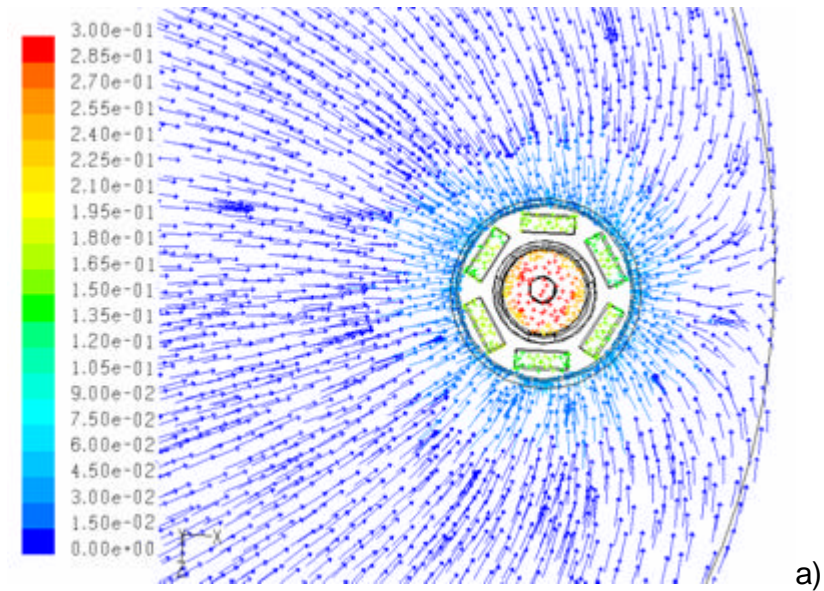
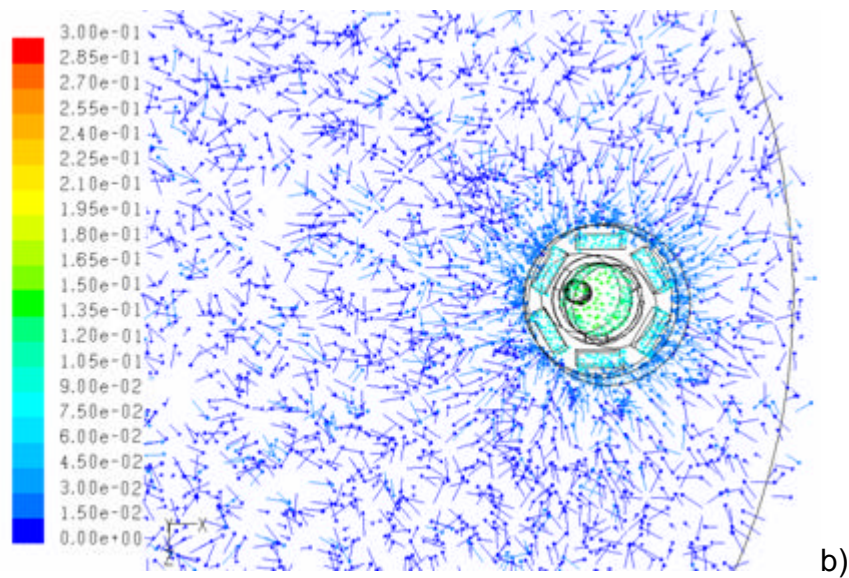


Figura 4.56 Perfiles de velocidad durante el drenado isotérmico de una olla de 150 toneladas de acero con el uso del VB-2. a).- Vista frontal a 2 m de altura en el nivel del baño y b).- Vista frontal a 0.30 m de altura en el nivel del baño.



→ 1.0 e -03 m/s



→ 1.0 e -04 m/s

Figura 4.57 Perfiles de velocidad durante el drenado isotérmico de una olla de 150 ton de acero con el uso del VB-2. a).- Vista de planta de un corte localizado a 0.10 m cuando el nivel en el baño es de 2 m de altura y b).- Vista de planta de un corte localizado a 0.10 m cuando el nivel en el baño es de 0.30 m de altura.

RESULTADOS Y SU DISCUSIÓN

Debido a que el VB-2 cuenta en su diseño con seis conductos verticales de contra flujo y tres salidas lateras en la base del dispositivo, esto permite que el fluido para los niveles inferiores a 0.50 m genere impactos internos entre las corrientes en la cámara 2 y 4, provocando la disminución de velocidad en las corrientes externas al dispositivo, disminuyendo en gran manera la formación de turbulencia y por ende la agitación en la superficie del baño como se observa en las figuras 4.56b y 4.57b.

Desde una vista superior figura 4.57, se aprecia una dirección completamente radial hacia el interior del dispositivo donde se concentran las velocidades más altas para los niveles elevados en el baño como se aprecia en la figura 4.57a. Para las profundidades cercanas a la altura crítica, el fluido disminuye su velocidad al grado que no es visible una dirección definida en las corrientes externas al dispositivo. Este comportamiento refleja la eficacia del VB-2 en la dinámica de drenado de la olla de acero.

De acuerdo con los resultados obtenidos a partir del modelo físico a 1/3 de la escala de su prototipo industrial y de la simulación matemática del modelo virtual de escala geométrica real, se logro una comprensión de los fenómenos que dan origen a la formación del vórtice durante el drenado de ollas de acero líquido. Sin embargo, no fue posible realizar una comparación precisa de los campos vectoriales obtenidos por medio del PIV con los registrados matemáticamente, debido a que no se modeló numéricamente la olla de 1/3 de la escala real. Por ello, a modo de equivalencia se empleo el factor de escalas de longitud y de tiempo ³¹⁾ mediante una igualdad del número adimensional de Froude para el modelo físico y su prototipo. Las variables derivadas se emplearon para el cálculo del flujo volumétrico, como resultado se obtuvo una ecuación empírica para recipientes a escala dada por:

$$Q_{\text{mod}} = f_s^{2.5} Q_{\text{prot}} \quad (4.5)$$

donde Q_{mod} es el valor de la propiedad extensiva del modelo físico (Flujo volumétrico), f_s es el factor de escala igual a 1/3 para este caso y Q_{prot} es el valor de la velocidad de colada utilizada en la planta (2.1 Ton/min = 0.30 m³/min) y Q_{mod} es igual a 19.24 l/min.

Capitulo 5

CONCLUSIONES

5.1 Conclusiones

De acuerdo con los resultados experimentales obtenidos mediante la modelación física y matemática de una olla de acero de 150 toneladas de capacidad de la empresa TAMSA, antes y durante la operación del drenado, bajo condiciones de operación isotérmica y no isotérmica, se concluye lo siguiente.

5.1.1 Modelo físico.

1. El modelo físico de acrílico a 1/3 de escala del modelo prototipo, es apropiado para describir satisfactoriamente los fenómenos ocurridos durante la operación del drenado.
2. La h_{cr} del baño para la formación del vórtice es independiente de la velocidad de colada.
3. La h_{cr} del baño para la formación del vórtice es independiente de la altura inicial del baño y de los movimientos residuales e intensidad de los mismos, así como de cualquier otro tipo de perturbación previa al drenado. Sin embargo, es completamente dependiente de la relación geométrica d/D y responde sensiblemente a los gradientes térmicos generados entre el fondo y la superficie del baño.
4. Durante la operación del drenado, se detectaron cinco etapas características una vez que el nivel alcanzó la altura crítica. Etapa 1: formación de un vórtice, etapa 2: una cola vibrante de alta frecuencia, etapa 3: minimización momentánea del vórtice, etapa 4: drenado radial de la capa de aceite restante y etapa 5: drenado del agua remanente libre de aceite.
5. El vórtice se suprime eficientemente al colocar un obstáculo de flujo sobre la boquilla de salida.

CONCLUSIONES

6. Los Vortex-Breaker probados tuvieron un excelente desempeño en la retención de la capa de aceite hasta 0.01 m en el nivel del baño; Aún cuando su implementación en la industria es poco factible, sirvieron para inhibir el flujo turbulento generado por la formación del vórtice, así como una redistribución en las corrientes que fluyen hacia la boquilla de salida.

5.1.2 Modelo Matemático.

1. Durante el fenómeno de convección natural, se forman capas horizontales de acero estratificado distribuidas a lo largo del baño metálico, cuyo origen se debe a corrientes convectivas descendentes en los límites de la pared vertical, dando lugar a un patrón flujo de recirculación toroidal, con velocidades promedio de 0.032 m/s.
2. El gradiente térmico en la estratificación del baño incrementa con el tiempo de reposo.
3. La simulación matemática describe satisfactoriamente la dinámica de flujo entre el modelo virtual y la olla real, al comparar el valor numérico obtenido en la h_{cr}^* de 0.35 m con la h_{crp} reportada por los operadores en la planta, cuyo rango se encuentra entre 0.34 m a 0.36 m de altura en el baño.
4. Las fuerzas de flotación incrementan durante la estratificación térmica, esta misma tendencia se conserva durante el 35 % de acero drenado (52 ton), nivel en el cual se alcanza un valor máximo y, para los niveles inferiores las corrientes de recirculación (loop) y las fuerzas de flotación desaparecen.
5. El fenómeno de vórticidad depende del historial térmico del baño debido a la acumulación de una capa de acero fría en el fondo.
6. El llenado del distribuidor refleja la influencia de la estratificación térmica del baño metálico en la olla.

7. Durante el proceso del drenado no isotérmico, se generan tres etapas importantes: 1) la formación de un remolino en las capas superficiales en sentido anti-horario causado por fuerzas de convección ascendentes. 2) una etapa de transición, donde los movimientos de rotación y de recirculación desaparecen y; 3) formación de un vórtice plenamente desarrollado con velocidades angulares altas en sentido horario.
8. La h_{cr} para la formación del vórtice durante el drenado no isotérmico de la olla de acero, está en función de la relación geométrica d/D y del ΔT entre la superficie y el fondo, pero no así de la velocidad de colada (Q_{mod}), sin embargo la magnitud de la velocidad angular (V_q) del remolino depende directamente de la velocidad de colada, es decir $V_q < Q_{mod}$.
9. A medida que el nivel del baño disminuye, la inestabilidad de la interfase escoria-metal incrementa, presentándose una irregularidad en la topografía superficial del baño y, en la fase crítica se genera un incremento en los esfuerzos cortantes, provocando la entrada de la escoria a través de la boquilla de salida.
10. Dada la gran similitud en las predicciones obtenidas mediante la simulación matemática, se concluye que el modelo de turbulencia de dos ecuaciones $k-w$ SST seleccionado en combinación con los algoritmos de solución, es capaz de describir de manera realista, el comportamiento de la dinámica de flujo de fluidos durante la operación de reposo y drenado continuo del acero líquido para una olla semi cilíndrica de 150 ton de capacidad, bajo las condiciones de operación isotérmicas y no isotérmicas.

5.1.3 Las recomendaciones para continuar con este estudio son:

- Complementar las simulaciones por CFD con el modelo de 1/3 de escala y compararlas con los resultados obtenidos previamente en la modelación física.
- Buscar nuevos diseños para los dispositivos VortexBreaker, que permitan mantener un buen anclaje con el fondo de la olla y eviten el taponamiento de las cámaras principales.
- Estudiar el efecto de la inclinación en el fondo de la olla, al modificar el ángulo que éste forma con respecto a la horizontal.
- Simular el efecto que produce la modificación del diseño geométrico de la boquilla de salida en la formación del vórtice.
- Después del drenado de la última olla de acero en el distribuidor de colada continua, éste disminuye su nivel gradualmente hasta alcanzar una altura crítica en el nivel del baño, durante el cual usualmente se observa la formación de un remolino sobre la(s) boquilla(s) de salida. Por ello, se sugiere simular matemáticamente el drenado continuo con el uso de un dispositivo Vortex-Breaker utilizados para la olla (reportados en la presente tesis).

REFERENCIAS

- 1.- K. Vennard y L. Street, "Elementos de mecánica de fluidos", Continental México, 6a ed. (1993).
- 2.- J. Suh y J. Park, "Suppression of the vortex in ladle by static magnetic field", ISIJ International, Vol. 41 (2001), NO. 7, pp.689-695.
- 3.- J. Szekely, J. W. Evans y J. K. Brimacombe, "The mathematical and physical modeling of primary metals processing operations", A Wiley-Interscience, 1a Ed. (1988), pp. 75 -195.
- 4.. R. J. Fruehan, "Ladle metallurgy principles and practices", Iron and Steel Society, Chelsea, 1a ed. (1985).
- 5.- <http://spain.corewire.com/Rodillosdecoladacontinua.asp>
- 6.- A. T. Peters, "Producción Siderúrgica", Limusa, 1ª ed. (1987), pp. 44-251.
- 7.. "Thermophysical properties of molten iron and slag", ISIJ International, University of Tokyo, (1982).
- 8.- F. P. Incropera y D. P. de Phys, "Fundamentals of heat transfer", Prentice Hall, 4a Ed. (1999), New York, pp. 825-860.
- 9.- M. Díaz Cruz y M. Hernández Velásques, "Siderurgia II, Convertidores", Material didáctico, IPN-ESIQIE, 1ª ed. (2001), pp. 108-123.
- 10.- O. Levenspiel, "Ingeniería de las reacciones químicas", Reverté, 2ª ed. (2001), pp.107-118
- 11.- J. Szekely y Lehner, "Fluid flow in metals processing", Academia press, San Diego, (1979), Chapter 5, pp.52-71.
- 12.- C .M. Fan y W. S. Hwang, "Study of optimal Ca-Si inyection position in gas stirred ladle based on water model experiment and flow simulation", Ironmaking and Steelmaking, Vol. 29 (2002), No. 6, pp. 415-426.
- 13.- H. Berg, H. Laux, S. T. Johansen y O. S. Klevan, "Flow pattern and allow dissolution during tapping of steel furnaces", Ironmaking and Steelmaking, Vol. 26 (1999), No. 2, pp. 128-138.
- 14.- D. Mazumdar, H. B. Kin y R. I. L. Guthrie, "Modeling criteria for flow simulation in gas stirred ladles: experimental study", Ironmaking and Steelmaking, Vol. 27 (2000), No.4, pp. 302-309.
- 15.- J. Mathieu y J. Scott, "An introduction to turbulent flow", Cambridge, 1a ed. (2000), pp. 1-30.
- 16.- R. B. Birt, W. E. Stewart y E. Lightfoot, "Fenomenos de transporte", Reverté, 1a Ed. (1993), pp. 1-12.
- 17.- P. Hammerschmid, K. Tacke y H. Popper, "Vortex formation during drainage of metallurgical vessels", Ironmaking and Steelmaking, Vol.11 (1984), No.6, pp. 332-339.
- 18.- M. Dubke y K. Schwerdtfeger, "Phenomena occurring during drainage of metallurgical vessel: Effect of stopper rod in vortex formation and development of surface waves", Ironmaking and Steelmaking, Vol.17 (1990), No.3, pp.184-192.
- 19.- M. Y. Zhu y L. Sawada, "Numerical simulation of three dimensional fluid flow and mixing process in gas stirred ladles", ISIJ International, Vol. 36 (1996), No. 5, pp. 503-511.
- 20.- H. Qinglin, "Observations of vortex formation in the mould of a continuous slab caster", ISIJ International, Vol. 33 (1993), No.2, pp. 343-345

-
- 21.- P. Andrzejewski, A. Diener y W. Pluschkell, "Model investigations of slag flow during last stages of ladle teeming", *Steel Research*, Vol. 58 (1987), No.12, pp. 547-552.
 - 22.- P. R. Austin, J. M. Camplin, J. Herbertson y I. J. Taggart, "Mathematical modelling of thermal stratification and drainage of steel ladles", *ISIJ International*, Vol.32 (1992), No.2, pp. 196-202.
 - 23.- C. E. Grip, H. O. Lampinen, M. Lundqvist y S. Dehut, "Determination of thermal stratification and emptying flow in ladles by continuous temperature measurement and tracer addition", *ISIJ International*, Vol.36 (1996), supplement, pp. s211-s214.
 - 24.- C. E. Grip, L. Jonsson y P. G. Jonsson, "Prediction of emptying flows in ladles and verification with data from trace element plant trials", *ISIJ International*, Vol.37 (1997), No.11, pp. 1081-1090.
 - 25.- Y. Pan y B. Bjorkman, "Physical and mathematical modelation of thermal stratification phenomena in steel ladles", *ISIJ International*, Vol.42 (2002), No.6, pp. 614-623.
 - 26.- Y. Pan y B. Bjorkman, "Numerical analysis on the similarity between steel ladles and hot-water models regarding natural convection phenomena", *ISIJ International*, Vol.42 (2002), No.1, pp. 53-62.
 - 27 R. Sankaranarayanan y R. I. L. Guthrie, "Slag entraining vortexing funnel formation during ladle teeming: similarity criteria and scale-up relationships", *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 29 (2002), No.2 pp.147-153.
 - 28 M. B. Goldschmit y A. H. C. Owen, "Numerical modeling of gas stirred ladles", *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.28 (2001), No.4, pp. 337-341.
 - 29.- O. Dávila, R. D Morales, J. Palafox Ramos, Luis Ferro, J. A. Carranza y H. Rodriguez-Hernandez, "A physical study of steel draining operations in a bottom sloped ladle", *ISIJ International*, (2004-2005), enviado a publicación.
 - 30.- O. Dávila, R. D Morales y J. Palafox Ramos, "Mathematical simulation of natural cooling effects on fluid dynamics of liquid steel during the drain of a bottom sloped", *ISIJ International*, (2004-2005), enviado a publicación.
 - 31.- G. Solorio Díaz, "Control de la turbulencia y flujo del acero líquido en un distribuidor de colada continua mediante la buza de alimentación", Tesis doctoral, (2004), Cap. I y II.
 - 32.- A. Ramos Banderas, "Termodinámica de precipitación y cinética de flotación de inclusiones en acero desoxidado con Si-Mn", Tesis doctoral, (2004), Cap. I y II.
 - 33.- Laboratorio de Simulación de Procesos y Dinámica de Fluidos, "GAMBIT manual del usuario", DIM-ESIQIE-IPN, (1998), pp. 1-15.
 - 34.- Laboratorio de Simulación de Procesos y Dinámica de Fluidos, "Fluent manual del usuario", (2003), DIM-ESIQIE-IPN, pp. 1- 30.
 - 35.- D. Mazumdar, H. Kim y R. I. L. Guthrie, "Modelling criteria for simulation in gas stirred ladles: experimental study", *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.27 (2000), No.4, pp. 302-309.
 - 36.- T. J. Cheng, "Computational fluid dynamics", Cambridge, 1a Ed. published (2002), pp.106-115.
 - 37.- B. E. Launderand y D. B. Spalding, "*Lectures in mathematical models of turbulence*", Academic Press, London, England, (1972).
 - 38- D. C. Wilcox "*Turbulence modeling for CFD* ", DCW Industries, Inc., La Canada, California, (1998).
 - 39.- B. E. Launder y D. B. Spalding, "The numerical computation of turbulent flows", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, (1974), pp.3:269-289.

-
- 40.- T. B. Anderson y R. Jackson, "A fluid mechanical description of fluidized beds", *I & EC Fundam*, (1967), pp. 6:527-534.
- 41.- V. Giovangigli, "Multicomponent flow modeling", Birkhauser, Boston, (1999).
- 42.- F. R. Menter, "Two-equation Eddy-viscosity turbulence models for engineering applications", *AIAA Journal*, vol. 32 (1994), pp. 8:1598-1605.
- 43.- K. S. Crawford, "Waves", Berkeley, Univ. of California, Physics course 3, (1968).
- 44.- H. Lamb, "Hydrodynamics", Cambridge, University Press, (1975).
- 45.- S. Ganguly y S. Chakraborty, "Numerical investigation on role of bottom gas stirring in controlling thermal stratification in steel ladle", *ISIJ Internacional*, Vol 44 (2004), No.3, pp. 537-546.
- 46.- J. Szekely, "Fenómenos de flujo de fluidos en procesamiento de metales", Limusa, México, 1ª ed. (1988), Cap. 3, pp. 95-157.
- 47.- K. Ogawa y T. Onoue, "Mixing and mass transfer in ladle refining process", *ISIJ International*, Vol. 29 (1989), No.2, pp.148-153.
- 48.- R. I. Issa, "Solution of Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operator Splitting", *J. Comput. Phys.*, (1986), pp. 62:40-65.
- 49.- T. J. Chung, "Computational Fluid Dynamics", Cambridge University, 1a ed, (2002), pp. 106 -119.
- 50.- T. Bowman, "Chemistry of gaseous pollutant formation and destruction", In W. Bartok y A. F. Sarofim, editors, *Fossil Fuel Combustion*. J. Wiley and Sons, Canada, (1991).
- 51.- D. Choudhury, "Introduction to the renormalization group method and turbulence modeling", Fluent Inc. Technical Memorandum (1993), TM-107.
- 52.- S. Joo, J. W. Han y R. I. L. Guthrie, "Inclusion behavior and heat transfer phenomena in steelmaking tundish operations: Part II. Mathematical model for liquid steel in tundishes", *Metallurgical Transactions B*, Vol. 24B (1993), No. 1, pp. 767-777.

APÉNDICE A

Equivalencia volumétrica entre el modelo físico y el prototipo industrial.

Tabla A-1 Niveles altos en el baño.

Olla de acero	Olla de acero	Modelo de agua	Modelo de agua
Altura	Capacidad	Altura	Capacidad
(Metros)	(Toneladas)	(Metros)	(Litros)
3.20	150.13	1.06	792.32
3.10	144.99	1.03	767.91
3.00	139.87	1.00	743.45
2.90	134.66	0.96	703.93
2.80	129.73	0.93	684.45
2.70	124.70	0.90	654.41
2.60	119.70	0.86	629.56
2.50	114.74	0.83	604.72
2.40	109.80	0.80	578.18
2.30	104.89	0.76	553.92
2.20	100.01	0.73	527.63
2.10	95.35	0.70	501.55
2.00	90.35	0.66	477.27
1.90	85.56	0.63	451.81
1.80	80.80	0.60	426.32
1.70	76.06	0.56	400.82
1.60	71.36	0.53	375.75
1.50	66.06	0.50	351.46
1.40	62.04	0.46	326.81
1.30	57.43	0.43	302.64
1.20	52.84	0.40	278.84
1.10	48.28	0.36	254.48
1.00	43.75	0.33	230.83
0.90	39.25	0.30	206.83
0.80	34.78	0.26	182.67
0.70	30.33	0.23	159.84
0.60	25.91	0.20	133.83
0.50	21.52	0.16	113.42
0.40	17.16	0.13	90.55

Tabla A-2 Niveles bajos en el baño.

Olla de acero	Olla de acero	Modelo de agua	Modelo de agua
Altura	Capacidad	Altura	Capacidad
(Metros)	(Toneladas)	(Metros)	(Litros)
0.30	15.31	0.100	81.04
0.28	14.55	0.095	77.99
0.27	13.79	0.090	72.97
0.25	13.03	0.085	68.97
0.24	12.27	0.080	64.94
0.22	11.51	0.075	60.90
0.21	10.74	0.070	56.87
0.19	9.98	0.065	52.83
0.18	9.22	0.060	48.78
0.16	8.45	0.550	44.74
0.15	7.69	0.050	40.69
0.13	6.92	0.045	36.63
0.12	6.15	0.040	32.58
0.10	5.39	0.035	28.52
0.09	4.62	0.030	24.45
0.07	3.85	0.025	20.39
0.06	3.08	0.020	16.32
0.04	2.31	0.015	12.24
0.03	1.54	0.010	8.16
0.01	0.77	0.005	4.08
0.00	0.00	0.000	0.00

Tabla A-3 Parámetros físicos de las fases.

Propiedad	Acero	Agua	Unidad
Densidad (r)	7009.0	998.23	kg/m ³
Viscosidad absoluta (m)	0.0064	0.001	kg/m-s
Viscosidad cinemática (n)	0.914E-6	1.0E-6	m ² /s
Tensión superficial (s)	1.16	0.072	N/m
Peso molecular (PM)	56	18.01	kg/kg-mol
Conductividad térmica (k)	32.7	0.6	W/m-K
Capacidad calorífica (C_p)	789.9	4182	J/kg-K
Temperatura inicia (T_i)	1883	298	K

Propiedad	Aceite comestible	Unidad
Densidad (r)	850.9	kg/m ³
Capacidad calorífica (C_p)	2427	J/kg-K
Conductividad térmica (k)	0.079	W/m-K
Viscosidad (m)	0.399	kg/m-s

Tabla A-4 Condiciones de operación.

Densidad de operación (r_{op})	1.225	kg/m ³	Entorno
Temperatura de operación (T)	288.16	K	Entorno
Presión operación (P)	1	atm	Entorno
Aceleración gravitacional (g)	-9.81	m/s ²	Entorno
Temperatura de referencia (T_r)	298.15	K	Entorno
Temperatura inicial de metal (T_i)	1883.0	K	Baño
Flux de calor (Q_w)	-9600	W/m ²	Refractario
Flujo de colada (Q_v)	2.10	Ton/min	Baño
Constante de rugosidad (R_h)	0.5	-	Refractario
Tiempo de drenado (T_d)	[4020 – 4500]	seg	Proceso

APÉNDICE B

Vorticidad.

Mientras la forma exacta de la ecuación de Navier-Stokes representa un punto lógico de partida en la formulación de problemas de flujo de fluidos, con frecuencia es más conveniente trabajar en términos de algunas cantidades derivadas, las cuales son la función corriente y vorticidad.⁴⁶⁾

Desde un punto de vista matemático, la vorticidad se define como

$$\Omega = \text{curl } u = \text{rot } u = \nabla \times u \tag{B-1}$$

donde Ω representa el rotacional de la velocidad, ∇ es un operador diferencial vectorial, denominado “del” o “nabla”, que se define como

$$\nabla = \left(i \frac{\partial}{\partial x} + j \frac{\partial}{\partial y} + k \frac{\partial}{\partial z} \right) \tag{B-2}$$

donde i, j y k son vectores unitarios en las direcciones x, y y z respectivamente. Y cuando el operador diferencial se hace operar sobre un campo vectorial rotacional, se obtiene al realizar el producto cruz entre el operador nabla y un vector.

$$\nabla \times u = \begin{vmatrix} i & j & k \\ \delta / \delta x & \delta / \delta y & \delta / \delta z \\ u_x & u_y & u_z \end{vmatrix} \tag{B-3}$$

o bien

$$i \left[\frac{\partial u_z}{\partial y} - \frac{\partial u_y}{\partial z} \right] + j \left[\frac{\partial u_x}{\partial z} - \frac{\partial u_z}{\partial x} \right] + k \left[\frac{\partial u_y}{\partial x} - \frac{\partial u_x}{\partial y} \right]$$

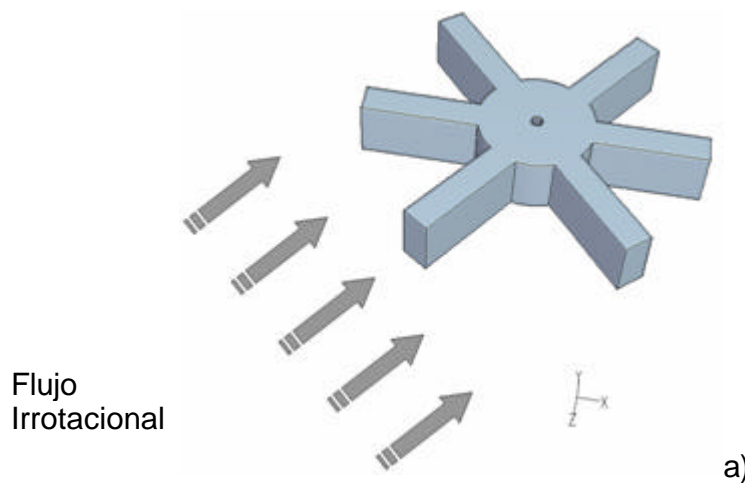
En el sentido material $\Omega \equiv \Delta \times u$ es el vector de la rotación del elemento de fluido.

La velocidad angular \boldsymbol{w} en un punto dado del fluido, se define como la velocidad con la cual una pequeña rueda hipotética de paletas, rotaría en caso de ser impulsada por una corriente en uno de sus extremos (en nuestro caso la rueda es el plano de referencia de los cortes horizontales registrados). Por tanto, existe una relación estrecha entre $\nabla \times \boldsymbol{u}$ y \boldsymbol{w} de la forma siguiente:

$$\boldsymbol{w} = \frac{1}{2}(\nabla \times \boldsymbol{u}) = \frac{1}{2}\boldsymbol{\Omega} \quad (\text{B-4})$$

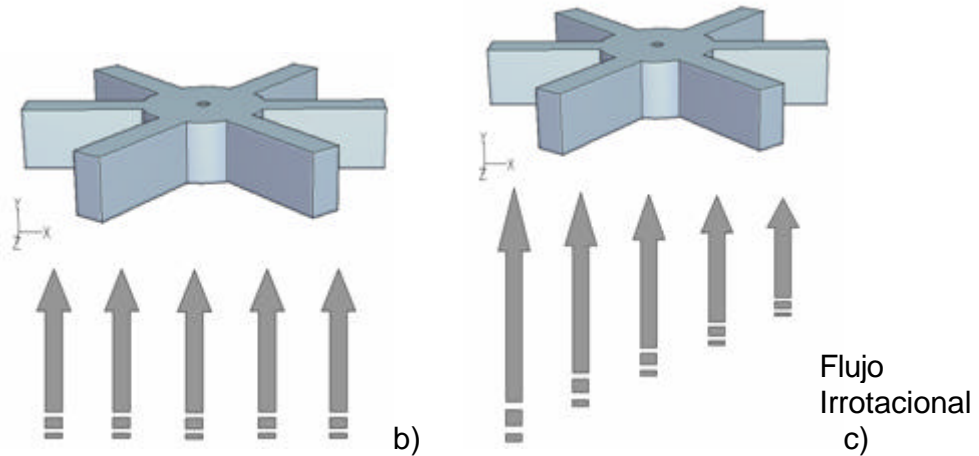
En la figura B -1 muestra un número de situaciones físicas que podemos examinar con respecto a la velocidad angular.

En la figura B-1a muestra un campo de velocidades uniforme, dado que todas la paletas de la rueda experimentan la misma velocidad, por ejemplo, cuando el fluido entra radialmente por las salidas laterales en los dispositivos VB, también cuando este desciende verticalmente para niveles altos en el baño, el flujo bajo estas condiciones no ocurrirá rotación. Así $\boldsymbol{w} = 0$ $\text{curl } \boldsymbol{u} = 0$



En la figura B-1b, B-1b y B1d el campo de velocidades puede ser homogéneo (uniforme) o heterogéneo,; Por ejemplo, el acero que sale por la boquilla de manera radial (etapa 4 en el mecanismo de formación del vórtice) donde las velocidades son uniformes; Otro caso, es cuando los niveles en el baño son elevados, las velocidades son iguales en la boquilla de salida que actúa como fuente puntual.

Por ello, el fluido es irrotacional en este punto. Hay que subrayar que la uniformidad o no uniformidad del campo, no es un criterio necesario para determinar si un flujo es rotacional o no.



En la figura B-1d corresponde a un caso donde el campo de flujo rotaría debido a las diferentes velocidades experimentadas por las aspadas. Por ejemplo, durante la formación del vórtice en la fase crítica, las corrientes en el campo de flujo experimentan varias velocidades que propician un giro en el fluido; Otro caso es cuando se generan choques térmicos en el baño, los cuales causan diferentes gradientes de velocidad en el campo de flujo, lo que origina un movimiento rotacional.

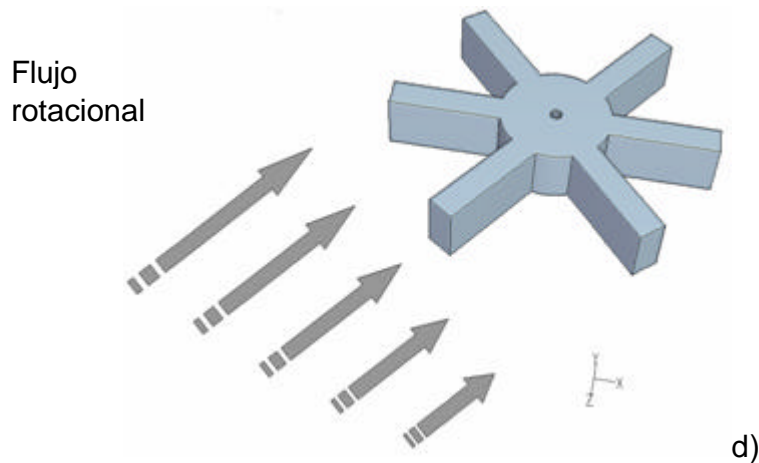


Figura B-1 Bocetos de situaciones típicas de flujo, que ilustra el concepto de vorticidad: a).- Flujo paralelo, b) y c).- Flujo desde una fuente puntual y d).- Flujo con diferentes corrientes.

Hemos visto que en nuestro caso de estudio, el comportamiento del fluido es de naturaleza tridimensional, donde los campos de velocidad y vorticidad, son representados en base a sus tres componentes sobre gráficas de funciones de corriente, vectoriales o en mapas de colores (contornos). Para un sistema cartesiano de coordenadas, la función corriente (ψ) es:

$$u_r = -\frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \quad \text{y} \quad u_\theta = -\frac{\partial \psi}{\partial r} \quad (\text{B-5})$$

donde u_r es la velocidad radial.

Generalmente, los mapas de vorticidad son calculados simultáneamente con los campos de velocidad correspondientes; Por ejemplo, cuando se representa un campo de velocidades en términos de vectores, sí es mostrada una región en donde las líneas se aglomeran de forma circular, corresponde a una región de alta velocidad. Por tanto, la ecuación A-1 responderá a los cambios generados en alguno de sus componentes y los resultados serán computados como un flujo rotacional o irrotacional.

El software, representa los efectos de los flujos rotacionales o irrotacionales, por medio de mapas de colores, donde un flujo rotacional al plano en el que se está viendo, es computado como una región puntual de color rojo, que se desvanece en la gama de colores con círculos concéntricos hacia el tono azul.

En algunos casos en los mapas existen zonas rojas, Sin embargo, en ocasiones no hay flujo rotacional, simplemente el software indica la presencia de zonas de alta velocidad en el fluido o en su defecto, la rotación se da con respecto a otro plano al que se ve.

Para flujo irrotacional, el software representa mapas bipolares, es decir, dos zonas completamente opuestas con magnitudes muy semejantes, éste efecto significa que las velocidades presentes en el fluido son iguales con respecto a un punto (figura B-1a), donde la sumatoria de fuerzas tiende a cero.

APÉNDICE C

Algoritmo numérico.

Usualmente, los fluidos viscosos incompresibles son calculados por medio de las ecuaciones de continuidad y momento; sin embargo, para los casos de estudio en donde se evaluaron las pérdidas de calor a través de la pared de la olla antes y durante el drenado, se consideró la ecuación de energía al sistema de ecuaciones.

La principal dificultad en el flujo incompresible, es la solución exacta para el campo de presión, por lo que fue necesario buscar un acercamiento unificado en que pueden acomodarse los flujos en las zonas cercanas a la interfase, a la pared de la olla y el flujo principal.

En este caso, hay dos aproximaciones; Los métodos de variable primitiva y el método de vórtice; para el caso presente se aplicó el primero. La aproximación con variable primitiva incluye el método de compresibilidad artificial (ACM) [Chorin, 1967], y los métodos de corrección de presión (PCM) incluso el método de celda y marcado (MAC) [Harlow y Welch, 1965], el Método Semi Implícito de Ecuaciones Acopladas por la Presión. (SIMPLE) [Patankar y Spalding, 1976], y el Método de la Presión Implícita con Operadores Separados. (PISO) [Issa, 1985].⁴⁸⁾

El acoplamiento presión-velocidad se logra usando la ecuación (C-1) para derivar el campo de presión de la ecuación de continuidad discretizada (ecuación C-2), el software proporciona la opción para escoger entre tres algoritmos de acoplamiento de presión-velocidad: SIMPLE, SIMPLEC, y PISO.⁴⁹⁾

Debido a que nuestra investigación involucra los fenómenos de turbulencia, vórticidad y transferencia de calor; Se decidió emplear el algoritmo SIMPLEC en particular para los casos no isotérmicos, el cual ayudó en la solución de las condiciones límite impuestas en el modelo y de las variables paramétricas, además de utilizar un bajo factor de relajación con el propósito de ahorrar esfuerzo computacional que el SIMPLE. Sin embargo, para los casos isotérmicos se empleó el algoritmo PISO para los acoplamientos entre la presión y velocidad de las ecuaciones de transporte durante el drenado.

$$\sum_f^{N_{caras}} J_f A_f = 0 \quad (C-1)$$

donde J_f es el flux de masa a través de la cara f , $r v_n$, v_n es el valor de la velocidad en la cara y A_f es el área de la cara.

$$J_f = \hat{J}_f + d_f (p_{c0} - p_{c1}) \quad (C-2)$$

donde p_{c0} y p_{c1} son las presiones dentro de las dos celdas para cualquier tamaño de cara y \hat{J}_f contiene la influencia de velocidades en estas celdas. El término d_f es una función de $\bar{a}p$, el promedio de la ecuación de momento ap y el coeficiente para las celdas en cada tamaño de cara f .

SIMPLE

(Semi Implic Method for Pressure-Linked Equations).

El algoritmo SIMPLE (Método Semi Implícito de Ecuaciones Acopladas por la Presión) relaciona las correcciones de velocidad-presión para ayudar a la conservación de masa y obtener el campo de presión.

Si la ecuación de momento es resuelta con un campo de presión supuesto p^* , el flux en la cara resultante J_f^* se calcula con la ecuación B-1.

$$J_f^* = \hat{J}_f^* + d_f (p_{c0}^* - p_{c1}^*) \quad (C-3)$$

no satisface la ecuación de continuidad. Por consiguiente, una corrección J_f' se agrega al flux en la cara J_f^* , donde el flux en la cara corregido es J_f .

$$J_f = J_f^* + J_f' \quad (C-4)$$

Satisface la ecuación de continuidad. El algoritmo SIMPLE J'_f se escribe como:

$$J'_f = d_f (p'_{c0} - p'_{c1}) \quad (C-5)$$

donde p' es la corrección de presión en la celda.

El algoritmo sustituye las ecuaciones de corrección del flux (C-4 y C-5) e la ecuación de continuidad discretizada (C-2) para obtener una ecuación discreta para la presión corregida p' en la celda.

$$ap p' = \sum_{nb} a_{nb} p'_{nb} + b \quad (C-6)$$

donde el término fuente b es la proporción de flujo neto en la celda.

$$b = \sum_f^{N_{caras}} J_f^* A_f \quad (B-7)$$

La corrección de presión (C-6) se resuelve calculando para toda la malla. Una vez que la solución se obtiene, la presión en la celda y el flux en la cara se corrigen usando:

$$p = p^* + a_p p' \quad (C-8)$$

$$J_f = J_f^* + d_f (p'_{c0} - p'_{c1}) \quad (C-9)$$

Aquí a_p es un factor de sobre relajación. El flux en la cara corregido J_f , satisface la ecuación de continuidad discretizada, idénticamente durante cada iteración.

SIMPLEC

(Semi Implic Method for Pressure-Linked Equations Consistent).

El algoritmo SIMPLEC propuesto por Van Doormaal y Raithby [1984] (SIMPLE Consistente) es solo un variante del SIMPLE básico. El procedimiento del SIMPLEC es similar al procedimiento del SIMPLE descrito anteriormente. La única diferencia es en la expresión usada para la corrección del flux de cara J'_f , de manera similar al SIMPLE puede escribirse como:

$$J_f = J_f^* + d_f(p'_{c0} - p'_{c1}) \quad (C-10)$$

Sin embargo, el coeficiente d_f se basa como una función de $(ap - \sum_{nb} a_{nb})$. El uso de esto, modifica la ecuación de corrección, se ha demostrado que este término acelera la convergencia en los casos donde existen problemas de acoplamiento de presión, que es el principal obstáculo en la solución.

Pasos del algoritmo.

- 1) Se inicia el proceso iterativo suponiendo un campo de presión p^* .
- 2) Se usan los valores de p^* para resolver u, v y w con la ecuación de momento, para obtener las velocidades que son aquellas asociadas con los valores de p^* dadas por u^*, v^* y w^* .
- 3) Desde que son supuestos los valores de p^* para obtener las velocidades u^*, v^* y w^* que no satisfacen la ecuación de continuidad, sin embargo al resolver la ecuación B-10 se obtiene una presión de corrección p' que es más cercana a la solución del campo de velocidades para el valor de p^* ; donde la presión corregida es $p = p^* + p'$, la cual corresponde a las velocidades corregidas $u = u^* + u', v = v^* + v'$ y $w = w^* + w'$.
- 4) Resolver la ecuación la de energía junto con la C-10 discretizada, para otras variables paramétricas f 's (T^*, C, e, k, w , etc., donde $\frac{f_{n+1} - f_n}{f_n} \leq 10^{-5}$

- 5) Designar un nuevo valor de p como el nuevo valor supuesto de p^* y retornar al paso 2, repetir el proceso hasta que el campo de velocidad se encuentre y satisfaga la ecuación de continuidad.

Cuando la solución converge es archivada y la distribución de velocidad obtenida, satisface la ecuación de continuidad.

PISO

(Pressure Implicit with Splitting of Operators).

Método de la Presión Implícita con Operadores Separados (PISO), el esquema de acoplamiento presión-velocidad, es parte de la familia del algoritmo SIMPLE, se basa, en un grado más alto de relación aproximada, entre las correcciones para la presión y velocidad. Una de las limitaciones de los algoritmos SIMPLE y SIMPLEC son las nuevas velocidades y los fluxes correspondientes que no satisfacen el balance de momento, después de que se resuelve la ecuación de la corrección para la presión. Como resultado, el cálculo debe repetirse hasta que el balance esté satisfecho. Para mejorar la eficacia de este cálculo, el algoritmo de PISO realiza dos correcciones adicionales: la corrección del nodo adyacente y una corrección de asimetría.

También, PISO puede mantener un cálculo estable con un paso de tiempo más grande y un factor de relajación menor que 1.0 en el momento y la presión donde la suma de ambas sea la unidad (por ejemplo, 0.3 para la presión y 0.7 para el momento). De hecho, PISO en combinación con las correcciones asimétricas es recomendado para mallas curvilíneas o con un alto grado de distorsión,

Corrección adyacente.

La idea principal del algoritmo PISO es desplazar los cálculos iterativos requeridos por SIMPLE y SIMPLEC en la solución de la corrección de presión- n ⁴⁸). Después de

uno o más ciclos, las velocidades corregidas satisfacen las ecuaciones de continuidad y momento satisfactoriamente. Este proceso iterativo se llama corrección del momento o "corrección adyacente". El algoritmo de PISO disminuye el número de iteraciones requeridas para la convergencia dramáticamente, sobre todo para los problemas dependientes del tiempo. ⁴⁹⁾

Corrección asimétrica.

Después de la solución inicial de la ecuación de la presión corregida, el gradiente de la presión corregida es recalculado y actualizadas las correcciones de flux de masa. Este proceso es llamado "corrección asimétrica", que significativamente reduce las dificultades de convergencia asociadas con las mallas favorablemente distorsionadas. PISO en la modalidad de corrección asimétrica, permite obtener una solución en una malla favorablemente sesgada en aproximadamente el mismo número de iteraciones como el requerido para una malla más ortogonal.

Pasos del algoritmo.

- 1) Usando los campos de velocidad del campo previo (valores iniciales o etapa del paso previo), se calculan los coeficientes de la ecuación de momento transformadas para calcular la velocidad (v^*), a este paso se le conoce como etapa predictora para el momento.
- 2) Etapa predictora para la presión. La velocidad producida, obtenida en la etapa 1, no satisface la ecuación de continuidad; Entonces, usando la velocidad predicha, se calculan los coeficientes de la ecuación implícita de presión y es resuelta para el campo de presiones (P^*), también es resulta la ecuación de energía para (T^*) junto con otras variables paramétricas, f 's, si es necesario (C, e , k , w , etc., donde $\frac{f_{n+1} - f_n}{f_n} \leq 10^{-5}$)
- 3) Etapa correctora para el momento. En este punto se usa la presión (P^*) y la densidad del acero r , para resolver en forma explícita la ecuación de

momento y obtener un campo de velocidad corregido (v^{**}). Si es necesario resolver la ecuación de energía de manera implícita.

- 4) Corrección de la presión. Usando las velocidades corregidas en la etapa 3, se calcula el campo de presiones resolviendo la ecuación implícita para la presión, obteniendo así (P^{**}) y la densidad para una temperatura nueva r^*
- 5) Segunda corrección para el momento. Usando las presiones corregidas P^{**} y las densidades r^* para resolver de forma implícita las ecuaciones de momento y obtener (v^{***}). Si es necesario se resuelve la ecuación de energía para encontrar el perfil de temperaturas.
- 6) Marcha en el tiempo. Incrementamos el tiempo para repetir el procedimiento de los pasos 1 al 5.

Body Force Weighted (BFW)

(Fuerzas de Cuerpo en Flujos Multifásicos).

Cuando las fuerzas de cuerpo (por ejemplo, la fuerzas de gravedad y tensión superficial) presentes en flujos multifásicos son grandes; los términos fuerza de cuerpo y gradientes de presión en la ecuación de momento estarán casi en equilibrio, donde el término viscoso es pequeño en comparación con las contribuciones convectivas.

El procedimiento básico involucra un aumento en las correcciones del parámetro de flux en la cara y para las fuerzas del cuerpo de la ecuación C-10; Esto resultados corregidos son calculados en la ecuación C-7 y permite lograr fácilmente un campo de flujo y de presión realista durante el proceso iterativo.

Durante los cálculos, el esquema (BFW) fue determinante para la solución del flujo en su modalidad VOF para un sistema multifásico. En ambos criterios de estudio se empleó este esquema algorítmico para resolver los gradientes de presión y los efectos de la fuerza de gravedad en el fluido durante el drenado de la olla. ⁵⁰⁾

