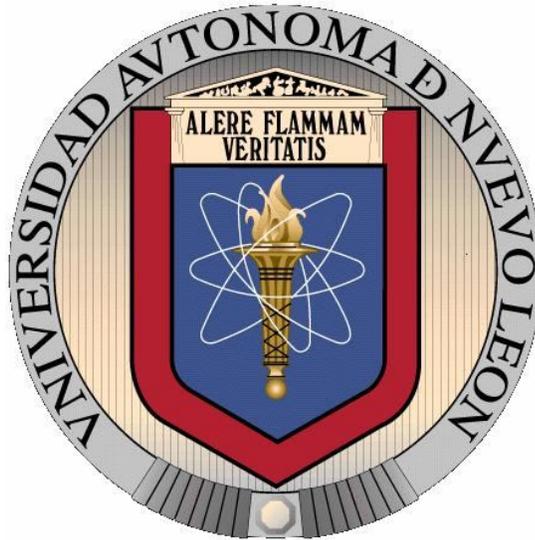


UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELECTRICA
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



DESCRIPCIÓN DEL PROCESO DE COLADA CONTINUA MEDIANTE CFD

POR

ING. BENITO FLORES GARZA

TESIS

EN OPCIÓN AL GRADO DE MAESTRO EN CIENCIAS DE LA
INGENIERÍA MECÁNICA CON ESPECIALIDAD EN MATERIALES

SAN NICOLÁS DE LOS GARZA, NUEVO LEON

A 27 DE NOVIEMBRE DE 2010

Universidad Autónoma de Nuevo León
Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica
División de Estudios de Postgrado

Los miembros del Comité de Tesis recomendamos que la Tesis “Simulación del modelo matemático del flujo de acero líquido en el distribuidor de la máquina de colada continua mediante CFD”, realizada por el Ing. Benito Flores Garza, sea aceptada para su defensa como opción al grado de Maestro en Ciencias de Ingeniería Mecánica con la especialidad en materiales.

El comité de Tesis

Asesor
Dr.

Revisor
Dr.

Revisor
Dr.

Vo.Bo.
Dr. Moisés Hinojosa Rivera
División de Estudios de Postgrado

Ciudad Universitaria, al 26 de Marzo de 2010

A mis padres
Benito Flores Hingosa
Julia Garza Garza

A mis hermanos
Julia Flores Garza
Jesús Tadeo Flores Garza

A todos mis familiares y amigos
Y a ti por leerlo, gracias.

Prologo

La herramienta de simulación computacional de fluidos (CFD) ha sido aplicada en problemas de la industria siderúrgica, especialmente en la colada continua. Su uso adecuado es muy importante para garantizar la viabilidad y confiabilidad de resultados.

Índice

Resumen General.....	7
1. Introducción.....	8
1.1 Objetivos.....	8
1.2 Justificación.....	8
2. Antecedentes.....	9
2.1 Proceso de colada continua.....	10
2.1.1 Disposición de la planta y Descripción.....	12
2.2 Grados de acero.....	13
2.2.1 Grados sensibles a la fisura.....	13
2.2.2 Grados susceptibles al pegado.....	14
2.3 Nivel de reducción suave.....	15
2.4 Velocidad de colada y velocidad de enfriamiento secundario.....	16
2.5 Parámetros de oscilación del molde.....	18
2.5.1 Parámetros.....	18
2.5.2 Marcas de oscilación.....	19
2.6 Polvo colador.....	20
2.6.1 Parámetros importantes.....	21
2.7 Solicitud de la hoya.....	22
2.7.1 Tiempo.....	23
2.7.2 Temperatura.....	24
2.7.3 Cálculo de la temperatura liquidus.....	25
2.8 Comienzo de la colada.....	25
2.9 Cambio de la hoya.....	25
2.10 Limpieza del acero.....	26
2.11 Modelo del análisis de deformaciones para la máquina de colada de planchones.....	27
2.11.1 Estimación de la fisuración interna.....	28
2.11.2 Estimación de la fisuración superficial.....	30
2.12 Cómo evitar la rotura.....	31
3. Fundamentos físico-químicos de la fabricación del acero.....	34
3.1. Nociones generales de termodinámica y cinética, las partes principales de la física química.....	34
3.2. Escorias en los procesos de fundición de acero.....	38
3.3. Oxidación del carbono.....	41
3.4. Oxidación y reducción del manganeso.....	44
3.5. Oxidación y reducción del Silicio.....	46
3.6. Oxidación y reducción del fósforo.....	47
3.7. Desulfuración del metal.....	51
3.8. Gases en el acero.....	53
3.9. Inclusiones no metálicas.....	57
4. Dinámica de fluidos computacionales (CFD).....	59
4.1 Introducción.....	59
4.2 Alcances y limitación de CFD.....	60
4.3 Algunas ventajas e inconvenientes.....	61
4.4 Explicación resumida del método.....	63
4.5 Resolución numérica de las ecuaciones de flujo.....	64
4.5.1 Ecuaciones que describen el movimiento de un fluido.....	64
4.6 Modelos de turbulencia.....	65
4.7 Discretización de las ecuaciones del flujo.....	68
4.8 Método de los volúmenes finitos.....	69

4.9 Resolución de las ecuaciones discretizadas.....	70
4.10 Dependencia del tiempo y no-linealidad.....	71
4.11 Condiciones de contorno.....	72
4.12 Metodología.....	73
5. Modelo experimental.....	76
5.1 Formulación matemática.....	77
5.1.1 Ecuaciones gobernantes.....	77
5.1.2 Modelos de turbulencia.....	77
5.1.3 Variable adicional.....	79
5.1.4 Modelo lagrange para trayectorias de partículas.....	79
5.2 Procedimiento numérico.....	80
6. Resultados y discusión.....	82
6.1 Tiempos y volúmenes caracterizados.....	82
6.2 Análisis Lagrange de flujo.....	84
7. Conclusiones.....	89
Bibliografía.....	91

Resumen

Este trabajo presenta, de forma comparativa, dos metodologías para análisis de flujo y grado de limpieza de acero en un distribuidor de colada continua con diferentes modificadores de flujo: distribución de tiempos de residencia (DTR) para cuantificar los volúmenes de los tiempos caracterizados y modelo Lagrange de partículas para simular la remoción de inclusiones no-metálicas. Los procesamientos numéricos de un dominio tridimensional de distribuidor, para diferentes modelos de turbulencia, fueron realizados en un software comercial de CFD.

A partir de la obtención numérica de las curvas DTR, los tiempos de caracterización para diferentes configuraciones geométricas fueron cuantificados. Esos valores fueron comparados con los de la literatura y presentaron buena concordancia. En general, la utilización del modelo de tensión de Reynolds obtiene los mejores resultados para los tiempos mínimo y medio de residencia.

Los volúmenes caracterizados no presentaron diferencias entre las configuraciones con modificadores de flujo. Entretanto, las caracterizaciones de flujo del distribuidor con esos dispositivos presentaron comportamientos distintos, estrechamente ligado con las trayectorias de partículas sólidas.

El distribuidor con un dispositivo “weir” alcanza las mejores tazas de remoción por la superficie. Debido a su localización, el modificador tipo “dam” no auxilio en la limpieza del distribuidor.

Palabras claves: modelo físico y numérico, distribuidor de colada continua, DTR, trayectoria de partículas sólidas.

CAPITULO I

INTRODUCCIÓN

El acero presente en el interior del distribuidor debe encontrarse en estado líquido a alta temperatura, donde debe permanecer el tiempo suficiente para asegurar homogeneidad térmica y química, antes de dirigirse a los moldes de solidificación. Otra importante función de este equipo es la de promover la remoción de elementos nocivos del acero hacia la capa de escoria. Estos elementos conocidos como inclusiones no metálicas, están generalmente en estado sólido. La caracterización del flujo de acero líquido en el interior del distribuidor es de extrema importancia para proporcionar soluciones en términos de estabilidad de proceso y grado de limpieza del acero.

1.1 Objetivo

Un estudio numérico, vía herramientas de CFD, será realizado con los siguientes objetivos:

- Validar tiempos caracterizados obtenidos de curvas DTR para diferentes configuraciones geométricas de un distribuidor.
- Determinar los modelos de turbulencia más adecuados.
- Presentar la influencia de flujo sobre trayectorias de partículas sólidas.
- Mediante el conocimiento de los campos de velocidad y tasas de remoción, determinar la configuración más efectiva para remoción de inclusiones no metálicas.

1.2 Justificación

Reducir los costos de calidad al disminuir los rechazos de los clientes por problemas de inclusiones no metálicas.

CAPITULO II

ANTECEDENTES

Muchos trabajos sobre diferentes geometrías de distribuidores, escalas y condiciones operacionales de distribuidores son descritos en la literatura. Mazumdar y Guthrie(1999) presentando resultados de diversos autores que utilizaron técnicas experimentales, numéricas y en algunos casos una combinación de ambas.

Según estos autores las curvas de distribución de tiempos de residencia (DTR) presentan características específicas de flujo en el interior del distribuidor, que esta directamente relacionado a la eficiencia de remoción y flotación de inclusiones no metálicas hacia la capa de escoria. Sahai y Ahuja (1986) postularon que el máximo grado de remoción es obtenido a través de la presencia mínima de regiones estancadas, porcentaje grandes de volumen de pistón, con flujo ascendente y que también contenga regiones de mezcla.

Entretanto, según Javurek et al.(2002) las curvas DTR son inapropiadas para estimar la remoción de inclusiones no metálicas, pues no identifican diferencias entre las direcciones de flujo y la rotacionalidad, que son las principales fuentes de análisis para estimar la remoción de inclusiones. De acuerdo con Sinha y Sahai(1993), las curvas DTR suministraron respuestas indirectas y cualitativas en relación al grado de limpieza del acero. No obstante, mediante el uso de modelos computacionales es posible cuantificar las trayectorias de inclusiones no metálicas y las respectivas tasas de remoción.

A través de mediciones realizadas in situ y estudios numéricos, Miki y Thomas(1999) mostraron los cálculos de remoción de inclusiones realizado para diferentes modelos numéricos, de entre los cuales, los que determinan la trayectoria de partículas (modelo lagrange) presentaron buenos resultados.

2.1 Proceso de colada continua.

La mayoría de los procesos que se operan en el baño del horno de fusión para acero están actualmente bastante bien estudiados. Las regularidades físico-químicas de los procesos de oxidación y reducción se tienen en cuenta en la tecnología del procedimiento de fusión. A continuación se analizara las reacciones principales de los procesos de fusión del acero.

La colada continua del acero es un proceso en el cual el acero líquido es permanentemente solidificado en una línea de colada de metal. Dependiendo de las dimensiones del producto, estos productos semi-elaborados son conocidos como planchones, tochos y palanquillas. El proceso fue inventado en la década del 1950 en un intento por incrementar la productividad de la producción de acero. Anteriormente sólo era posible la colada en lingoteras que todavía tiene sus beneficios y ventajas pero que no siempre cumple con las demandas de productividad. Desde entonces, la colada continua ha sido desarrollada más aún para mejorar el rendimiento, la calidad y la eficiencia en función de los costos.

El acero líquido es suministrado a la máquina de colada continua desde la acería secundaria. La hoya es entregada mediante una grúa y posicionada en una torreta de hoya, la que posteriormente gira la hoya hacia la posición de colada. Se abre una válvula deslizante en el fondo de la hoya para permitir que el acero líquido fluya a través de una camisa protectora hacia el distribuidor, un recipiente que actúa como compensador de flujo entre la hoya y el molde. A medida que se llena el distribuidor, las barras tapón se levantan para permitir la colada de acero hacia un conjunto de moldes de cobre enfriados por agua situados debajo del distribuidor. La solidificación comienza sobre las paredes del molde y el acero es extraído del molde mediante una barra falsa. Cuando deja el molde, la línea de colada de acero requiere una piel sólida suficientemente gruesa para soportar el peso del acero líquido que contiene, es decir, la presión ferrostática.

Durante todo el proceso de colada, el molde oscila verticalmente a fin de separar el acero solidificado del molde de cobre. Esta separación se incrementa aún más al introducir un polvo lubricante colador en el molde.

La línea de colada es extraída del molde mediante un conjunto de rodillos que guían al acero a lo largo de un arco hasta que la línea de colada se ubica en posición horizontal. Los rodillos deben ser posicionados a poca distancia entre sí para evitar el abarrilamiento o rotura de la piel fina.

Cuando el acero deja el molde, sólo tiene una piel solidificada fina que necesita un mayor enfriamiento para completar el proceso de solidificación. Esto se logra en la así llamada zona de enfriamiento secundario, donde un sistema de pulverizadores de agua ubicados entre los rodillos es utilizados para rociar una fina niebla de agua sobre el acero. En este momento, el acero, la piel solidificada y el centro líquido, se conocen como línea de colada.

Luego que la línea de colada ha sido enderezada y ha solidificado por completo, se la corta con soplete en longitudes de producto predeterminadas. Estas pueden ser enviadas a un área de almacenamiento o a un laminador en caliente.

Tabla 2-1. Resumen de los diferentes componentes en el proceso de colada continua.

Componente	Tarea principal	Tarea secundaria
Cuchara	Transportar y contener el acero líquido	Facilitar la eliminación de inclusiones
Torreta de cuchara	Posicionar las cucharas llenas sobre el distribuidor y remover las vacías	Liberar las grúas para una mayor productividad
Distribuidor	Actuar como compensador de flujo entre la cuchara y el molde	Facilitar la eliminación de inclusiones
Molde	Enfriar el acero líquido para formar una capa solidificada	
Sistema de barra	Enfriar aun más la barra para solidificarla por completo y enderezarla	

2.1.1 Disposición de la planta y Descripción

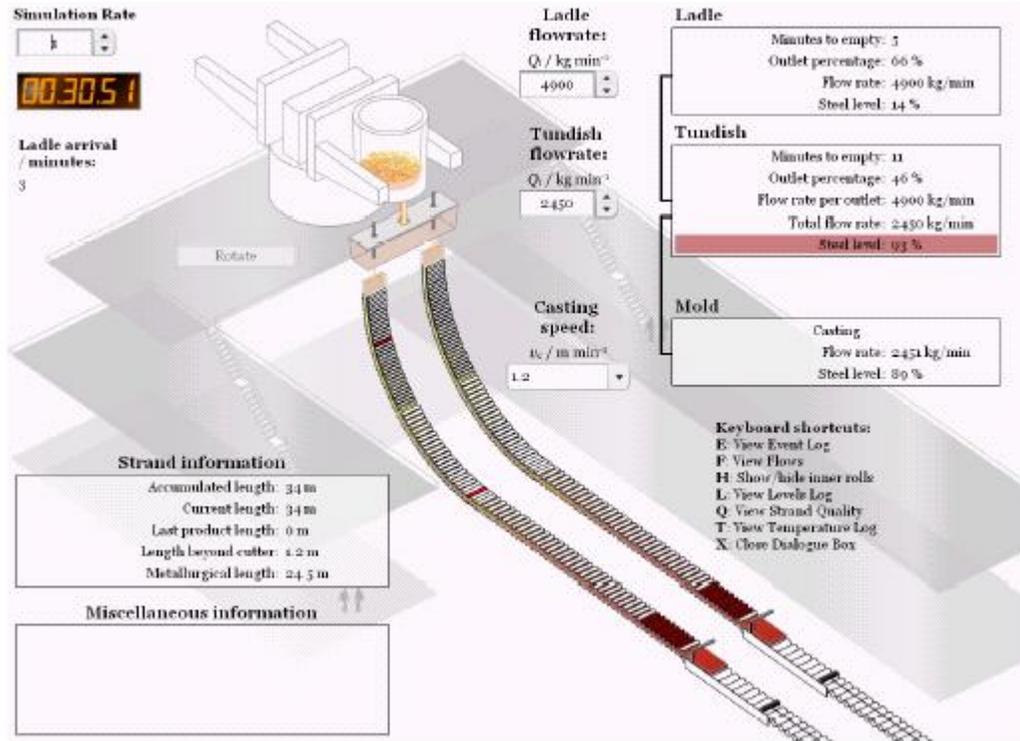


Figura 2-1 Dos hoyas son puestas en la torreta, la cual gira para ubicarlas sobre el distribuidor¹

Las propiedades de las diferentes máquinas de colada está enumeradas en la siguiente tabla.

Tabla 2-2 Tabla de propiedades de la maquina de colada.²

Tipo	Planchón	Tocho	Palanquilla
Grado(s) de acero	Acero para tuberías Acero de ultra bajo carbono	Acero para la construcción	Acero de construcción mecánica
Tamaño de la cuchara / ton métrica	250	100	100
Radio / m	9	12	8
Cantidad de barras	2	5	6
Velocidad de colada / m s ⁻¹	1.0-2.0	1.2 - 1.8	3 - 5
Dimensión de la sección transversal / mm	1200 × 230	250 × 250	130 × 130
Uso típico	Productos planos, es decir, chapa, plancha, bobinas	Productos largos, es decir, barras, vigas, pilotajes	Productos largos, es decir, barras, perfiles, alambres
Espaciado entre rodillos, sección I / mm	202 (35 rodillos in 45°)		
Espaciado entre rodillos, sección II / mm	283 (25 rodillos in 45°)		
Radio(s) de flexión/enderizado / m	R ₅₆ =9, R ₅₇ =11.3, R ₅₈ =15, R ₅₉ =22.6, R ₆₀ =45.2		

2.2 Grados de acero

El **grado de acero para la construcción** de aplicación general es un grado relativamente no específico, sensible a la fisura. El acero para la construcción es colado utilizando una máquina de colada de tochos siendo las dimensiones de la sección transversal de 250×250 mm. El nivel de inclusiones puede ser moderado sin sufrir ningún problema de calidad.

El **acero de ultra bajo carbono (ULC) con TiNb** es un grado de acero susceptible al pegado para partes de carrocerías de automóviles con una concentración de carbono menor a $0.0035\%C$ a fin de optimizar la conformabilidad. Este acero es colado en una máquina de colada de planchones siendo las dimensiones de la sección transversal de 1200×230 mm. A fin de cumplir con los requerimientos de limpieza de este grado de acero es de suma importancia que los niveles de inclusiones sean muy bajos.

El **acero para tuberías** de distribución de gas requiere de un grado muy específico, ya que la combinación de alta resistencia y tenacidad a la fractura necesita de niveles de impurezas (S, P, H, O y N) e inclusiones extremadamente bajas. Junto con el grado de acero de ultrabajo carbono, este acero tiene las mayores demandas de niveles de inclusión muy bajos. Ambos grados de acero son colados utilizando la máquina de colada de planchones con una sección transversal de 1200×230 mm. Dependiendo de la composición, este grado puede ser tanto sensible a la fisura (peritético) como susceptible al pegado (eutético).

El **acero de construcción mecánica** es un acero termo tratable, de bajo grado de aleación, colado a altas velocidades en una máquina de colada de palanquillas utilizando una sección transversal de 130×130 mm.

2.2.1 Grados sensibles a la fisura

Los grados de acero en la colada continua se dividen en dos subgrupos: grados sensibles a la fisura y grados susceptibles al pegado.

La fisuración (fisuras longitudinales) es un problema serio en los aceros con contenido medio de carbono (0.06 – 0.18 %C). Existe un desajuste del 4% entre los coeficientes de contracción térmica para δ -ferrita y austenita. Esto provoca una tensión en la piel y la relajación de tensiones surge de la fisuración longitudinal de la piel de acero. La estrategia adoptada usualmente implica la reducción de tensiones manteniendo el espesor de la piel a un mínimo. Esto se logra reduciendo la transferencia de calor horizontal mediante el incremento del espesor de la capa sólida y de la cristalinidad de la capa de escoria sólida.

2.2.2 Grados susceptibles al pegado

Contrariamente, las roturas por pegado ocurren cuando la piel no es lo suficientemente fuerte para absorber la presión ferrostática y el acero líquido sale de la piel en gran cantidad. La estrategia adoptada en este caso es construir una piel de mayor espesor y esto se logra incrementando el flujo de calor horizontal al reducir el espesor y aumentar la fracción vítrea de la capa de escoria sólida.

Tabla 2-3 Tabla de composiciones para los grados de acero mas comunes.²

	Acero para la construcción	Acero ULC con TiNb para carrocerías	Acero para tuberías	Acero de construcción mecánica
C	0.1450	0.0030	0.0700	0.4150
Si	0.2000	0.2100	0.1800	0.4000
Mn	1.4000	0.7500	1.0500	0.7500
P	<0.0250	0.0650	<0.0120	0.0350
S	<0.0200	<0.0120	<0.0030	0.0350
Cr	<0.1000	<0.0500	<0.0600	1.0500
Al	0.0350	0.0450	0.0300	0.0225
B	<0.0005	0.0030	<0.0050	0.0050
Ni	<0.1500	<0.0800	<0.0500	0.3000
Nb	0.0500	0.0200	0.0150	0.0000
Ti	<0.0100	0.0300	<0.0100	0.0000
V	<0.0100	-	<0.0100	0.0100
Mo	<0.0400	<0.0100	<0.0100	0.2250
As	-	<0.0010	-	0.0000
Ca	-	-	<0.0050	0.0000
N	<0.0050	<0.0040	<0.0045	0.0050
H	<0.0005	<0.0005	<0.0002	0.0002
O	<0.0010	<0.0005	<0.0007	0.0005

2.3 Nivel de reducción suave

La reducción suave está solamente disponible durante la colada de planchones y se le utiliza para reducir la severidad de la segregación central. Para que la reducción suave tenga algún efecto, se deberán elegir una velocidad de la colada y una velocidad de enfriamiento secundario para que la zona de reducción suave se encuentre dentro de la longitud metalúrgica, es decir la longitud en la cual el acero termina de solidificar.

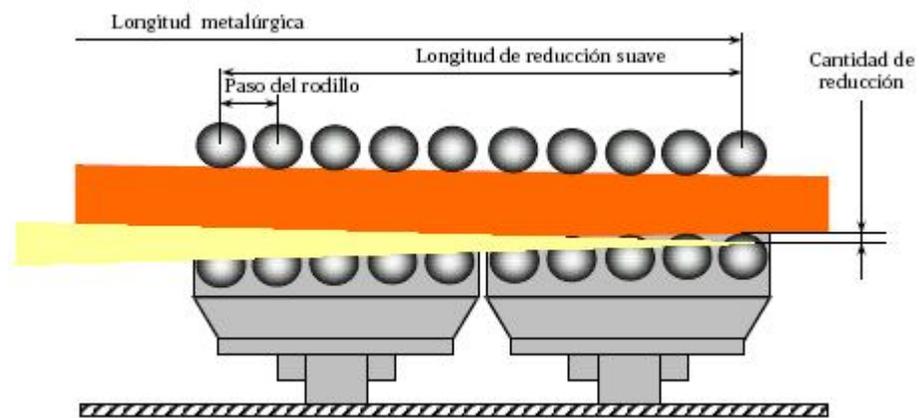


Figura 2.2 Representación grafica de la zona de reducción suave.²

La figura 2-2 muestra un dibujo de la zona de reducción suave. La reducción suave, en este caso, ocurre en dos segmentos con una longitud de 2 metros cada uno. Cada segmento consiste de 5 rodillos y el paso del rodillo es de aproximadamente 400 mm. La zona de reducción suave está posicionada a una longitud del hilo de la colada de entre 23 y 27 metros cuando se cuela el acero para tuberías y de entre 15 a 19 metros cuando se cuela acero de ultra bajo carbono.

Por citar un ejemplo, se pueden seleccionar tres cantidades diferentes de reducción. Las mismas son: suave, moderada y fuerte con la correspondiente reducción de espesor de planchón de 2.4 mm, 6.0 mm y 10.8 mm, respectivamente. Las mismas

condiciones aplican para el acero de ultra bajo carbono (ULC) y para el acero para tuberías (LPS). Dado que no se puede cambiar la posición de la reducción suave, existen pocas combinaciones de velocidad de colada y velocidad de enfriamiento secundario que resulten en una condición óptima de reducción suave.

Esta opción está solamente disponible al colar un grado de acero en la máquina de colada de planchones.

2.4 Velocidad de colada y velocidad de enfriamiento secundario

La elección de la combinación correcta de velocidad de colada y velocidad de enfriamiento secundario es de suma importancia. Esta elección influenciará muchos parámetros diferentes durante la colada y constituye una de las elecciones clave para obtener una colada de buena calidad. Uno de los parámetros que está influenciado directamente por esta elección es la **longitud metalúrgica**, la distancia desde el nivel de acero líquido en el molde hasta donde solidifica totalmente el planchón.

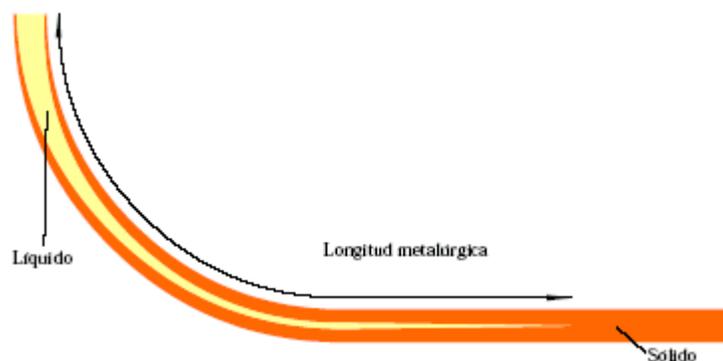


Figura 2-3 Diagrama que ilustra la longitud metalúrgica.²

La longitud metalúrgica es una función compleja de la composición del acero, la velocidad de colada, la velocidad de enfriamiento y las dimensiones de la línea de colada, cuyo cálculo va más allá del presente trabajo. A fin de ayudar a tomar decisiones acertadas sobre sus parámetros de colada, se proporcionan las siguientes tablas.

Los diferentes tipos de máquinas de colada tienen distintas velocidades de colada y velocidades de enfriamiento posibles. Refiérase a las siguientes tablas de longitudes metalúrgicas que dependen de estos parámetros.²

Tabla 2-4 Longitudes metalúrgicas para acero para la construcción colado en la máquina de colada de tochos, 250 × 250 mm.

Velocidad de enfriamiento / kg agua por kg acero	Velocidad de colada / m min ⁻¹			
	1.2	1.4	1.6	1.8
0.3	22.48	26.55	30.43	34.65
0.4	21.78	25.57	29.10	33.12
0.5	20.96	24.43	27.55	31.26
0.6	20.04	23.17	25.57	29.22

Tabla 2-5 Longitudes metalúrgicas para acero de ultra bajo carbono colado en máquina de colada de palanquillas, 1200 × 230 mm.

Velocidad de enfriamiento / kg agua por kg acero	Velocidad de colada / m min ⁻¹					
	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0
0.4	19.03	23.06	27.23	31.55	36.06	40.73
0.5	18.30	22.16	26.16	30.30	34.62	39.10
0.6	17.67	21.38	25.23	29.22	33.36	37.70
0.7	17.11	20.70	24.43	28.30	32.28	36.47
0.8	16.63	20.10	23.70	27.46	31.35	35.40

Tabla 2-6 Longitudes metalúrgicas para acero para tuberías colado en máquina de colada de palanquillas, 1200 × 230 mm.

Velocidad de enfriamiento / kg agua por kg acero	Velocidad de colada / m min ⁻¹					
	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0
0.4	20.17	24.50	28.98	33.65	38.55	43.56
0.5	19.40	23.56	27.86	32.35	37.02	41.87
0.6	18.75	22.74	26.88	31.20	35.70	40.37
0.7	18.17	22.02	26.04	30.21	34.56	39.10
0.8	17.65	21.40	25.30	29.33	33.57	37.97

Tabla 2-7 Longitudes metalúrgicas para acero de construcción mecánica colado en máquina de colada de planchones, 130 × 130 mm.

Velocidad de enfriamiento / kg agua por kg acero	Velocidad de colada / m min ⁻¹		
	3.0	4.0	5.0
0.8	17.20	22.40	28.00
0.9	16.70	21.53	26.83
1.0	16.20	20.73	25.66
1.1	15.70	19.86	24.42
1.2	15.20	19.06	23.33

2.5 Parámetros de oscilación del molde

Se utiliza un molde oscilante principalmente para reducir la fricción entre la pared del molde y la piel de la línea de colada. Esto se hace más fácil por el flujo inducido de polvo en el molde desde el menisco, en forma descendente por la separación entre la piel del acero solidificado y las placas del molde.

2.5.1 Parametros

Carrera del molde, S [mm]: Normalmente, la carrera del molde varía entre 3 y 10 mm. Si se incrementa la carrera del molde, el tiempo de desmolde (ver abajo) aumenta proporcionalmente. Por lo tanto, la profundidad de las marcas de oscilación y el consumo de polvo colador también aumentan.

Frecuencia, f [min⁻¹]: Los osciladores de molde hidráulicos estándar realizan frecuencias de entre 100 y 250 ciclos por minuto. Si se incrementa la frecuencia, el tiempo de desmolde negativo disminuye, por lo tanto, la profundidad de las marcas de oscilación y el consumo de polvo colador disminuyen también.

Tiempo de desmolde negativo, t_N [s]: El tiempo de desmolde negativo es el período donde la velocidad descendente del molde es mayor que la velocidad de colada, dado por:

$$t_N = \frac{60}{\pi f} \arccos \frac{1000 v_{\text{cast}}}{\pi f S} \quad [s] \quad 2-1$$

donde:

f = frecuencia, min⁻¹

S = carrera del molde, mm

v_{cast} = velocidad de colada, m min⁻¹

Profundidad de la marca de oscilación, d [mm]: Si bien la oscilación del molde es una necesidad para la colada continua también disminuye la calidad superficial debido a las conocidas marcas de oscilación. La superficie de las coladas en continuo está caracterizada por la presencia de marcas de oscilación que se forman

periódicamente en el menisco debido a la oscilación del molde. Tienen una influencia importante en la calidad superficial ya que frecuentemente son el origen de las fisuras transversales. La profundidad de la marca de oscilación depende del polvo colador, la carrera del molde, la frecuencia de oscilación y la velocidad de colada elegidos.

$$d = 0.065 \cdot 1.145^S \cdot (200 \cdot 0.9^S)^{t_N} \quad [mm] \quad 2-2$$

donde: t_N = tiempo de desmolde negativo, s

2.5.2 Marcas de oscilación

La figura 2-4 muestra el mecanismo de formación de las marcas de oscilación. La parte superior de la gráfica muestra la posición del molde que varía con el tiempo. El mecanismo de formación de las marcas de oscilación está explicado en la parte inferior de la gráfica. El tiempo de desmolde (áreas sombreadas) es el principal factor de influencia para la formación de marcas de oscilación. El incremento de tiempo de desmolde está acompañado por mayor profundidad de las marcas de oscilación. A fin de minimizar la profundidad de las marcas de oscilación es esencial optimizar correctamente los parámetros de oscilación. El tiempo de desmolde debería estar lo más cerca posible a los 0.11 s junto con una oscilación del molde que resulte en la menor profundidad posible de marcas de oscilación.

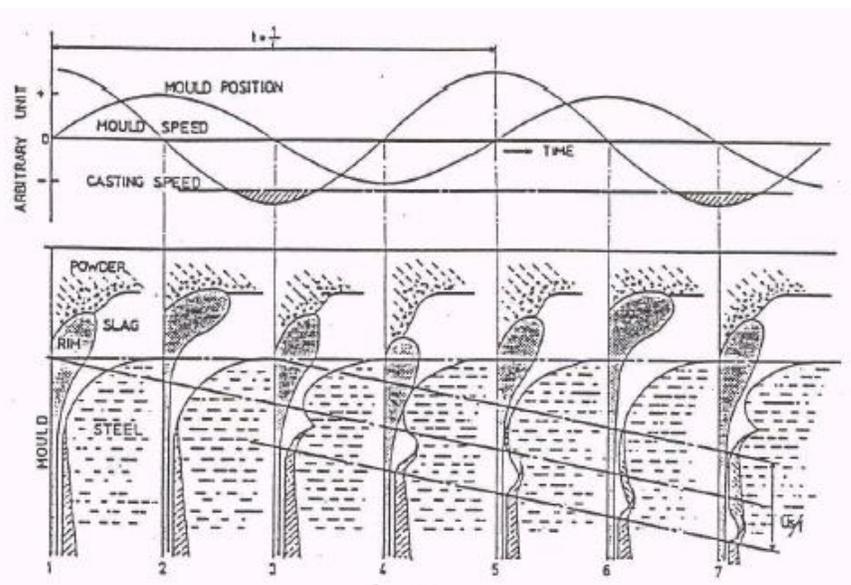


Figura 2-4 Formación de marcas de oscilación.¹

2.6 Polvo colador

El polvo colador es una escoria sintética continuamente alimentada a la superficie del baño líquido durante la colada. El polvo se funde y fluye hacia abajo entre las paredes del molde y la piel de la línea de colada. Elegir el polvo colador correcto para el molde es una elección crítica para garantizar una calidad superficial lo suficientemente buena del material de colada. El polvo elegido influye principalmente la profundidad de la marca de oscilación y su consumo.

La función de los polvos de colada es la siguiente:

- Actuar como lubricante entre la línea de colada y el molde
- Mejorar la transferencia de calor desde la línea de colada hasta el molde
- Brindar aislamiento térmico a la superficie del baño de acero líquido
- Proteger el acero líquido de la re-oxidación
- Absorber las inclusiones que se elevan a la superficie del metal

La figura 2-5 muestra la disposición general del polvo colador de colada continua. El polvo colador es agregado encima del acero líquido en el molde. El polvo se funde y se infiltra en el espacio entre molde/menisco de la línea de colada. Esta infiltración es el proceso clave de la colada continua ya que es necesario para garantizar tanto una buena lubricación como una transferencia uniforme de calor entre la línea y el molde.

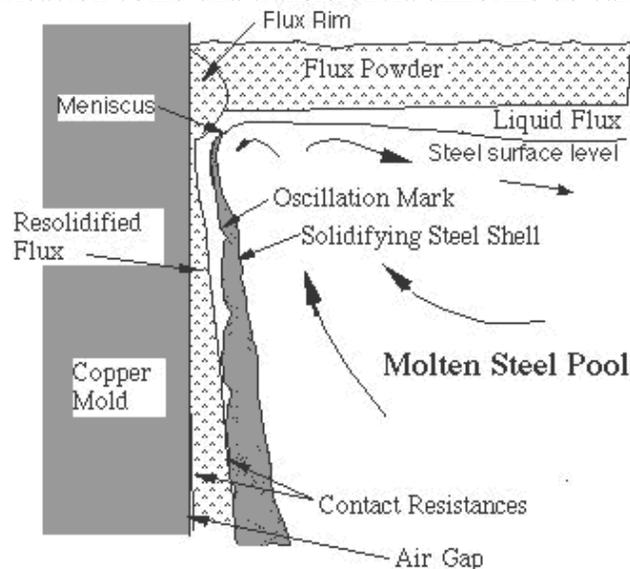


Figura 2-5 Función del polvo colador.¹

2.6.1 Parámetros importantes

El **consumo del polvo colador** no sólo depende del tipo de polvo elegido sino también de los parámetros de oscilación y de la velocidad de colada. Este consumo se mide en masa por unidad de área de la superficie de la línea de colada, por ejemplo kg m⁻². Teniendo en cuenta que el polvo fundido en el molde es bombeado por el movimiento oscilante del molde dentro de la separación del molde/ línea, los parámetros de oscilación tienen una influencia esencial en el consumo de polvo colador.

Existe gran diversidad de opiniones en la literatura disponible acerca de las relaciones adecuadas para el consumo de polvo colador. Entre otras, Steinrück *et al* demostraron que el consumo de polvo colador aumenta cuando mayor es la oscilación:

$$Q = \frac{0.1}{\sqrt{f\eta v_{\text{cast}}}} + 0.04S \quad [\text{kg/m}^2] \quad 2-3$$

donde

Q = consumo de polvo colador por unidad de área, kg m⁻²

f = frecuencia de la oscilación del molde, min⁻¹

η = viscosidad del polvo colador, Pa.-s

v_{cast} = velocidad de colada, m min⁻¹

S = carrera del molde, mm

Una de las propiedades más importantes del polvo colador es la **temperatura de incremento de viscosidad**. La misma se define como la temperatura crítica a partir de la cual la viscosidad del polvo aumenta drásticamente, es decir, el punto donde la lubricación del líquido comienza a ceder.

La figura 2-6 muestra como el aumento de viscosidad varía de acuerdo a las diferentes velocidades de colada. Un grado sensible a la fisura debería colarse utilizando polvo de colada A o B para proporcionar las mejores condiciones posibles. Mientras que los grados susceptibles al pegado deberían colarse utilizando polvo de tipo C o D. La Tabla 2-8 contiene información sobre materiales y costos para cinco tipos diferentes de polvos coladores en el molde que pueden ser utilizados.

Tabla 2-8 Propiedades materiales de los polvos coladores disponibles en el molde.¹

Polvo	Viscosidad / Pa s	Temperatura de rotura / °C	Costo / \$ por kg	Aplicación
A	0.12	1170	0.65	Utilizado para grados sensibles a la fisura
B	0.21	1190	0.70	Utilizado para grados sensibles a la fisura
C	0.19	1130	0.750	Utilizado para grados susceptibles al pegado
D	0.10	1050	0.800	Utilizado para colada de alta velocidad
E	0.03	1050	0.850	Utilizado para colada de alta velocidad

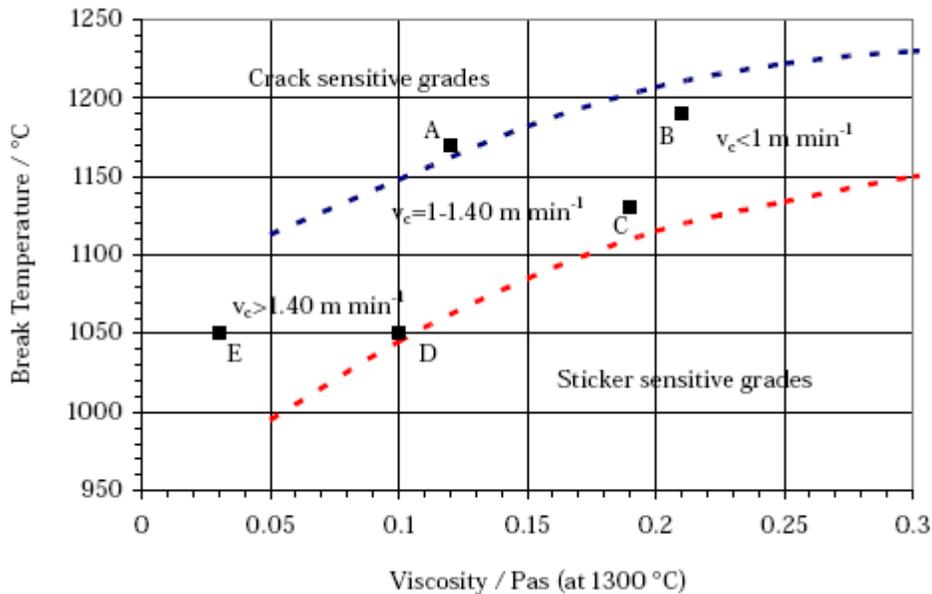


Figura 2-6 Temperatura de rotura y viscosidad del polvo colador respecto de la velocidad de colada.¹

2.7 Solicitud de la hoya

El objetivo es obtener una colada secuencial de tres hoyas. La primera hoya está ubicada encima del distribuidor al comenzar la colada, pero las otras dos arribarán más tarde. Se puede elegir la temperatura de llegada para las tres hoyas y el tiempo de llegada estimado para las últimas dos hoyas. Esto brinda una gran posibilidad de optimizar el control del tiempo-temperatura para lograr las condiciones de colada correctas en el molde.

El **tiempo de llegada estimado** es ingresado como la cantidad de minutos transcurridos desde el comienzo y la **temperatura de llegada estimada** es ingresada en °C.

El acero pierde temperatura con el tiempo debido a las pérdidas de calor. Se supone que la pérdida de temperatura para la hoya es de $0.5 \text{ } ^\circ\text{C min}^{-1}$.

2.7.1 Tiempo

El tiempo que demora vaciar una hoya determina el tiempo que se debe otorgar entre una hoya y otra, por ejemplo, ajustar el tiempo de llegada de la hoya 2 para que la hoya 1 esté vacía justo antes o después de la llegada de la hoya 2. El tiempo de vaciado depende del área de sección transversal del molde/línea de colada, el número de líneas de coladas por distribuidor y la velocidad de colada.

El **volumen** del material colado por línea de colada por minuto está dado por:

$$\dot{V} = w \cdot t \cdot v_c \text{ [m}^3 \text{ min}^{-1}\text{]} \quad 2-4$$

donde:

w = ancho de la línea de colada, m
 t = espesor de la línea de colada, m
 v_c = velocidad de colada, m min^{-1}

Por lo tanto la **masa** del material por minuto para el distribuidor está dada por:

$$\dot{M}_T = n \cdot \rho_{\text{liq}} \cdot w \cdot t \cdot v_c \text{ [kg min}^{-1}\text{]} \quad 2-5$$

donde:

n = cantidad de líneas de coladas
 ρ_{liq} = densidad del acero líquido, 7400 kg m^{-3}

Bajo condiciones de colada en estado estacionario (es decir, v_c constante) el tiempo para drenar una hoya a un determinado nivel de acero estará dado por:

$$\tau = \frac{m_{\text{ladle}}}{\dot{M}_T} = \frac{m_{\text{ladle}}}{n \cdot \rho_{\text{liq}} \cdot w \cdot t \cdot v_c} \quad [\text{min}] \quad 2-6$$

donde:

m_{ladle} = masa de acero líquido a ser transvasado desde la hoya, kg. Hay que tener en cuenta que la colada se detiene automáticamente cuando se detecta escoria en la válvula deslizante, generalmente cuando los niveles de acero alcanzan el 5 %.

Ejemplo¹

Se está realizando la colada de acero para tuberías utilizando una máquina de colada de planchones de dos líneas de sección transversal de 1.5 por 0.2 m. La velocidad de colada es de 1.8 metros por minuto y la máquina de colada está provista a través de hoyas de 200 toneladas. Calcular el tiempo de transvasado de una hoya en estado estacionario suponiendo que la colada se detiene en un nivel del 5%.

$$\tau = \frac{200\,000 \times 0.95}{2 \times 7400 \times 1.5 \times 0.2 \times 1.8} = 23.8 \quad [\text{min}]$$

2.7.2 Temperatura

Para que el acero logre la temperatura óptima en el molde es importante que las hoyas sean solicitadas con la temperatura correcta. La velocidad de enfriamiento depende del estado de la hoya y varía entre los 0.5 y 1.0 °C min⁻¹.

Mediante un cálculo cuidadoso del tiempo total desde el comienzo hasta el momento en que la hoya está vacía, es posible calcular la pérdida de temperatura. Consecuentemente, la temperatura del acero requerida al momento de la llegada puede ser calculada.

2.7.3 Calculo de la temperatura liquidus

Es imprescindible evitar que la temperatura del acero líquido caiga por debajo de la temperatura *liquidus* (es decir, la temperatura en la que el acero comienza a solidificarse). La temperatura *liquidus*, T_{liq} , depende mucho de la composición y puede calcularse a partir de la siguiente ecuación:

$$T_{liq} = 1537 - 78\%C - 7.6\%Si - 4.9\%Mn - 34.4\%P - 38\%S \quad 2.7$$

2.8 Comienzo de la colada

El primer paso es comenzar a colar la hoya. Se abre la válvula deslizante para aumentar la velocidad de flujo del acero desde la hoya hacia el distribuidor. Este proceso también se le conoce como "Velocidad de flujo en la hoya".

Luego de alcanzar un nivel compensador suficiente de acero en el distribuidor, se elevan las barras tapón para aumentar el flujo del distribuidor al molde. "Velocidad de flujo en el distribuidor".

Hay que esperar hasta que el nivel del molde sea lo suficientemente alto (preferentemente superior al 70%), luego comienza con la colada seleccionando la velocidad de colada correspondiente.

Se necesita equilibrar el flujo entre la hoya, el distribuidor y los moldes para garantizar que los niveles sean lo suficientemente altos en todo momento. Generalmente debe apuntar a mantener un nivel del 80-90 % tanto en el distribuidor (ver Sección 2.10) como en los moldes (para evitar derrames). Sin embargo, debe quedar claro que no se desea llenar en exceso ninguno de los recipientes.

2.9 Cambio de la hoya

Las hoyas siguientes son automáticamente bajadas a la torreta de hoya.

Se debe asegurar de detener el flujo desde la hoya antes de intentar rotar la nueva hoya en su lugar sobre el distribuidor.

El nivel en el distribuidor disminuirá inevitablemente cuando las hoyas están siendo cambiadas, por lo tanto hay que asegurar con anterioridad tener un nivel lo suficientemente alto en el distribuidor. Se necesitará comenzar la colada de la nueva hoya a una velocidad mayor a fin de llenar el distribuidor hasta el nivel deseado luego de haber completado el intercambio de hoyas.

2.10 Limpieza del acero

Ciertas aplicaciones, tales como las tuberías que transportan petróleo y gas requieren aceros muy “limpios” – es decir, con niveles muy bajos de inclusiones de óxidos y de sulfuros, ya que las mismas pueden actuar como sitios de inicio de fisuras. La química de la formación de óxidos y sulfuros y su posterior remoción durante la metalurgia secundaria es extremadamente compleja y objeto constante de investigación.

Diversos factores influyen en el nivel último de inclusiones. Se supone que el nivel de inclusiones en el momento de llegada a la estación de colada es el adecuado al nivel que se necesita para lograr un acero lo suficientemente limpio. Por ejemplo, si se está colando un acero de construcción mecánica el nivel de inclusión no necesita ser muy bajo, es suficiente para el propósito perseguido tener un bajo nivel de inclusiones para que la limpieza del acero en la hoya sea baja desde el principio. Sin embargo, esto no implica una colada automáticamente exitosa.

El nivel de inclusiones del acero puede mantenerse en su nivel actual o ser aún un poco más bajo usando el distribuidor como compensador de flujo. Esto permite la remoción de inclusiones en las paredes del distribuidor y en la capa de escoria que se forma encima del acero líquido. De esta forma, es necesario y muy importante mantener un largo tiempo de permanencia de la colada en el distribuidor para mantener un acero lo más limpio posible.

2.11 Modelo del análisis de deformaciones para la máquina de colada de planchones

Tanto para el acero de ultra bajo carbono (ULC) como para el acero para tuberías, se supone una máquina de colada uniforme. La figura 2-7 muestra un dibujo esquemático de la máquina de colada de planchones. Las guías de la línea de colada son curvas desde el molde en dirección descendente hasta el final de la sección de enderezado. La curvatura está dividida en dos zonas con 35 y 25 rodillos, respectivamente.

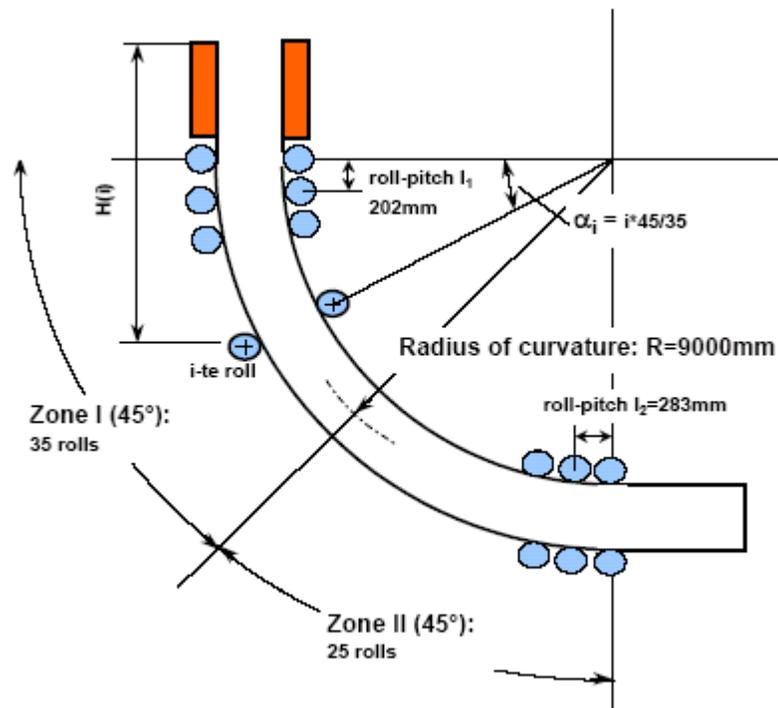


Figura 2-7 Dibujo esquemático de la máquina de colada de planchones¹

En la siguiente sección los antecedentes teóricos de las fisuraciones internas y de las superficiales serán dados junto con las ecuaciones de trabajo a partir de las cuales se calcula este fenómeno.

2.11.1 Estimación de la fisuración interna

A fin de estimar la posibilidad de fisuraciones internas, se compara la deformación en el frente de solidificación con la deformación crítica. Por lo tanto, la deformación en el frente de solidificación como consecuencia del proceso en cada rodillo puede calcularse de la siguiente manera.

Las deformaciones por tracción en el frente de solidificación causadas por abarrilamiento, flexión, enderezado y desalineación de los rodillos de soporte son calculadas mediante las siguientes ecuaciones empíricas. La deformación por flexión y enderezado está dada por:

$$\varepsilon_{BS} = 100 \cdot \left(\frac{d}{2} - S \right) \cdot \left| \frac{1}{R_{n-1}} - \frac{1}{R_n} \right| \quad 2-8$$

donde:

d = espesor del planchón, mm

S = espesor de la piel solidificante, mm

R_{n-1} and R_n = radio del rodillo número $n-1$ y n , mm

Tanto la flexión como el enderezado se producen a partir del método multi-punto (cinco puntos). La figura 2-8 muestra el método de enderezado de cinco puntos con los radios supuestos. El método de flexión es el mismo que el método de enderezado con radios idénticos.

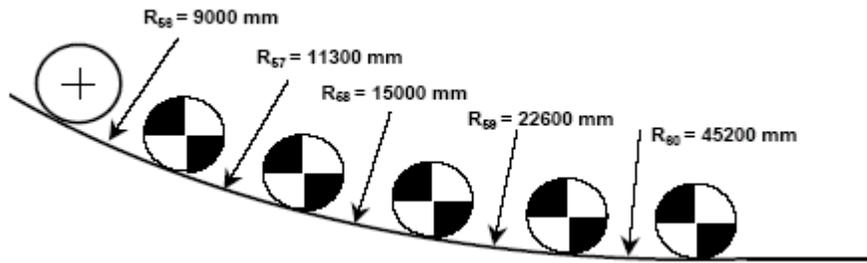


Figura 2-8 Método de enderezado de cinco puntos ¹

Para calcular la deformación de abarrilamiento $\varepsilon_B(\%)$, se puede utilizar una típica fórmula empírica:

$$\varepsilon_B = \frac{0.101972 \cdot P \cdot l^3}{3800 \cdot S^3} \cdot 100 \quad 2-9$$

donde:

S = espesor de la piel solidificante, mm

P = presión estática del acero líquido, $N \text{ mm}^{-2}$

l = paso del rodillo, mm

La deformación por desalineación del rodillo $\varepsilon_M (\%)$ puede evaluarse a partir de la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_M = 1.15 \cdot \frac{3 \cdot S \cdot \delta_M}{l^2} \cdot 100 \quad 2-10$$

donde:

δ_M = amplitud de desalineación del rodillo, mm

Finalmente, se considera que la deformación total en el frente de solidificación $\varepsilon_{\text{intern}}$ durante la colada continua de planchones se da por una suma de deformaciones provocadas por la flexión /enderezado, abarrilamiento y desalineación del rodillo como:

$$\varepsilon_{\text{intern}} = \varepsilon_{BS} + \varepsilon_B + \varepsilon_M \quad 2-11$$

2.11.2 Estimación de la fisuración superficial

A efectos de estimar la calidad de la superficie en la colada de planchones del acero de ultra bajo carbono y del acero para tuberías, se supone que sólo pueden ocurrir fisuras transversales. Se considera que la deformación superficial $\varepsilon_{\text{surf}}$ que surge en la colada continua está dada por una suma de deformaciones provocadas por flexión/enderizado ε_{BS} , la desalineación de rodillos ε_{M} , el abarrilamiento de la piel de solidificación ε_{B} y la contracción térmica ε_{th} :

$$\varepsilon_{\text{surf}} = \varepsilon_{\text{BS}} + \varepsilon_{\text{M}} + \varepsilon_{\text{B}} + \varepsilon_{\text{th}} \quad 2-12$$

La deformación superficial causada por flexión /enderizado puede ser aproximada mediante:

$$\varepsilon_{\text{BS}} = 100 \cdot \frac{d}{2} \cdot \left| \frac{1}{R_{n-1}} - \frac{1}{R_n} \right| \quad 2-13$$

donde:

d = espesor del planchón, m
 R = radio de la línea de colada, m
 n = número de rodillo

Tal como se describió anteriormente (Figura 2-8) la flexión y el enderezado se producen a través del método de cinco puntos. La deformación por desalineación del rodillo puede ser evaluada a partir del cambio de radio provocado por el desvío de la posición original de cualquier rodillo:

$$\varepsilon_{\text{M}} = 100 \cdot \frac{d}{2} \cdot \left| \frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_d} \right| \quad 2-14$$

donde:

R_0 = radio de la posición original, mm
 R_d = posición desviada del rodillo, mm

Se supone que la deformación superficial resultante del abarillamiento de la piel solidificante es igual a la deformación en el frente de solidificación debido al abarillamiento y, por lo tanto, puede ser calculada través de las ecuaciones (2-9) y (2-10). La deformación térmica es calculada como producto del coeficiente de expansión térmica α y la diferencia de temperatura ΔT :

$$\varepsilon_{th} = \alpha \cdot \Delta T \cdot 100 \quad 2-15$$

Para calcular la deformación superficial por abarillamiento se supone que la misma ecuación para calcular la deformación en el frente de solidificación (Ecuación 2-9) puede ser utilizada.

Un elemento de volumen sobre la superficie de la línea de colada transita a lo largo de todo el proceso de la colada continua y por lo tanto, se debe calcular una deformación superficial total acumulada ε_{surf}^{tot} , donde n es el número total de rodillos.

$$\varepsilon_{surf}^{tot} = \sum_i^n \varepsilon_{surf}(i) \quad 2-16$$

A fin de cuantificar la calidad superficial, la deformación superficial calculada es comparada con el valor crítico de ruptura de un grado de acero específico.

2.12 Cómo evitar la rotura

Se producirá una rotura si la presión ferrostática supera la resistencia de la piel de la línea de colada. Esto se evita asegurando que el espesor de la piel en un punto dado de la línea de colada es el suficiente para soportar el peso del acero líquido por encima de este punto.

Teniendo en cuenta que la probabilidad de una rotura aumenta con un menor espesor de piel, es muy importante mantener un nivel de acero alto en el molde y mantener el más bajo sobrecalentamiento posible. Esto permite que la piel solidifique hasta un espesor adecuado antes que el acero deje el molde. Dado que una piel muy

delgada podría romperse bajo la presión del acero líquido, las marcas de oscilación deberían mantenerse lo menos profundas posibles.

Dependiendo de la composición exacta, el grado de acero para tuberías puede ser de punto peritético o eutéctico. Las composiciones del tipo peritético son muy sensibles a las fisuras, y por lo tanto requieren una colada más cuidadosa a fin de evitar la formación de fisuras y la propagación de las mismas a través de la piel provocando la fisura.

La siguiente ecuación para un carbono equivalente puede ser utilizada a fin de determinar si el acero es peritético o no. El acero peritético tendrá un equivalente de carbono superior al 0.1 wt-%C.

$$C_{eq} = \%C - 0.1\%Si + 0.04\%Mn - 0.04\%Cr + 0.1\%Ni - 0.1\%Mo \quad 2-17$$

También es muy importante utilizar el polvo adecuado en el molde. La selección de un polvo colador optimizado para un tipo de acero incorrecto aumenta la probabilidad de rotura. Además, el nivel del polvo colador debe mantenerse en todo momento lo suficientemente elevado para una lubricación total entre la línea de colada y el molde.

En síntesis, se evita la rotura a través de:

- un nivel del molde del 80 al 90%
- un bajo sobrecalentamiento
- bajas marcas de oscilación
- el polvo colador correcto en el molde

El **registro de calidad** muestra las variaciones de calidad en la línea de colada. El primer material colado está por lo tanto ubicado en $x = 0$ en el diagrama y el último material colado está en el margen derecho. Existen cinco categorías posibles de falla en la línea de colada:

- Fisuración interna
- Fisuraciones superficiales
- Segregación central
- Inclusiones
- Marcas de oscilación

Las **fisuraciones internas** y **las fisuraciones superficiales** se determinan por las deformaciones y tensiones sobre la línea de colada durante la colada. Los posibles cálculos para evitar la formación de fisuras son la optimización del polvo colador y de la oscilación del molde para obtener una profundidad de marca de oscilación de < 0.2 mm y proporcionar un buen mantenimiento de la máquina respecto de los rodillos desalineados.

La segregación central puede reducirse eligiendo una combinación de velocidad de colada y una velocidad de enfriamiento secundario a fin de que el punto de solidificación final se encuentre ubicado sobre la zona de reducción suave. Habiendo hecho esto, el próximo paso de la optimización es aumentar el nivel de reducción suave para lograr una mayor reducción de espesor.

Las **inclusiones** pueden disminuirse si se garantiza que el tiempo de residencia para el acero líquido en el distribuidor sea lo más extenso posible.

Las **marcas de oscilación** son determinadas por los parámetros de oscilación que se eligen antes de comenzar la colada. Una falla aquí significa que estos parámetros deberán optimizarse aún más para lograr marcas de oscilación más pequeñas.

UNIDAD III

FUNDAMENTOS FÍSICO-QUÍMICOS DE LA FABRICACIÓN DEL ACERO

La mayoría de los procesos que se operan en el baño del horno de fusión para acero están actualmente bastante bien estudiados. Las regularidades físico-químicas de los procesos de oxidación y reducción se tienen en cuenta en la tecnología del procedimiento de fusión. A continuación se analizan las principales reacciones de los procesos de fusión del acero.

3.1 Nociones generales de termodinámica y cinética, las partes principales de la física química.

Termodinámica, la termodinámica estudia las leyes del equilibrio térmico y la transición de una forma de energía a otra; permite determinar los efectos térmicos que acompañan diversos procesos; permite establecer la posibilidad, dirección y límites del transcurso espontáneo de los procesos.

El objeto de las investigaciones termodinámicas es el sistema. Las características del sistema son los parámetros del estado. Cualquier cambio en el sistema, relacionado con la variación de los parámetros del estado se llama proceso. Por ejemplo, cualquier unidad metalúrgica es un sistema complejo. Sus parámetros de estado son: presión en el espacio útil del horno, temperatura del metal, de la escoria, de la fase gaseosa, el revestimiento del horno, etc. la concentración de la fase gaseosa, de la atmósfera gaseosa, del metal y la escoria, etc.

Para determinar las características del proceso se emplean las funciones termodinámicas. Estas son: La entropía S , cuya variación en forma más simple caracteriza los procesos en sistemas aislados;

El potencial termodinámico o energía libre de gibbs G, el cual permite obtener las características de los procesos en diversas condiciones de su manifestación; La entalpía H, el cual es la cantidad de energía que un sistema puede intercambiar con su entorno; Y efecto térmico ΔH , que es la variación de la entalpia.

El mayor valor práctico lo tiene la función $G = H - TS$. Para la reacción química esta dependencia se anota:

$$\Delta G = \Delta H - T \Delta S \quad 3-1$$

Siendo ΔH el efecto térmico isobárico de la reacción, ΔS la variación de la entropía.

Los procesos espontáneos que transcurren con la condición $p, T = \text{const}$ (en la metalurgia se trata, generalmente, con procesos que transcurren a presión constante), son posibles sólo en la dirección de disminución de G, cuando $\Delta G < 0$. Del límite de su transcurso, es decir, de la condición de equilibrio, sirve el logro del valor mínimo de G o $\Delta G = 0$. El signo y el valor de ΔG se determina por la correlación entre el efecto térmico ΔH , el así llamado factor entrópico $T \Delta S$. El valor relativo del primero aumenta al bajar la temperatura, el valor relativo del segundo aumenta al elevar la temperatura.

Para los cálculos de los equilibrios tienen gran importancia los estados de referencia de las sustancias a la temperatura de 25 °C y 10.13 Kpa de presión. Si todos los reactivos se hallan en estos estados, son justas las correlaciones

$$\Delta G^\circ = \Delta H^\circ - T \Delta S^\circ ; \Delta G^\circ = - RT \ln K \quad 3-2$$

Siendo ΔG° el potencial termodinámico isobárico de referencia o el cambio de la energía libre de referencia de Gibbs; R, la constante universal de los gases; K, la constante de equilibrio; ΔH° , el calor de referencia de formación de la composición; ΔS° , la variación de la entropía de referencia.

El valor ΔG° también puede servir como medida de la afinidad química, o sea, la

medida de capacidad de la sustancia de entrar en interacción con otras. Las ecuaciones expuestas permiten calcular los equilibrios por las entropías de referencia y los calores de formación. Las magnitudes de los valores de referencia de algunas funciones (ΔH° ; ΔG° , S°) se dan en las guías de valores termodinámicos.

Al calcular los equilibrios se debe tener en cuenta que las reacciones químicas durante la fundición de hierro colado y acero tienen lugar preponderantemente en soluciones. La existencia de soluciones cambia considerablemente las condiciones de marcha de las reacciones químicas. Las propiedades de las sustancias en las soluciones se diferencian de sus propiedades en estado puro. Para tener eso en cuenta en la ecuación de equilibrio, en lugar de la concentración se representa la eficacia a , la cual está ligada con la concentración a través del coeficiente de actividad f : $a_i = f_i [i]$, siendo f_i el coeficiente de actividad de la componente i en la solución.

En la metalurgia los procesos transcurren, generalmente, en tres fases: la metálica, de escoria y gaseosa. Para demostrar en qué fase se hallan las sustancias, se adopta escribir su designación entre corchetes, paréntesis y llaves, lo que corresponde a las fases metálica, de escoria y gaseosa. Por ejemplo, escritura de la reacción $[Mn] + [O] = (MnO)$ significa, que la reacción transcurre entre el manganeso y el oxígeno, disueltos en el metal, con la formación de óxido de manganeso MnO , disuelto en la escoria. La ecuación de la constante de equilibrio de esta reacción tiene la forma $K = a_{(MnO)} / (a_{[Mn]} \cdot a_{[O]})$

La cinética estudia las velocidades y el mecanismo de las reacciones químicas. La velocidad de las reacciones químicas v se determina por el cambio de concentración de algunos de los reactivos en la unidad de tiempo $v = dC/dt$ y es proporcional a la concentración: $v = kC^n$, donde k es la constante de velocidad de la reacción; C , la concentración; n , el orden de la reacción. En un medio homogéneo v depende del número de colisiones eficaces de las partículas en reacción por unidad de tiempo, las cuales poseen una reserva de energía igual o que supera la energía de activación E . La energía de activación E es la energía que debe poseer las partículas (átomos o moléculas) para que durante la colisión con las partículas del segundo componente tenga lugar el

acto de la reacción química. La velocidad de la reacción depende de la temperatura por la ecuación de Arrhenius:

$$k = Ae^{-E_a/RT} \quad 3-3$$

Siendo A el número total de colisiones entre partículas y la exponencial es la probabilidad de que suceda la reacción en un choque y E_a es la energía de activación de la reacción y R es la constante de los gases.

La velocidad de un proceso heterogéneo complicado (a tales procesos pertenece la mayoría de las reacciones en el baño de fundición de acero), que generalmente se compone de varias etapas, se determina por la velocidad de la etapa que transcurre con más lentitud. La revelación del eslabón más lento y el hallazgo de los métodos de influir en la velocidad de esta etapa y, por consiguiente, en todo el proceso, es objeto de numerosas investigaciones en el campo de la teoría y práctica de la producción metalúrgica. A temperaturas altas, características para los procesos de la fundición de acero, el eslabón más lento que determina la velocidad de todo el proceso, es la transferencia de masa de las sustancias reaccionantes a la zona de reacción y la evacuación de los productos de la reacción como resultado de la difusión o en forma de partículas de una nueva fase.

La cinética química de los procesos de la fundición de acero está estrechamente ligada al acero e hidrodinámica del baño metálico fundido, la capa de escoria y la atmósfera gaseosa en el horno. Por ejemplo, en el horno Martin-Siemens el mezclado del metal con las burbujas del óxido de carbono aumenta sensiblemente la transferencia de masa, acelera los procesos de oxidación del carbono, la evacuación de los gases y de inclusiones no metálicas. El suministro de oxígeno durante el soplado del metal en el convertidor aumenta la superficie de contacto, acelera el transporte (la transferencia de masa) de las sustancias reaccionantes, contribuye al mezclado del metal y la escoria y, como consecuencia, acelera los procesos de oxidación de las inclusiones.

En una serie de casos la velocidad de los procesos de evacuación de las inclusiones nocivas o la de absorción de los gases nocivos por el metal están relacionadas con las velocidades de traspaso de las sustancias a través de los límites interfaciales. Por ello, frecuentemente la velocidad de los procesos se determina por el grado de desarrollo de la superficie interfacial.

Como ejemplos de los procesos, en la producción de acero se puede citar:

- 1) la creación de la burbuja de gas dentro del baño de acero, la inclusión no metálica y un cristal sólido al cristalizarse el acero;
- 2) la sinterización de los materiales refractarios;
- 3) la coagulación y coalescencia de las inclusiones no metálicas, etc.

La energía libre superficial específica a , J/m^2 es característica de las propiedades superficiales del líquido o del cuerpo sólido. En ocasiones se emplea el concepto de tensión superficial. Generalmente, el término “tensión superficial” se utiliza al analizarse las propiedades del cuerpo en el límite con la fase gaseosa. Al estudiar los fenómenos superficiales en el límite de dos fases condensadas se emplea el término “tensión interfacial”.

3.2 Escorias en los procesos de fundición de acero

El papel de las escorias tiene una gran importancia en la fabricación de acero. El régimen de escoria, el que se determina por la cantidad, composición y las propiedades de la escoria, ejerce una gran influencia en la calidad del acero terminado, la estabilidad del revestimiento y el rendimiento metálico.

La escoria se forma como resultado de la oxidación de la parte metálica de los componentes de la carga, de los óxidos del revestimiento del horno, de los fundentes y la ganga del mineral.

Por sus propiedades los componentes escorificantes pueden dividirse en:

Óxidos ácidos (SiO_2 , P_2O_5 , TiO_2 , V_2SO_5 y otros)

Básicos (CaO, MgO, FeO, MnO y otros)

Anfóteros (Al_2O_3 , Fe_2O_3 , Cr_2O_3 , V_2O_5 y otros).

Los componentes más importantes de la escoria que ejercen una influencia decisiva en sus propiedades, son los óxidos SiO_2 y CaO.

Las propiedades más importantes de la escoria son la basicidad (acidez) y el poder oxidante de la escoria.

Como evaluación más simple de la basicidad puede servir la correlación de (CaO) y (SiO_2) contenidos en la escoria y tomados en por ciento en masa o en partes molares. Las escorias de baja basicidad poseen una relación $(\text{CaO})/(\text{SiO}_2) < 1,5$; las escorias de basicidad media tienen $\text{CaO}/\text{SiO}_2 > 2,5$. Al procesarse cargas de elevado contenido de fósforo se debe utilizar la expresión $\text{CaO}/\text{R} = (\text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5)$.

Las composiciones de las escorias ácidas se caracterizan por su acidez, que se expresa con la relación $\text{SiO}_2/(\text{FeO} + \text{MnO})$. El contenido de los óxidos de hierro en la escoria, en particular FeO, determina su poder oxidante.

De las propiedades físicas de la escoria las más importantes son su viscosidad y densidad. La viscosidad de la escoria depende de la composición química y la temperatura. De la viscosidad de la escoria depende en sumo grado su actividad. El factor principal que influye en la fluidez de la escoria a una temperatura constante es su basicidad. Al elevarse la basicidad disminuye la fluidez de la escoria.

Para estudiar los procesos, que se operan con la participación de las escorias, es importante conocer su estructura. Actualmente existen en la metalurgia dos teorías sobre las escorias fundidas: la molecular y la iónica.

La teoría molecular surgió a base de los datos acerca de la composición química y mineralógica de las escorias solidificadas. De acuerdo con esta teoría, las escorias

fundidas se crean de las moléculas de óxidos y de composiciones de óxidos. En este caso, los óxidos que forman las composiciones se llaman combinados y los restantes, libres. En los procesos químicos entre el metal y la escoria sólo participan los óxidos libres; ellos determinan la reactividad de la escoria.

Por ejemplo, el poder oxidante de la escoria debe ser condicionado por la concentración de FeO no combinado en forma de silicatos, fosfatos u otras composiciones. En forma análoga, el poder de la escoria de absorber las impurezas nocivas (por ejemplo, el azufre y el fósforo) es determinado por el contenido de óxido de calcio CaO libre en la escoria.

La teoría molecular de las escorias permite describir correctamente los procesos que se operan entre el metal y la escoria, y efectuar los cálculos termodinámicos.

Pero, a la par de esto, basándose en la teoría molecular es imposible juzgar acerca del modelo estructural de la masa fundida de escoria. La electrólisis de las escorias fundidas, así como también los resultados de la comparación de la electroconductibilidad y viscosidad atestiguan sobre una notable disociación electrolítica de las escorias.

De acuerdo con la teoría iónica las escorias de los procesos de fundición de acero se componen de partículas cargadas positiva y negativamente. La escoria líquida es una masa fundida compuesta de cationes Fe^{2+} , Mn^{2+} , Ca^{2+} , Mg^{2+} y los aniones O^{2-} , S^{2-} , SiO_4^{4-} , PO_4^{3-} , AlO_2^- , FeO_2^- , FeO_4^- , F^- , etc.

Con la teoría iónica no se refuta la existencia de óxidos combinados y libres. La existencia de los iones sólo significa que las partículas más simples en las escorias no son moléculas neutras, sino iones cargados.

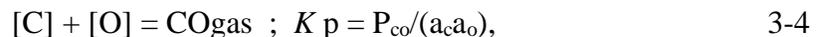
Muchas deducciones cualitativas acerca de carácter de interacción en las masas fundidas son iguales de acuerdo con ambas teorías. Sin embargo, la teoría iónica ofrece

una representación más correcta de la estructura de la escoria y permite hallar las correlaciones cuantitativas entre las concentraciones de los óxidos combinados y libres.

3.3 Oxidación del carbono

La particularidad de la oxidación del carbono reside en que el producto de esta reacción es el óxido gaseoso de carbono CO, el cual al desprenderse del baño metálico en forma de burbujas, crea una impresión de líquido en ebullición. Puesto que la oxidación del carbono tiene lugar en todo el transcurso de la fusión y ejerce una considerable influencia en la eliminación de una serie de otras impurezas del metal, ésta se considera como la reacción principal en la producción de acero.

La reacción de oxidación del carbono disuelto en metal, es posible anotarla en la forma siguiente:



Siendo a_c y a_o las actividades del carbono y oxígeno en el metal, respectivamente.

La oxidación del carbono disuelto en el metal hasta CO₂ sólo es posible siendo bajas las concentraciones de carbono. Incluso en condiciones favorables esta reacción tiene un desarrollo limitado.

La oxidación del carbono va acompañada de un insignificante efecto térmico en el baño. Es posible considerar que las concentraciones de equilibrio de carbono y oxígeno casi no dependen de la variación de la temperatura.

Se considera que para las concentraciones del carbono en el metal <1 % y oxígeno <0.1 % sus actividades son aproximadamente iguales a las concentraciones. En

este caso, la ecuación para la constante de equilibrio adopta la forma:

$$K_p = P_{CO} / ([C] [O]) \quad 3-5$$

y para una presión de 0.1 MPa es posible escribir:

$$K_p = 1 / ([C] [O]) = 1/m, \quad 3-6$$

donde $m = [C][O]$.

Con los experimentos realizados por Vacher y Hamilton, fue de terminado que a 1580-1620°C y $P_{CO} = 0.1$ MPa, el producto de $[C][O]$ consiste de 0.0025-0.0026. En la Fig.3-1 se muestra la dependencia entre las concentraciones de equilibrio $[C]_p$ y $[O]_p$. De los datos de la Fig. 3-1 resulta que de la concentración del carbono depende del oxígeno en el metal. El contenido real de oxígeno en el metal líquido a medida de su descarburación siempre es mayor que el de equilibrio. La ebullición del baño se determina no sólo por la posibilidad termodinámica de que ocurra la reacción química de oxidación del carbono, sino también por las condiciones cinéticas del baño.

La existencia de moléculas de gas CO sólo es posible en la fase gaseosa. El proceso mismo de oxidación del carbono se compone de las etapas de acercamiento del oxígeno al lugar de la reacción, la interacción química entre las partículas de carbono y oxígeno y la evacuación de las burbujas creadas de CO de la zona de reacción.

Puesto que la reacción $[C] + [O] \rightarrow CO$ es posible sólo en el límite con la fase gaseosa, como condición para el transcurso del proceso sirve la existencia o creación de la fase gaseosa en el baño del metal fundido. Esta puede formarse de burbujas de gas, gases en los poros de la solera o poros en los materiales utilizados en el proceso de fusión. Para que la burbuja de CO pueda formarse en el metal, ésta debe superar la presión atmosférica, la presión de las columnas de metal y de escoria sobre ella (presión ferrostática) y la presión capilar (vencimiento de las fuerzas de la tensión superficial):

$$P_{CO} \geq P_{at} + \rho_{Fe}h_{Fe} + \rho_{esc}h_{esc} + 2\sigma/r$$

3-7

donde P_{at} es la presión en el espacio útil del horno, Pa; $\rho_{Fe}h_{Fe}$; ρ_{esc} y h_{esc} , la presión hidrostática del metal y la escoria, Pa; σ , la tensión superficial del metal, mJ/m² (para el acero líquido el valor oscila de 1300 a 1600 mJ/m²; r , el radio de la burbuja formada, mm.

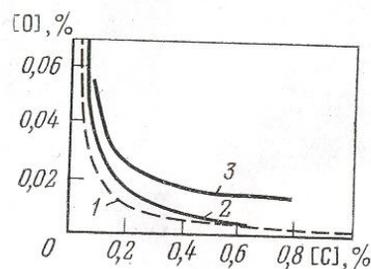


Fig. 3-1. Relación entre la concentración del carbono y las concentraciones de oxígeno en el metal que se encuentra en equilibrio con el carbono: 1 equilibrio a 1600°C 2 fusión en horno eléctrico; 3, fusión en horno Martin-Siemens.³

De la ecuación expuesta se deduce que cuanto más profundo sea el baño, mayor la capa de escoria y más alta la presión en el grupo, tanto más difíciles sean las condiciones para la formación y separación de burbujas de CO.

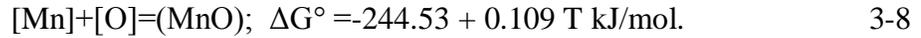
La presión capilar tiene un valor notable sólo siendo pequeñas las magnitudes del radio r ; ésta es elevada en el momento de formarse la burbuja, cuando sus dimensiones son semejantes a las dimensiones de la molécula del óxido de carbono. Por ello, la probabilidad de formación de una nueva fase (burbuja de gas) en el metal homogéneo prácticamente es igual a cero.

Con numerosas investigaciones se ha establecido que la creación de una nueva fase se facilita habiendo una superficie dura áspera, de difícil humectabilidad con líquidos. Por ello, la reacción de oxidación del carbono obtiene un mayor desarrollo en la superficie de la solera y en otras superficies interfaciales, donde se tienen condiciones favorables para la formación de burbujas de CO (límite metal-escoria, metal-burbuja de gas ascendente, metal-inclusión no metálica, etc.).

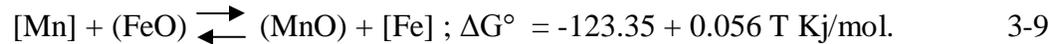
3.4 Oxidación y reducción del manganeso

El manganeso como elemento, poseedor de una elevada afinidad con el oxígeno, se oxida con facilidad tanto en el proceso ácido como en el básico.

La reacción de oxidación del manganeso



La oxidación del manganeso disuelto en el metal y su reducción de la escoria transcurre generalmente en el límite metal-escoria por la reacción



La constante de **equilibrio de la reacción**

$$K_{\text{Mn}} = \frac{a_{(\text{MnO})} a_{[\text{Fe}]}}{a_{(\text{FeO})} a_{[\text{Mn}]}} = \frac{(\text{MnO}) \gamma_{\text{MnO}}}{(\text{FeO}) \gamma_{\text{FeO}} [\text{Mn}]} \quad 3-10$$

Para las escorias básicas $[(\text{CaO}/\text{SiO}_2) > 2]$ los coeficientes de actividad γ_{MnO} y γ_{FeO} son próximos a la unidad. En este caso, la constante de equilibrio puede ser expresada por la concentración de componentes reaccionantes:

$$K_{\text{Mn}} = \frac{(\text{MnO})}{(\text{FeO}) [\text{Mn}]} ; \log K_{\text{Mn}} = \frac{6440}{T} = 2.95 \quad 3-11$$

El manganeso residual en el metal se determina por la ecuación

$$[\text{Mn}] = \frac{1}{K_{\text{Mn}}} \frac{(MnO)}{(FeO)} \frac{\gamma_{MnO}}{\gamma_{FeO}} \quad 3-12$$

De la ecuación expuesta se deduce que el manganeso residual en el metal depende del contenido de MnO y FeO en la escoria y de la temperatura, cuya influencia se tiene en cuenta por el valor de K_{Mn} .

Como lo demuestran datos de cálculo y experimentales, con el aumento de la temperatura y la basicidad de la escoria se eleva la concentración de manganeso en el metal. Ello indica que la reacción de oxidación del manganeso alcanza el equilibrio y el proceso de oxidación es sustituido por el de reducción.

Ya que todos los aceros contienen manganeso en mayores o menores cantidades, la reducción del manganeso en el proceso de fusión es un fenómeno deseable. La reversibilidad de la reacción de oxidación del manganeso no es igual para los procesos básico y ácido.

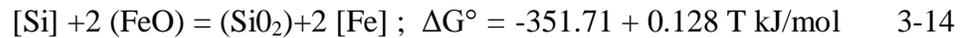
La actividad de MnO en la escoria ácida es inferior que en la básica. Esto está relacionado con la marcha de la reacción $2(\text{MnO}) + (\text{SiO}_2) = 2(\text{MnO}) * \text{SiO}_2$, que tiene lugar en el proceso ácido, cuando el producto de oxidación del manganeso -el óxido básico (MnO)- entra en interacción con el (SiO₂) ácido. Por ello, en el proceso ácido el manganeso se oxida con más facilidad y más completamente y se reduce con menor intensidad que en el proceso básico.

3.5 Oxidación y reducción del Silicio

El silicio posee una afinidad aun mayor con el oxígeno que el manganeso y se oxida casi por completo en la masa fundida y en el periodo de la fusión o refinación. La oxidación del silicio transcurre de acuerdo con la reacción



La oxidación del silicio con oxígeno contenido en los óxidos de hierro de la escoria, transcurre por la reacción



La sílice se escorifica con FeO y MnO, creando $(\text{FeO})_n\text{SiO}_2$, $(\text{MnO})_m*\text{SiO}_2$, lo que juega un papel sustancial en la formación de escorias de la etapa inicial del proceso. La condición de equilibrio de la reacción con escoria se expresa con la ecuación

$$\log K_{\text{Si}} = \log \frac{a_{\text{SiO}_2}}{[\text{Si}]a_{(\text{FeO})}^2} = \frac{18,360}{T} - 6.68 \quad 3-15$$

Al fundirse bajo escoria básica CaO a medida que se disuelve, expulsa FeO del silicato de hierro creando un silicato de calcio resistente:



La baja actividad de la sílice (SiO_2 se halla en estado combinado) determina la oxidación casi completa del silicio que contiene la carga. En el proceso ácido el comportamiento del silicio es otro. La escoria ácida está saturada de sílice, y su actividad es posible adoptar igual a la unidad, y la actividad de FeO en la escoria ácida es igual a su concentración.

Entonces para la reacción $[\text{Si}] + 2(\text{FeO}) = (\text{SiO}_2) + 2[\text{Fe}]$ la expresión para la constante de equilibrio tendrá la forma

$$K_{\text{si}} = \frac{1}{[\text{Si}](\text{FeO})^2} \text{ o bien } K'_{\text{si}} = [\text{Si}](\text{FeO})^2 \quad 3-17$$

El silicio residual en el metal se determina por la ecuación

$$[\text{Si}] = K'_{\text{si}}/(\text{FeO})^2 \quad 3-18$$

de la cual resulta que el silicio residual en el metal depende de la temperatura (se tiene en cuenta con el valor de K'_{si}) y el contenido de FeO en la escoria. La elevación de la temperatura del metal y la reducción de FeO en la escoria crean condiciones favorables para la reducción del silicio (fig. 3.2). Durante la marcha caliente del proceso ácido realmente tiene lugar la reducción intensiva del silicio.

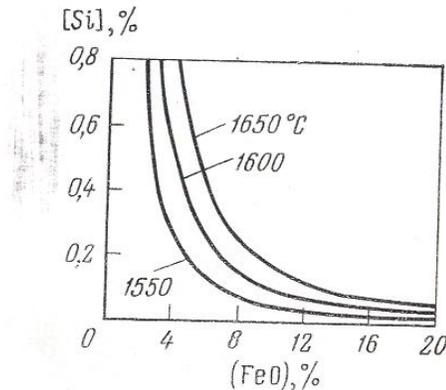


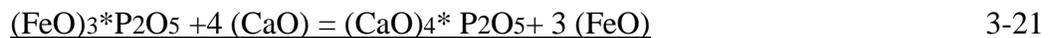
Fig.3.2 Dependencia del contenido de silicio en el metal vs contenido FeO en la escoria acida³

3.6 Oxidación y reducción del fósforo

El fósforo en el acero es una impureza nociva, que influye negativamente en sus propiedades mecánicas. Por lo tanto el contenido de fósforo en el acero en dependencia

de su destinación se restringe en los límites de 0.015 a 0.07 %. Las principales condiciones para la obtención de acero de calidad son la oxidación completa del fósforo y su traspaso a la escoria en el transcurso de la fusión.

Se sabe que el fósforo, tanto como el oxígeno, son elementos surfactantes. Por consiguiente, la reacción de oxidación del fósforo obtiene su desarrollo preponderante no en la profundidad del baño, sino en la superficie de separación metal-escoria. La oxidación del fósforo es posible expresarla en forma del siguiente esquema:



La constante de equilibrio de esta última reacción tiene la forma:

$$K_p = \frac{a_{(CaO)_4 P_2O_5}}{a_{[P]}^2 a_{(FeO)}^5 a_{(CaO)}^4} \quad 3-23$$

Al trabajarse con cargas comunes los coeficientes de actividad del fósforo y el oxígeno en el metal son próximos a la unidad. La ecuación para la constante es posible escribirla en la forma siguiente:

$$K'_P = \frac{(CaO)_4 (P_2O_5)}{[P]^2 (FeO)^5 (CaO)^4} \quad 3-24$$

de donde el factor de distribución del fósforo entre metal y escoria será igual a

$$L_p = \frac{(P_2O_5)}{[P]^2} = K'_p (FeO)^5 (CaO)^4 \quad 3-25$$

De la ecuación se deduce que el factor de distribución del fósforo, que caracteriza el traspaso del fósforo a la escoria es proporcional a la concentración de FeO y cal en la escoria a una temperatura determinada.

En ausencia del cal el proceso de oxidación del fósforo es posible a temperaturas relativamente bajas formándose fosfato de hierro $(FeO_3)P_2O_5$. Sin embargo, esta composición es inestable a elevadas temperaturas y tiene lugar su descomposición y el paso del fósforo al metal. Por eso el papel principal en el traspaso de fósforo a la escoria lo juega CaO con la condición de presencia de FeO en la escoria en una correlación determinada con CaO.

En la Fig. 3-3 se muestra la dependencia entre el factor de distribución del fósforo y la relación $(CaO)/(FeO)$ en la escoria con diversa basicidad. Basándose en numerosos datos experimentales el valor más favorable de la basicidad es $R = (CaO)/(SiO_2) = 2.5 \dots 2.8$ con una relación de $(CaO)/(FeO) = 3 \dots 3.5$.

El factor térmico también influye en el proceso de desfosforación. La dependencia de la constante de la reacción de desfosforación tiene la forma siguiente:

$$\log K'_p = \frac{40,067}{T} - 15.06 \quad 3-26$$

Al elevarse la temperatura se reduce el grado de desfosforación.

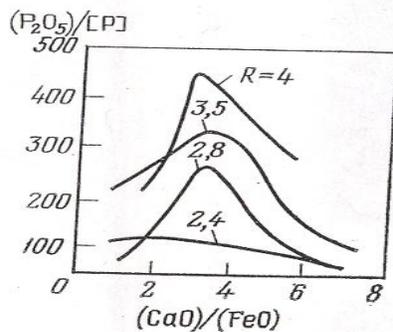


Fig.3-3 influencia de la relación $(CaO)/(FeO)$ en el factor de distribución del fósforo³

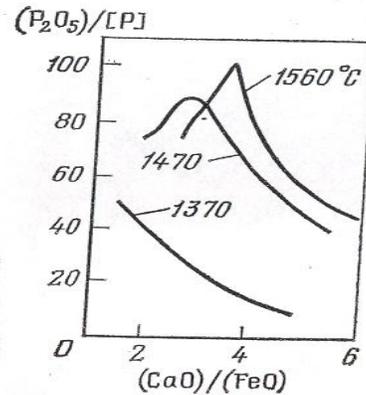


Fig.3-4 Dependencia del factor distribución del fósforo entre la escoria y el metal de la relación $(CaO)/(FeO)$ a diferentes temp.³

En la práctica la influencia negativa de la temperatura que se eleva infaliblemente en el transcurso de la fusión, se compensa introduciendo cal a la masa fundida de la escoria. En la Fig. 3-4 se expone la dependencia del factor de distribución del fósforo de la relación $(CaO)/(FeO)$ a diversas temperaturas.

Una continua evacuación y renovación de la escoria influyen positivamente en el proceso de desfosforación. Actúan en la misma dirección las medidas tecnológicas para elevar las superficies de separación metal-escoria. Estas medidas son el soplado del metal con oxígeno, el insuflado de materiales en polvo y otros. La ebullición activa del metal que contribuye a un buen mezclado del metal y la escoria, coadyuva al transcurso favorable del proceso de desfosforación.

Para evitar la reducción del fósforo de la escoria al metal (refosforación) se debe mantener la basicidad y oxidación de la escoria necesarias. Se debe considerar como correlación óptima $(CaO)/(SiO_2) = 2.8 \dots 3.1$ Y $(CaO)/(FeO) = 4.5 \dots 5$.

3.7 Desulfuración del metal

El azufre, así como el fósforo, es una impureza nociva en el acero y se introduce en el metal con los materiales de la carga y algunos tipos de combustible (gas de coque, mazut y otros).

El azufre posee una solubilidad ilimitada en el hierro líquido y limitada en el sólido. Al cristalizarse el acero con un elevado contenido de azufre los sulfuros de hierro en la composición de la eutéctica de bajo punto de fusión se separan en los límites intergranulares.

Calentados estos aceros para el laminado o forja en los límites intergranulares aparece la fase líquida fácilmente fusible y el metal se convierte frágil al rojo (en éste se crean desgarraduras y grietas).

La introducción de manganeso en el acero provoca la formación, en el metal sólido, de sulfuros de manganeso MnS que tienen una temperatura de fusión de 1620° C, lo que protege el acero de la fragilidad al rojo durante el laminado en caliente. No obstante, la presencia de sulfuros frágiles en los límites intergranulares se reducen las propiedades mecánicas del acero. Por ello, la disminución del contenido de azufre hasta el nivel mínimo posible es uno de los problemas más importantes en la fabricación de acero.

Puesto que el azufre es un elemento surfactante, el proceso de desulfuración ocurre principalmente en la superficie interfacial metal-escoria. Sin embargo, se debe tener en cuenta el comportamiento del azufre en el metal. Cuanto mayor es la actividad del azufre en el metal, tanto mejores son las condiciones para el proceso de desulfuración. Por eso, la existencia en el metal de considerables contenidos de elementos que elevan la actividad del azufre en el metal (carbono, silicio, y otros) facilita la eliminación del azufre.

Un papel negativo en el proceso de desulfuración lo juegan los elementos surfactantes y, en primer lugar, el oxígeno.

Contribuyen a la elevación del grado de eliminación del azufre los elementos que crean sulfuros más resistentes que el sulfuro de hierro. A estos elementos pertenecen los metales de las tierras raras.

El mecanismo de desulfuración es posible representarlo en forma de las reacciones:



La primera reacción tiene un valor secundario. Considerando los coeficientes de actividad de los reactivos igual a 1, la ecuación para la constante de equilibrio es posible anotarla en la forma siguiente:

$$K_s = \frac{(CaS)(FeO)}{[S](CaO)} \quad 3-29$$

El factor de distribución del azufre L_s es igual:

$$L_s = \frac{(S)}{[S]} = K_s \frac{(CaO)}{(FeO)} \quad 3-30$$

De la ecuación se deduce que la elevación de la basicidad de la escoria y la reducción de la oxidación contribuye al crecimiento del factor de distribución del azufre (Fig. 3-5). También tiene una influencia positiva la desoxidación del metal, puesto que

disminuye la influencia nociva del oxígeno en el proceso de desulfuración (Fig. 3-6).

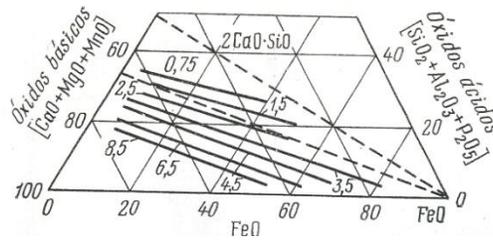


Fig.3-5 Influencia de la composición de la escoria en el factor de distribución del azufre para los sistemas ternarios de escoria oxido básico-oxido ácido-FeO a 1600°C.³

El aumento de la velocidad de desulfuración sólo se observa con un contenido de oxígeno en el metal <0.02 %. También aumenta el valor del factor de distribución del azufre al elevarse la temperatura del metal.

Elevándose la temperatura aumenta la solubilidad del sulfuro de calcio en la escoria, se acelera el suministro del azufre a los límites interfaciales metal-escoria y el traslado difusivo del azufre en la escoria. Cumple un papel positivo en la aceleración del proceso de desulfuración un activo mezclado del baño.

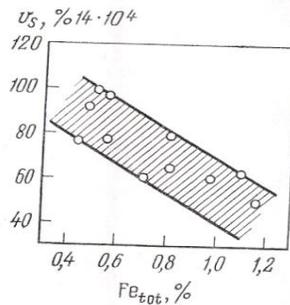
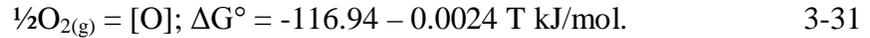


Fig.3-6 Influencia del grado de desoxidación del metal (contenido de Fe_{tot} en la escoria antes de la descarga) en la velocidad de desulfurización V_s ³

3.8 Gases en el acero

Cualquier acero contiene gases (oxígeno, hidrógeno y nitrógeno). Incluso un contenido de ellos e centésimas y milésimas de un tanto por ciento influye considerable en las propiedades del metal.

El oxígeno en el acero. La solubilidad del oxígeno en el hierro líquido puro se caracteriza por la reacción:



La dependencia de la solubilidad del oxígeno en el hierro que está en equilibrio con la escoria rica en hierro, de la temperatura para la reacción $(FeO) = Fe_l + [O]$ tiene el siguiente aspecto

$$\log[\%O] = -\frac{6320}{T} + 2.734 \quad 3-32$$

El comportamiento del oxígeno en el metal durante la marcha de la fusión en sumo grado determina tanto la eliminación de las impurezas indeseables del acero (fósforo, azufre, etc.), tanto la oxidación de los componentes útiles (cromo, vanadio, y otros). Al haber oxígeno en el metal se forman partículas extrañas de óxidos -inclusiones no metálicas.

En el metal acabado, el contenido de oxígeno debe ser mínimo, puesto que un contenido elevado de inclusiones de óxidos influye negativamente en todas las propiedades del acero y aleaciones.

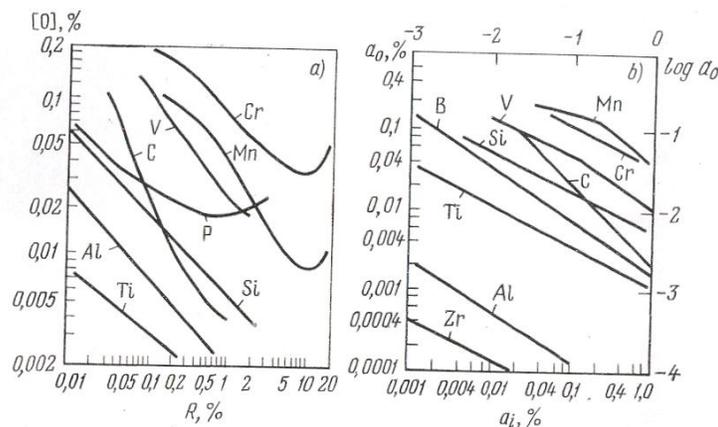


Fig.3.7 Poder desoxidante de los elementos en el metal frío.³

Para reducir el contenido de oxígeno en el metal se lleva a cabo la desoxidación del acero. Se llama desoxidación el proceso de eliminación del oxígeno mediante su enlace en inclusiones no metálicas, las cuales pueden ser evacuadas del metal o no son nocivas.

La reacción de desoxidación del metal puede ser anotada en forma general de la siguiente manera:



donde R es elemento desoxidante; R_xO_y , óxido del elemento desoxidante En la Fig. 3-7 se expone el poder desoxidante de los elementos a 1600°C.

El hidrógeno en el acero. La solubilidad del hidrógeno está supeditada a la ley de Sieverts:

$$[\% \text{H}] = K \sqrt{P_{\text{H}_2}} \quad 3-34$$

A una presión de 0.1 MPa y temperatura de 1600 °C la solubilidad del hidrógeno asciende a 0.0026 % y la dependencia entre la solubilidad del hidrogeno y la temperatura se expresa con la ecuación

$$\log[\% \text{H}] = -\frac{1750}{T} - 1.677 \quad 3-35$$

La solubilidad del hidrógeno en el metal sólido para diversas modificaciones del hierro, es diferente (Fig. 3.8, b).

La variación a saltos de la solubilidad al pasar del estado líquido al sólido provoca el desprendimiento del hidrogeno del metal, lo que sirve de motivo para la formación de una serie de defectos, por ejemplo, flóculos (burbujas de gas de forma especial), etc. Para disminuir el contenido de hidrógeno en el metal se adoptan medidas especiales, tales como la ebullición intensiva del baño, tratamiento por el vacío, y otras.

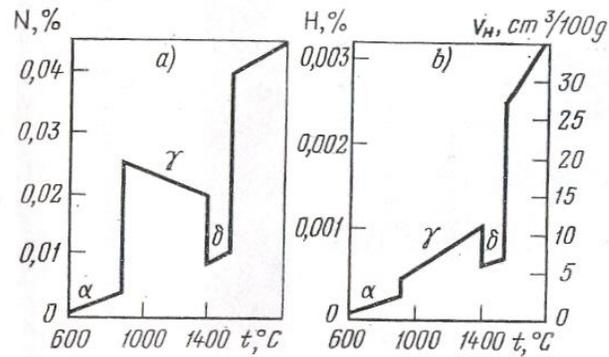


Fig.3.8 Influencia de la temperatura en la solubilidad del hidrógeno (b) y nitrógeno (a) en el hierro a una presión de 101 kPa. ³

El nitrógeno en el acero. La solubilidad del nitrógeno también transcurre de acuerdo a la ley de Sieverts. La solubilidad del nitrógeno en el hierro a 1600° e es igual a 0.044%. La ecuación de la dependencia de la solubilidad del nitrógeno de la temperatura tiene el aspecto siguiente:

$$\log[\%N] = -\frac{375}{T} - 1.154 \quad 3-36$$

La solubilidad del nitrógeno, tanto como del hidrogeno, varia en función de la temperatura y la composición de la aleación. En la Fig. 3.8 a se muestra la influencia de la temperatura en la solubilidad del nitrógeno en el hierro.

En presencia de algunos elementos en el metal pueden formarse nitruros. La existencia de nitruros en la estructura cristalina de muchos aceros influye negativamente en las propiedades del metal.

3.9 Inclusiones no metálicas

Se llaman inclusiones no metálicas los compuestos de metal contenidos en el acero (hierro, silicio, manganeso, aluminio, calcio, etc.) con los no metales (azufre, oxígeno, nitrógeno, carbono). Las inclusiones no metálicas empeoran las propiedades mecánicas del acero y las características especiales de los artículos terminados (permeabilidad magnética, electroconductibilidad, y otras). Las inclusiones, formadas como resultado de las transformaciones en las reacciones metalúrgicas, por ejemplo, la interacción del elemento desoxidante con el oxígeno disuelto, se llaman endógenas. Las inclusiones que penetran en el metal del revestimiento del horno, la hoya, el pico de colada y de otras fuentes ajenas, se llaman exógenas.

Influye en las propiedades del metal tanto el contenido total de las inclusiones, como sus dimensiones, forma y las propiedades fisicoquímicas.

Se ha establecido que la forma menos perjudicial de las inclusiones es la globular (redonda). Esta forma la tienen en lo fundamental las inclusiones de silicatos. La influencia más perjudicial en las propiedades del metal la ejercen las inclusiones cristalinas (nitruros, corundo, etc.), las inclusiones en forma de cadenas en los límites intergranulares (sulfuros y oxisulfuros).

A consecuencia de una menor densidad en comparación con el metal las inclusiones no metálicas deben emerger del baño líquido. La velocidad de emersión de inclusiones grandes es posible calcularla por la ecuación de Stokes:

$$v = K \frac{2r^2}{9\eta} g (\rho_l - \rho_{in}) \quad 3-37$$

donde v es la velocidad de emersión de las inclusiones; g , la aceleración de la gravedad; ρ_l , ρ_{in} , la densidad del acero líquido y la de la inclusión no metálica; r , el radio de la partícula emergida; η , la viscosidad dinámica del acero.

Puesto que el radio entra en la ecuación elevado al cuadrado, las dimensiones de las inclusiones deben tener un valor decisivo. En la velocidad del agrandamiento y emersión de las inclusiones influyen notablemente los siguientes procesos:

- 1) Coagulación de las inclusiones, o sea, adhesión o aglutinación de las partículas sólidas
- 2) Adhesión de la inclusión sólida con la líquida, es decir, el proceso de cubrimiento de la partícula sólida con la gota líquida.
- 3) Coalescencia - fusión de dos partículas líquidas.

Se debe tratar de organizar la tecnología de la fundición de tal manera que las inclusiones formadas se humecten con dificultad con metal (que se separen de éste) y se humecten fácilmente con la escoria.

Son mucho más difíciles las condiciones de eliminación de las inclusiones no metálicas, creadas durante la cristalización del acero. Prácticamente es imposible eliminar estas inclusiones y el problema se reduce solo a que la forma y disposición de las inclusiones sean las más favorables desde el punto de vista de la calidad del metal.

CAPITULO IV

DINÁMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONALES (CFD)

4.1 Introducción

La dinámica de fluidos computacional o CFD es el arte, más que la técnica, que intenta utilizar las computadoras para la simulación del movimiento de los fluidos y, en ocasiones, de otros fenómenos asociados: transferencia de calor, reacciones químicas, arrastre de sólidos, etc.

Los paquetes de CFD existentes en el mercado son lo suficientemente potentes y fáciles de utilizar como para que resulte rentable su utilización a nivel industrial. Sus beneficios vienen principalmente de la reducción del número de ensayos experimentales necesarios y del tiempo de desarrollo.

También pueden proporcionar bastante información complementaria del comportamiento detallado, que resulta muy difícil conocer experimentalmente. Un valor añadido es poder poner en el producto la etiqueta de "Diseñado por computadora", y la facilidad para generar dibujos espectaculares, que estimulan la "compra" del producto.

Con la proliferación de programas comerciales, un número creciente de técnicos ha entrado en contacto con estos métodos. Sin embargo, frecuentemente no se conocen bien las características que tiene el CFD, y por ello, los resultados a los que se llegan pueden no ser correctos, ni útiles. Por ello, se ha hecho muy importante para el manejo de CFD, la formación en dinámica de fluidos y el conocimiento de la filosofía, capacidades y limitaciones del sistema.

4.2 Alcances y limitación de CFD

El software de CFD busca el cálculo detallado del movimiento de los fluidos por medio de la utilización de la computadora para la resolución de las ecuaciones matemáticas que expresan las leyes por las que se rigen.

En los resultados de estas técnicas, junto con el movimiento y la presión, pueden obtenerse las variaciones de las propiedades, las fuerzas que ejercen sobre los sólidos adyacentes, los intercambios de energía, etc.

Algunos de los campos de aplicación son: ⁵

- Aerodinámica de vehículos terrestres, aviones, entrada y salida de la atmósfera de vehículos espaciales.
- Diseño de motores de combustión, calderas, turbomáquinas (bombas, ventiladores, compresores, turbinas, entre otros.)
- Refrigeración de equipos eléctricos y electrónicos.
- Equipos para procesos físicos y químicos: reactores, sedimentadores, mezcladores, intercambiadores, eyectores, entre otros.
- Desarrollo de sistemas de ventilación, calefacción y aire acondicionado.
- Predicción meteorológica.
- Influencia del viento sobre edificios, puentes, entre otros.
- Dispersión de contaminantes en la atmósfera, ríos y mares.
- Biomedicina: respiración y circulación de la sangre.
- Hidrología y oceanografía: corrientes en ríos, estuarios y océanos.
- Hidrodinámica de buques.

En general, son casos en los que resulta necesario entrar en los detalles de la dinámica de fluidos para obtener los resultados que se buscan.

Las ecuaciones que definen en cualquier punto del espacio la velocidad y presión de un fluido fueron descubiertas hace más de siglo y medio por el ingeniero francés Claude Navier y el matemático irlandés George Stokes. Estas ecuaciones se derivan

directamente de las leyes del movimiento de Newton, y son ecuaciones diferenciales en derivadas parciales. Las ecuaciones son las mismas para cualquier situación de flujo de fluidos. La particularización a los casos concretos viene definida por las condiciones de contorno y los valores iniciales. Por ejemplo, los cuerpos sólidos sumergidos en una corriente, o actuando como contornos exteriores van a definir por exclusión la zona del espacio en la que hay que resolver las ecuaciones, y van a introducir condiciones de contorno en la variable velocidad (velocidad nula en las paredes).

Estas ecuaciones son lo suficientemente complicadas como para que su solución analítica sólo sea posible en casos muy elementales. La utilización de las computadoras para su resolución numérica es lo que ha dado origen a la dinámica de fluidos computacional o CFD.

Incluso hoy día, la complejidad del cálculo y las limitaciones de los supercomputadoras más potentes, hacen que sea absurdo intentar utilizar las técnicas de CFD en los casos en los que otras técnicas han logrado simplificaciones adecuadas, como el cálculo de pérdidas de carga en tuberías y canales, golpe de ariete, diseño de sistemas oleohidráulicos y neumáticos, entre otros. También resultan impracticables para procesos muy extensos, como puede ser la simulación global de una planta química, una depuradora, o incluso un motor de explosión o una turbina de gas en su conjunto (sí se pueden estudiar por partes).

4.3 Algunas ventajas e inconvenientes

Hasta el final de los 60, las computadoras no alcanzaron velocidades de cálculo suficientes para resolver casos sencillos, como el flujo laminar alrededor de un obstáculo. Antes de eso, la experimentación constituía el medio básico de cálculo y desarrollo.

En la actualidad, los ensayos experimentales siguen siendo necesarios para la comprobación de diseños no excesivamente complejos. Los continuos avances en las

computadoras y algoritmos, permiten una reducción importante en el número de ensayos necesarios. El diseño típico de un modelo de ala de avión, se hace ahora con 3 ó 4 ensayos en túnel aerodinámico, en vez de los 10 ó 15 que eran necesarios anteriormente.

Las ventajas que proporciona el análisis por CFD se pueden resumir en:⁵

- Reducción sustancial de tiempos y costes en los nuevos diseños.
- Posibilidad de analizar sistemas o condiciones muy difíciles de simular experimentalmente: velocidades hipersónicas, temperaturas muy altas o bajas, movimientos relativos, entre otros.
- Capacidad de estudiar sistemas bajo condiciones peligrosas o más allá de sus condiciones límite de funcionamiento, por ejemplo accidentes.
- Nivel de detalle prácticamente ilimitado. Los métodos experimentales son tanto más caros cuanto mayor es el número de puntos de medida, mientras que los códigos de CFD pueden generar un gran volumen de resultados sin coste añadido, y es muy fácil hacer estudios paramétricos.

Las técnicas de CFD no son baratas. En primer lugar, son necesarias máquinas de gran capacidad de cálculo (los investigadores de CFD son usuarios habituales de las computadoras más potentes que existen), y un software con precio todavía no accesible al gran público.

En segundo lugar, se necesita personal cualificado que sea capaz de hacer funcionar los programas y analizar adecuadamente los resultados.

Los desarrollos en el campo del CFD se están acercando cada vez más a los de otras herramientas de CAE como las de análisis de esfuerzos en sólidos y estructuras. El motivo del retraso es la gran complejidad de las ecuaciones y, sobre todo, la dificultad de modelar adecuadamente la turbulencia.

El mayor inconveniente del CFD consiste en que no siempre es posible llegar a obtener resultados suficientemente precisos, y la facilidad de cometer graves errores de bulto. Esto proviene de:

- La necesidad de simplificar el fenómeno a estudiar para que el hardware y software sea capaz de tratarlo. El resultado será tanto más preciso cuanto más adecuadas hayan sido las hipótesis y simplificaciones realizadas.
- La limitación de los modelos existentes para la turbulencia, flujo bifásico, combustión, entre otros.

4.4 Explicación resumida del método

Considérese, por ejemplo, el flujo del aire alrededor de un coche. En teoría, con las ecuaciones de Navier-Stokes, se puede calcular la velocidad y la presión del aire en cualquier punto (en un caso de flujo compresible o en el que haya transferencia de calor, también son variables a considerar la temperatura y la densidad). Esto permite calcular la resistencia aerodinámica, la adherencia al suelo de los alerones o faldones delanteros, la adecuada colocación de las tomas de aire, etc.

Junto con las ecuaciones, hay que utilizar las condiciones iniciales y de contorno referentes a las variables y las referentes a la superficie sólida. En este caso, las condiciones referentes a las variables, vienen definidas por la velocidad del coche y la presión, igual a la atmosférica en los puntos suficientemente alejados. Las condiciones de las superficies sólidas vienen definidas por la forma, expresada matemáticamente en las coordenadas adecuadas.

Para resolver las ecuaciones, el programa transformará las ecuaciones diferenciales en ecuaciones algebraicas, y las resolverá únicamente en un número finito de puntos del espacio. Por eso, lo primero que hay que hacer es representar el vehículo o, mas bien, su entorno mediante una malla de cálculo; cuanto mayor sea el número de puntos de esta malla, mayor será la precisión y realismo de la simulación, y más difícil

de generar y resolver. En casos con geometría complicada, esta fase puede ocupar días e incluso semanas.

4.5 Resolución numérica de las ecuaciones de flujo

4.5.1 Ecuaciones que describen el movimiento de un fluido

Las ecuaciones que describen un fluido en movimiento se pueden deducir de la ley de conservación de la masa, y de la ley de conservación de la cantidad de movimiento. Aplicando estas leyes de conservación a un elemento de fluido, se obtienen las ecuaciones de Navier-Stokes. Simplificadas para un fluido incompresible son:

$$\text{Continuidad: } \nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad 4-1$$

$$\text{Cantidad de movimiento: } \rho \frac{d\vec{v}}{dt} = -\nabla p + \rho \vec{g} + \mu \nabla^2 \vec{v} \quad 4-2$$

Donde ρ es la densidad, g es la gravedad, p es la presión, v es la velocidad, y μ es la viscosidad del fluido. Resolviendo estas ecuaciones, se halla la velocidad del fluido, y la presión en cualquier punto del dominio estudiado.

Como se puede ver, son ecuaciones diferenciales en derivadas parciales que sólo en problemas con geometría y condiciones de contorno sencillas pueden ser resueltas de forma analítica.

Incluso en estos casos, la solución que se obtiene de manera analítica es la del flujo laminar. Por desgracia, habitualmente hay que contar con otro factor: la turbulencia, que hace que el flujo real se aparte bastante de la solución laminar.

Para poder obtener una solución en un caso turbulento complejo, estas ecuaciones han de ser resueltas por métodos numéricos, con ayuda de la computadora y utilizando modelos de turbulencia, que complican más, si cabe, el proceso.

4.6 Modelos de turbulencia

En la práctica, casi todos los flujos que interesan a científicos e ingenieros son turbulentos.

Para entender en qué consiste la turbulencia pueden resultar ilustrativos unos ejemplos comunes. Al abrir un grifo de cocina sólo un poco, el agua que fluye desde el grifo lo hace suave y limpiamente. Este flujo se llama laminar. Si se abre algo más, el chorro deja de ser transparente y tiene una apariencia turbulenta. Lo mismo se puede ver en el humo de un cigarrillo encendido en el aire en calma. Al salir del cigarrillo el flujo es laminar. Algo más arriba se transforma en ondulado y difuso (turbulenta).

La turbulencia se podría definir como un fenómeno de inestabilidad intrínseca del flujo. Provoca que el flujo pase a comportarse de forma aparentemente caótica. De una manera descriptiva podría hablarse de la formación de torbellinos más o menos aleatorios alrededor de la dirección media del movimiento. Surge cuando la velocidad del fluido supera un umbral específico, por debajo del cual las fuerzas viscosas amortiguan el comportamiento caótico.

El medio que se suele utilizar para determinar si un flujo va a ser turbulento o no, es el número de Reynolds. Este número indica la relación, o la importancia relativa, entre las fuerzas inerciales y las fuerzas viscosas de la corriente. Fuerzas inerciales grandes en relación con las viscosas tienden a favorecer la turbulencia, mientras que una viscosidad alta la evita. Dicho de otro modo, la turbulencia aparece cuando el número de Reynolds supera cierto valor.

La turbulencia no es un fenómeno siempre indeseable. En los cilindros de un motor de combustión interna, por ejemplo, la turbulencia mejora el mezclado del combustible y el comburente y produce una combustión más limpia y eficiente. La capa límite turbulenta es más resistente al desprendimiento que la laminar; por eso en los aviones de aerodelismo se busca conseguir que el flujo sobre las alas sea turbulento de forma que puedan volar en circunstancias más extremas sin entrar en pérdida (en aviones de mayor tamaño no existe este problema porque el flujo es siempre turbulento). Los hoyos de las pelotas de golf hacen pasar la capa límite a turbulenta debido a que al desprenderse más tarde que la laminar, reducen el tamaño de la estela, disminuyendo sustancialmente el arrastre. Con esto se consigue lanzar la bola a más del doble de distancia con la misma fuerza.

Los torbellinos, también llamados vórtices, que caracterizan el flujo turbulento son de muy diversos tamaños. Estos vórtices se forman y deshacen sin solución de continuidad. Los torbellinos grandes se rompen en otros menores, éstos en torbellinos más pequeños, y así sucesivamente. Cuando los torbellinos se hacen lo suficientemente pequeños se disipan en forma de calor debido a la viscosidad.

Las ecuaciones de Navier-Stokes son una representación matemática adecuada de los flujos de fluidos, incluso turbulentos. Sin embargo, la resolución de estas ecuaciones de forma que se calcule el flujo turbulento requiere una discretización temporal y de la malla de cálculo tan detallada que en la práctica resulta inviable. En un artículo publicado por P. Moin y J. Kim (“Simulación de la turbulencia mediante superordenadores”, Investigación y Ciencia, marzo, 1997) se pone el siguiente ejemplo:⁵

“La resolución de las ecuaciones de Navier-Stokes para el flujo alrededor de un avión requiere una malla de cálculo poco espaciada con el fin de discernir los torbellinos más pequeños. Por otra parte, la malla ha de ser lo bastante grande como para abarcar el avión entero y parte de su entorno. La disparidad de escalas de longitud en un flujo turbulento -relación entre los tamaños mayor y menor de los torbellinos- puede calcularse elevando a $\frac{3}{4}$ el número de Reynolds del flujo. Podemos emplear esta relación

para estimar el número de puntos de malla exigidos en una simulación razonablemente precisa: debido a la existencia de tres dimensiones, el número es proporcional al cubo de esta relación de escalas de longitud. Por consiguiente, el número de puntos requerido para una simulación numérica será proporcional al número de Reynolds elevado a $9/4$. Con otras palabras, duplicar el número de Reynolds conduce a multiplicar por cinco, aproximadamente, el número de puntos en la malla requeridos para simular el flujo.

Consideremos un avión de transporte con un fuselaje de 50 metros y con alas de unos 5 metros de cuerda (distancia entre los bordes de ataque y de salida). Si la aeronave se encuentra en vuelo de crucero con velocidad de 250 metros por segundo y altitud de 10.000 metros, se necesitan unos 10.000 billones (10^{16}) de puntos para simular, con una aproximación razonable, la turbulencia cerca de la superficie.

¿Qué exigencias de cálculo impone tal número de puntos? Una estimación grosera, basada en los actuales algoritmos y software, sugiere que incluso un supercomputadora capaz de efectuar un billón (10^{12}) de operaciones en coma flotante por segundo ¡tardaría varios miles de años en calcular el flujo para un segundo de tiempo de vuelo! Y tal computadora no existe todavía.”

Por fortuna, no se necesita simular el flujo de esta manera para obtener información útil. Incluso, aunque fuera factible, se generarían más datos de los que se pueden manejar. Habitualmente lo que interesa son los efectos de la turbulencia sobre los valores medios de las variables: la velocidad media y la presión media en el caso del flujo en un conducto; en el caso de un avión, las fuerzas medias de resistencia y sustentación; para el caso de un motor, los efectos de la turbulencia sobre las relaciones de mezcla entre combustible y comburente; entre otros.

Para conseguir esto, las ecuaciones de Navier-Stokes se promedian sobre las escalas de las fluctuaciones de turbulencia. En la práctica, esto significa que no suele calcularse el movimiento de todos y cada uno de los pequeños torbellinos. Antes bien, se calculan los torbellinos grandes y se utilizan modelos de turbulencia para estimar los

efectos de los pequeños torbellinos sobre los grandes. Estos métodos dan lugar a un campo de flujo promediado y simulado que es más uniforme que el flujo real, y, por tanto, reduce drásticamente el número de puntos de malla y la discretización temporal necesaria para simular el campo.

Los modelos básicos de turbulencia que se utilizan actualmente varían en complejidad desde simples coeficientes de viscosidad ajustados hasta sistemas completos de ecuaciones adicionales. Algunos de ellos son:

- Modelo de longitud de mezcla.
- Modelo K- Epsilon (con multitud de variantes).
- Modelos de Esfuerzos cortantes de Reynolds.

Todos ellos incluyen coeficientes que hay que ajustar para cada tipo de flujo y que, habitualmente, se obtienen por vía experimental. Por otra parte, cada modelo tiene sus preferencias: van mejor con flujos abiertos o confinados, con separación o sin ella. En definitiva, las simulaciones de flujos turbulentos promediados poseen sólo la exactitud de los modelos que incorporan.

Como resumen de estos comentarios sobre la turbulencia, se puede decir que la validez de una simulación numérica depende en gran parte de la modelización de la turbulencia, y que, respecto a ésta, todavía no se dispone de modelos de resolución perfectos.

4.7 Discretización de las ecuaciones del flujo

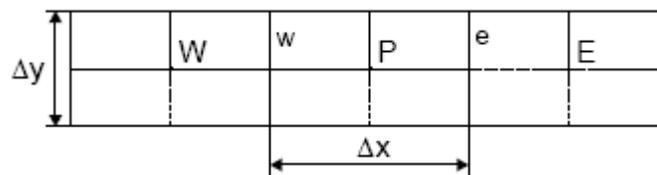
Para que una computadora pueda resolver las ecuaciones que describen el movimiento del fluido, éstas han de ser transformadas en expresiones algebraicas que sólo contengan números, combinados mediante operaciones sencillas, tales como sumar, restar y multiplicar.

La transformación de las ecuaciones diferenciales en su análogo numérico, es lo que se llama proceso de discretización numérica. Hay varias técnicas de discretización, dependiendo de los principios en que se basen. Las más usadas son: diferencias finitas, volúmenes finitos, y elementos finitos. Aquí se describirá brevemente el método de los volúmenes finitos.

4.8 Método de los volúmenes finitos

Este método consiste, fundamentalmente, en convertir las ecuaciones diferenciales en su análogo numérico, mediante una transformación física de las ecuaciones. Por ejemplo, la ecuación de la cantidad de movimiento puede ser considerada como una serie de flujos dentro de un volumen de fluido, junto con un término de fuente que es el gradiente de presiones.

Para mostrar la discretización, se crean volúmenes finitos (particiones del espacio) en la dirección x, y se fija la atención en el volumen n-ésimo por simplicidad. En la figura se puede ver un volumen finito, o celda, típico donde el centro del volumen, punto **P**, es el punto de referencia en el que se quiere hallar el análogo numérico de la ecuación diferencial. Los puntos centrales de las celdas vecinas se denominan **W** y **E** (celda oeste y celda este). Las caras que delimitan la celda a un lado y a otro se denominan **w** y **e** (cara oeste y cara este).⁵



Supóngase que se quiere discretizar la derivada segunda siguiente:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} \quad 4-3$$

Hay que hacerlo a partir de las derivadas primeras en las caras que limitan la celda:

$$\left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2}\right)_p = \frac{\left(\frac{\partial U}{\partial x_e} - \frac{\partial U}{\partial x_w}\right)}{x_e - x_w} \quad 4-4$$

Estas derivadas se calculan, a su vez, a partir de los valores de la variable U en los centro de las celdas vecinas:

$$\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)_e = \frac{U_E - U_P}{x_E - x_P} \quad 4-5$$

$$\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)_w = \frac{U_P - U_W}{x_P - x_W} \quad 4-6$$

Estas expresiones son utilizadas para implementar las derivadas de las ecuaciones en una celda cualquiera. De esta manera, se puede hallar el análogo numérico de las ecuaciones diferenciales para cada volumen finito, y después resolver el sistema de ecuaciones algebraicas que resulta. De la misma manera, pueden introducirse las condiciones de contorno, añadiendo términos fuente en las ecuaciones de las celdas correspondientes.

4.9 Resolución de las ecuaciones discretizadas

Una vez discretizadas las ecuaciones diferenciales, lo que se obtiene es un sistema de ecuaciones algebraicas, que se puede escribir en notación matricial de la siguiente manera:

\mathbf{A} es la matriz del sistema, \mathbf{b} es la columna de términos independientes, y \mathbf{x} es el vector incógnita. Para resolver este sistema de ecuaciones, existen dos tipos de métodos: los directos y los iterativos.

$$\mathbf{A} * \mathbf{x} = \mathbf{b} \quad 4-7$$

Los métodos directos consisten en hallar la inversa de la matriz \mathbf{A} . Normalmente estos métodos parten de la descomposición de la matriz \mathbf{A} en el producto de dos matrices: $\mathbf{L} * \mathbf{U}$, una triangular superior y la otra triangular inferior, a partir de lo cual todo es teóricamente muy sencillo. Pero cuando la matriz es un poco grande estos métodos no son rentables, computacionalmente hablando.

Los métodos iterativos tratan de hallar la solución partiendo de una solución aproximada y calculando, a partir de ella, una solución más aproximada, acercándose en cada iteración a la solución real. De este tipo son los métodos de Jacobi, Gauss-Seidel, TDMA (algoritmo de la matriz tridiagonal), SIP (procedimiento implícito de Stone), CGM (método del gradiente conjugado), etc. Cada uno de ellos con sus adeptos y variantes, lo que normalmente quiere decir que van bien en unos casos y no tan bien en otros.

4.10 Dependencia del tiempo y no-linealidad

Los métodos que se han comentado resuelven sistemas de ecuaciones lineales, con coeficientes constantes, y no se pueden usar directamente para resolver las ecuaciones del flujo, pues no son lineales (hay en ellas productos de variables). Además, la velocidad y la presión del fluido pueden depender del tiempo, por lo que hay que resolver todo el sistema para cada instante de tiempo. Por tanto, habrá que discretizar el tiempo, como ya se hizo con el resto de variables, y resolver el sistema para cada paso temporal.

Para que sea posible emplear los métodos de resolución de sistemas que se han comentado, se linealizan las ecuaciones. Los términos no lineales, como hemos visto,

son los productos de las velocidades por sus derivadas. Por ello se discretiza la derivada, y se usa el valor de la velocidad existente en la celda de que se trate:

$$u \frac{\partial u}{\partial x} \text{ se convierte en } \bar{u} \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\delta x} \quad 4-8$$

Así se puede resolver iterativamente el sistema lineal de ecuaciones. Una vez resuelto, el valor de la velocidad en la celda i,j habrá cambiado, se vuelve a linealizar el sistema con los nuevos valores de las velocidades, y se repite el proceso hasta que se llegue a una solución.

Posteriormente, habrá que incrementar el paso temporal, y resolver el sistema para el nuevo instante de tiempo. En el caso de que sea un problema estacionario, este último proceso de cambiar el paso temporal, se omite.

4.11 Condiciones de contorno

La solución de un problema depende de las condiciones iniciales y de las condiciones de contorno a las que está sometido el fluido. Las condiciones de contorno más habituales que suelen aparecer en los problemas resueltos con CFD son las siguientes:⁵

- Presión en un determinado contorno. Se puede fijar presión estática o presión total.
- Velocidad en el contorno. Se puede fijar dirección y módulo, o sólo dirección, combinada con la condición de presión. En ocasiones se especifica el caudal en vez de la velocidad.
- Si interviene la ecuación de la energía también hay que concretar condiciones de contorno para la temperatura: valor fijo, flujo de calor, entre otros.

Imponiendo estas condiciones, se puede simular el comportamiento de los contornos reales de un fluido, tales como paredes, entradas en tuberías, salidas al exterior, etc.

Las paredes sólidas son condiciones de contorno especialmente críticas. Esto es debido al comportamiento del fluido en las proximidades de la misma. En las superficies sólidas se genera una capa límite de fluido en la que la velocidad varía rápidamente a medida que nos acercamos a la pared. La simulación directa de la capa límite es extremadamente difícil y requiere unos recursos desproporcionados, por lo que se suelen utilizar modelos específicos.

4.12 Metodología

En los paquetes de software existentes de CFD, el usuario debe especificar las condiciones del problema que se va a resolver, así como proveer a la computadora de ciertos parámetros de resolución para que el programa consiga encontrar una correcta solución del problema. Los pasos genéricos que hay que seguir son:⁵

1. Especificación de la geometría del problema. Es preciso introducir al programa los contornos del dominio del problema. Este proceso es relativamente simple cuando el modelo es bidimensional. Cuando el modelo es tridimensional, la especificación de la geometría puede ser realmente compleja.
2. Creación del mallado, o celdas en las que van a ser calculadas todas las variables. El mallado puede ser estructurado o no estructurado. El mallado estructurado está formado por rectángulos o paralelepípedos ordenados, que pueden deformarse para adaptarse a las superficies curvas de la geometría. El mallado no estructurado está habitualmente formado por triángulos o tetraedros y, en cualquier caso, no tiene un orden matricial. Este último tipo de mallado es

mucho más sencillo de ajustar a formas complejas que el anterior, aunque es más costoso de calcular.

3. Definición de los modelos que se van a utilizar. Básicamente de turbulencia, pero para ciertas simulaciones pueden hacer falta modelos de radiación, flujo bifásico, multiespecie, entre otros. Estos modelos deben estar implementados en el software.

4. Especificación de las propiedades del fluido, tales como la viscosidad, la densidad, las propiedades térmicas, entre otros. En su caso el programa debe ser capaz de manejar las ecuaciones de variación de estas propiedades con la temperatura, la presión, entre otras variables.

5. Imposición de las condiciones de contorno, que controlan los valores de ciertas variables en los límites del dominio. Básicamente se imponen valores fijos de la presión, velocidad y temperatura, o de sus gradientes. También hay que imponer condiciones para las variables de turbulencia que haya, según el modelo que se esté utilizando.

6. Introducción de las condiciones iniciales. En el caso de un problema no estacionario, hace falta definir unos valores de las variables para todos los puntos del dominio, desde los cuales empezará el programa a calcular las soluciones de los sucesivos pasos temporales. En el caso de un problema estacionario, es preciso introducir al programa unos valores iniciales de las variables, de los cuales partirá el proceso iterativo.

7. Control de los parámetros que afectan a la resolución numérica del problema. Se puede actuar sobre el proceso iterativo definiendo los tipos de discretización, variando los factores de relajación, y fijando los criterios de finalización de las iteraciones.

8. Proceso de cálculo. Durante el mismo es habitual monitorizar la convergencia y controlar la evolución de las variables en algunos puntos.

9. Análisis de la solución. Comprobación de que la resolución es correcta y estudio de los resultados. La gran cantidad de datos que se genera hace necesario el uso de sistemas de postproceso gráficos.

CAPITULO V

MODELO EXPERIMENTAL

Los resultados experimentales fueron obtenidos de Kemeny (1981) que utilizaron un modelo físico de un distribuidor de colada continua de placas con dos ejes. Este modelo fue construido con paredes en acrílico, en escala plena, manteniendo similaridad entre los números de Froude(Fr) y Reynolds (Re) del equipamiento original. Para la realización de las pruebas, los autores utilizaron agua a una temperatura ambiente como fluido de trabajo. Las dimensiones de los equipos están dadas en metros, conforme se presenta en la figura 5-1. Por la información obtenida en Singh y Korla(1993) adoptándose 13° como ángulo de inclinación de las paredes el $Fr=111.0$ para la entrada.

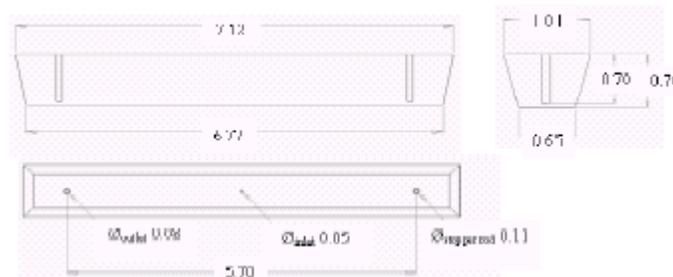


Figura 5-1: dimensiones del modelo físico del distribuidor (m) adaptadas por Kemeny(1981).

Además de equipamiento sin modificadores de flujo, fueron probadas configuraciones geométricas para diferentes posiciones: utilizando un dique (*weir*); un dique y una barrera fijada en la base (*weir* y *dam*). Para el análisis de tiempos caracterizados obtenidos a través de curvas DTR (distribución del tiempo de residencia), los autores determinaron la mejor posición para los modificadores. La figura 5-2 presenta la localización en la cual los dispositivos fueron instalados.

La obtención de las curvas DTR fue mediante la utilización de un trazador inyectado a la entrada y detectado a la salida del distribuidor a través de un espectrometro. La duración de cada ensayo fue de 16 minutos.

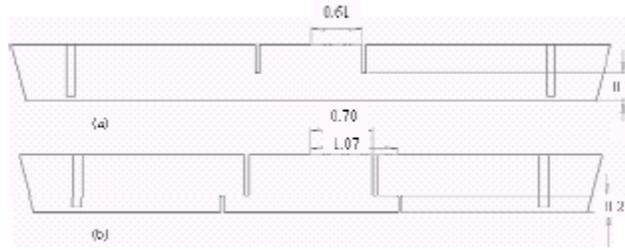


Figura 5-2. Localización de los modificadores de flujo escogidos por Kemeny(1981) (a) *weir* (b) *weir and dam*

5.1 Formulación matemática

5.1.1 Ecuaciones gobernantes.

La fase líquida de flujo en embalses metalúrgicos puede ser descrita por las ecuaciones de conservación de cantidad de movimiento y masa. Para flujo isotérmicos, incompresibles y en régimen permanente las ecuaciones gobernantes son las siguientes:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad 5-1$$

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \mu_e \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g_i \quad 5-2$$

Donde u_i representa la velocidad en la dirección x_i , ρ la masa específica del fluido, p la presión, g_i los componentes del vector gravedad y μ_e la viscosidad efectiva.

5.1.2 Modelos de turbulencia

Como uno de los dos objetivos de este trabajo es validar la influencia de los modelos de turbulencia sobre el cálculo de flujo, por consiguiente estimar los tiempos característicos de la tasa de remoción de partículas sólidas, tres modelos de turbulencia fueron implementados en las simulaciones. El primero, $k-\epsilon$ de Launder y Spalding (1974), tratándose de un modelo de dos ecuaciones, $k-\epsilon$, que representan respectivamente, la energía cinética y la disipación viscosa turbulenta, basado en el concepto de la viscosidad turbulenta de Boussinesq(1877). De forma general, la utilización de este

modelo presenta soluciones adecuadas y rápidas computacionalmente hablando a una infinidad de aplicaciones industriales.

Pero, el segundo Versteeg (1995), $k-\epsilon$ presenta deficiencias en flujos rotacionales y con líneas de corriente curvas.

El modelo RNG $k-\epsilon$ está basado en un método matemático llamado de un grupo de renormalización de las ecuaciones de Navier-Stokes. Las ecuaciones de transporte para generación y disipación de turbulencia son las mismas del modelo $k-\epsilon$ patrón, Sin embargo la diferencia entre los modelos y verificada a través de los valores de las constantes. En oposición al carácter empírico del modelo $k-\epsilon$ tradicional, las funciones y constantes de los modelos son obtenidas teóricamente. Mayores detalles son encontrados en el CFX 5.7 Solver manual (2004). Segundo Freire(2002), El RNG $k-\epsilon$ caracteriza un mayor espectro de flujo de forma confiable y precisa. Avala razonablemente flujos con separaciones, líneas de corriente curvas y regiones de estancamiento. Debido a sus características, ese modelo fue escogido por Hülstrung(2005) y Schwarze(2001) para modelar flujos en distribuidores.

Los modelos basados en el concepto de viscosidad turbulenta presentan deficiencias para prever correctamente los efectos del flujo sobre corriente curvas. Otras limitaciones fue en la evaluación de las reglas de tensión de Reynolds, de gran importancia en flujos con separación. Freire (2002).

El último modelo utilizado y basado en las ecuaciones de transporte para todos los componentes de tensión de Reynolds, acoplado una ecuación para disipación viscosa turbulenta. Este modelo abandona una modelización isotrópica de viscosidad turbulenta, en la cual los modelos anteriores están incluidos. Debido a un incremento de ecuaciones en el sistema, una mayor carga computacional es exigida. El modelo de tensión de Reynolds (RSM) fue utilizado por Schwarze(2001), Kumar (2004) y Solorio-Díaz(2004) en estudios numéricos de distribuidores. La formulación y las constantes del modelo RSM utilizadas para el presente estudio, son encontradas en el CFX 5.7 Solver manual (2004).

5.1.3 Variable adicional

Para obtener las curvas DTR numéricamente es necesario resolver una ecuación de un escalar.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{\partial(u_i \phi)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\rho D_\phi + \frac{\mu_t}{S_{ct}} \right) \frac{\partial(\phi / \rho)}{\partial x_j} \right] \quad 5-3$$

Donde ϕ es la variable adicional concentración que representa el trazador, D_ϕ la difusividad cinemática y S_{ct} o numero de Schmidt turbulento.

5.1.4 Modelo lagrange para trayectorias de partículas

La trayectoria de cada partícula dispersa en el fluido es calculada a través de la integración de su movimiento obtenida a partir del balance de fuerzas que ejercen sobre la misma. No fueron considerados los efectos de las partículas sobre el flujo. La formula este modelo está descrita a continuación:

$$\frac{du_{pi}}{dt} = F_D(u_i - u_{pi}) + \frac{g_i(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_p + F_{vm} \quad 5-4$$

Donde u es la velocidad del fluido, u_{pi} la velocidad de la partícula y ρ_p la masa especifica de partícula. F_D y la fuerza de arrastre descrita por los modelos Shiller Naumann para partículas sólidas esféricas. F_p la fuerza debido al gradiente de presión, en cuanto F_{vm} es la fuerza de masa virtual que proporciona una aceleración de fluido en torno a la partícula. Fue acoplado al modelo, a través de la dispersión turbulenta, de efectos aleatorios en las trayectorias (CFX 5.7 Solver Manual, 2004).

5.2 Procedimiento numérico

Para resolver los sistemas de ecuación descrita durante la formulación matemática, los procedimientos numéricos fueron realizados en el software comercial CFX-5.7 empleando el método de volumen finito basado en los elementos de un dominio tridimensional del distribuidor.

Como primer paso del procedimiento numérico, fue realizado un examen de independencia de malla. Con un número de nodos que estuvo variando entre 24296 y 254120, fueron resueltos seis casos para el distribuidor sin modificadores de flujo. Como variable para valuar la independencia de malla, se escogió un tiempo medio de residencia (sahai, 1996). Los valores alcanzados variaban entre 243 y 264s. A partir de una malla con 140446 nodos, los tiempos medio de residencia se tornaron independientes mejorando aun más el dominio.

Dentro de las condiciones de contorno para el cálculo de fase continua (agua), se aplicaron dos planos de simetría con gradiente nulo para todas las variables normales a esos planos, es decir, apenas un cuarto del distribuidor fue simulado. Fue considerada una condición de no-escurrimiento para todas las paredes, los dispositivos modificadores de flujo y para la válvula tapón. En la superficie del baño la tensión superficial de la escoria se considero como nula. En la entrada, como condición de contorno se estableció un vaciado másico y la intensidad de la turbulencia fue asumida en 10%. En la salida fue prescrita una presión de 0 Pa, permitiendo que el flujo se ajustase al vaciado de salida. Las soluciones de las ecuaciones gobernantes de flujo (1-2) y de turbulencia k- ϵ , fue obtenida con un esquema de advección de tipo upwind(contra el viento) con régimen(estado) en equilibrio. Las mismas fueron consideradas convergidas (resueltas), cuando los valores residuales alcanzaron valores inferiores a 1×10^{-6} RMS.

Para obtener las curvas DTR, la ecuación 5-3 fue solucionada en régimen transitorio con un esquema de advección del tipo upwind de segundo orden, sin la necesidad de solucionar las ecuaciones de flujo durante este tiempo. El trazador fue

inyectado en forma de un pulso de entrada. El monitoreo del mismo fue realizado a través de una sonda numérica en uno de las dos buzas de salida. En un tiempo total de 960s (16 minutos) la curva concentración contra tiempo fue obtenida para los intervalos de tiempo de 1s. Para pasar al paso de tiempo siguiente, los valores residuales de la ecuación de difusión del trazador alcanzaron valores inferiores a 1×10^{-6} RMS.

Fue realizado una prueba para verificar la influencia del número de partículas sobre el cálculo de la tasa de remoción. Fueron adoptados tres diámetros de partículas esféricas: 5μ , $20\mu\text{m}$ y $100\mu\text{m}$ para un número de partículas entre 100 y 10000. Para un número superior a 5000 partículas, las tasas de remoción no presentan cambios significativas. Con una fase continua mantenida constante, apenas una iteración fue necesaria para resolver la ecuación 5-4. Para el cálculo de fase dispersa, la velocidad de las partículas inyectadas en la entrada fue prescrita de forma idéntica a la del fluido. Esas fueron consideradas sólidas y con masa específica igual a la mitad de la masa específica del agua. Las partículas simuladoras de inclusiones no metálicas fueron capturadas por la cama de escoria superficial debido a la fuerza de empuje aplicada en dirección vertical. Las colisiones que ocurrieron en las paredes fueron consideradas perfectamente elásticas.

Posteriormente fueron realizadas las pruebas de independencia de malla y de cantidad de partículas, fueron simuladas las diferentes configuraciones geométricas (sin modificador, *weir*, *weir* y *dam*) en función de los modelos de turbulencia ($k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ y RSM) para la obtención de las curvas DTR y de las tasas de remoción de partículas por la superficie. Las simulaciones fueron realizadas en una computadora pentium IV 3.0 Ghz y 2.0 Gb de memoria RAM. En promedio cada simulación duro 12 horas para resolver el dominio fluido; 4 horas para el calculo de ecuaciones de trazador y 50 minutos para el calculo de las trayectorias de las partículas.

CAPITULO VI

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

6.1 Tiempos y volúmenes caracterizados

A través de las simulaciones realizadas, los tiempos caracterizados, obtenidos a través de las curvas DTR, fueron comparados con los datos experimentalmente (Kemeny 1981) y con un estudio numérico que utilizó un modelo Euler-Lagrange (Schwarze 2001). De forma comparativa, los tiempos caracterizados (t_{\min} y t_{med} que representan respectivamente, tiempo mínimo y tiempo medio de residencia) alcanzados por estos autores en el presente estudio son presentados en la tabla 6.1, destacando en negrita los resultados numéricos más próximos a los experimentales. Como criterio para estimar tiempo mínimo de permanencia en el distribuidor, fue adoptado un valor igual o superior a 2% de la cantidad de masa del trazador que deja el dominio.

Autores	Modelos turbulencia	No modificador flujo		Weir		Weir & Dam	
		Tmin(s)	Tmed(s)	Tmin(s)	Tmed(s)	Tmin(s)	Tmed(s)
Kemeny (1981)		20	229	45	284	80	217
Schwarze (2001)	k-ε	26	231	31	222	29	251
	RNG k-ε	47	224	39	251	45	231
	RSM	18	217	30	210	30	254
Tesis	k-ε	38	264	39	261	52	269
	RNG k-ε	35	253	35	259	79	312
	RSM	22	260	40	262	47	266

Tabla 6.1. Tiempos caracterizados para diferentes configuraciones geométricas.

Se observa por el análisis de la tabla 6.1, que los resultados encontrados por el presente trabajo se aproximan a los encontrados por los otros autores. Los tiempos mínimos encontrados para las tres configuraciones geométricas están acordes con los encontrados experimentalmente por Kemeny (1981). Los resultados numéricos

presentaran mayores desfases con relación a los experimentales a medida que la complejidad del distribuidor fue aumentada por el uso de modificadores de flujo. Otra posible discordancia es debida a las incertezas encontradas para reproducir el equipo experimental. Consecuentemente ningún modelo de turbulencia caracterizó de forma uniforme la configuración analizada. Con relación al estudio numérico de Schwarze (2001), las diferencias deben ser en la etapa de pre-procesamiento y la metodología empleada en las simulaciones.

Los porcentajes de los volúmenes caracterizados encontrados numéricamente, por medio de las curvas DTR, para las tres configuraciones geométricas, utilizando la formulación descrita por Sahai y Emi (1996), son presentadas en el grafico de la figura 6.1.

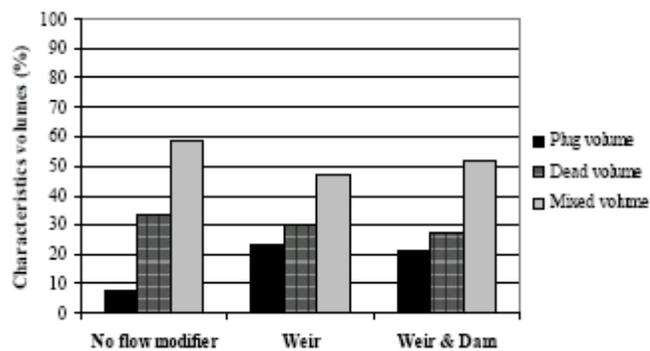


Figura 6.1. Volúmenes caracterizados para diferentes configuraciones geométricas.

A través de la observación de la figura 6.1, se verifica que el comportamiento general de la configuración *weir* con relación a la *weir* y *dam* son bastante similares. Los porcentajes de volumen de pistón, cuando se comparan con los de volumen muerto y volumen mixto, son los menores para todas las configuraciones (8% para sin modificadores, 23% para *weir* y 21% para *weir* y *dam*). En cuanto a los porcentajes de volumen mixto son las mayores para todas las configuraciones (59% para sin modificador, 47% para *weir* y 52% para *weir* y *dam*). Y los porcentajes de volumen muerto son de 34% para sin modificador, 30% para *weir* y 27% para *weir* y *dam*. Resumiendo, la condición *weir* presentó el mayor porcentaje de volumen de pistón, en cuanto a sin modificador los mayores porcentajes de volumen muerto y mixto.

6.2 Análisis Lagrange de flujo

Las curvas DTR proveen únicamente información relativa al tiempo de permanencia del acero, siendo posible cuantificar empíricamente las características de las fracciones volumétricas. Sus resultados no explican el flujo de forma completa, no transmiten información relacionada con dirección y rotación, consecuentemente, no aseguran cual es la mejor condición para la remoción de inclusiones no metálicas (Javurek 2002). Por lo tanto, un análisis de flujo se torna imprescindible para estimar el comportamiento de las trayectorias y de la remoción de las partículas. La figura 6.2 muestra el comportamiento de la trayectoria de partículas sólidas removidas con relación a los perfiles de velocidad a lo largo del distribuidor.

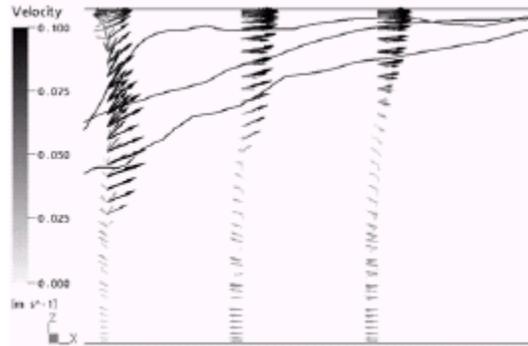


Figura 6.2. Comportamiento de partículas removidas.

Para el análisis de la figura 6.2, las trayectorias de las partículas están directamente relacionadas con la dirección y las magnitudes de las velocidades. Los mayores vectores de velocidad impulsan a las partículas en dirección a la superficie. Esa es una característica fundamental para determinar cuál es la mejor condición geométrica para remoción de inclusiones no metálicas.

La figura 6.3 presenta los resultados obtenidos con los modelos de dos fases (Euler-Lagrange) para la configuración sin modificadores de flujo. Son mostradas las partículas de $20\mu\text{m}$, los respectivos puntos de remoción por la superficie para medio distribuidor y los campos de velocidad para un plano localizado a media distancia entre la entrada de una de las buzas del distribuidor ($x=1.43\text{m}$).

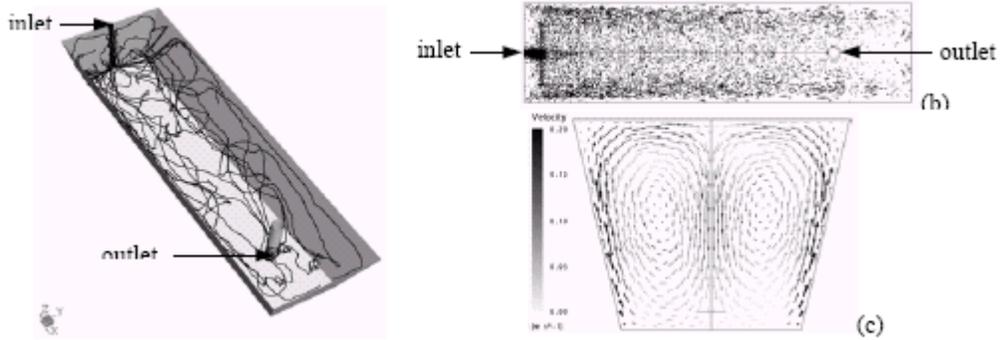


Figura 6.3. Configuración sin modificador de flujo: (a) trayectoria de partículas de $20\mu\text{m}$, (b) puntos de remoción por la superficie; (c) velocidad en un plano a media distancia entre la entrada y una buza.

Se observa en la figura 6.3(a) que las trayectorias de las partículas recorren un largo camino hasta adherirse a la capa superficial del distribuidor. La figura 6.3(c) presenta dos grandes recirculaciones en ambos lados del plano de simetría, las mayores velocidades (0.2 m/s) están junto a las paredes y direccionadas para arriba favoreciendo la remoción en las regiones laterales de superficie. Aun en la región central existen vectores direccionados para abajo con velocidades del orden de (0.15 m/s). Esos movimientos son ocasionados por la gran velocidad en que el chorro entra en el distribuidor (mayor que 7m/s), chocando contra la base y reflejando un flujo hacia las paredes, generando un movimiento helicoidal que reduce su intensidad a medida que el mismo se direcciona para la buza. Esas características de flujo también fueron observadas por Odenthal (2000) en otro distribuidor sin modificadores. Así como en la figura 6.3, la figura 6.4 presenta el mismo sistema de resultados pero ahora para la configuración *weir*.

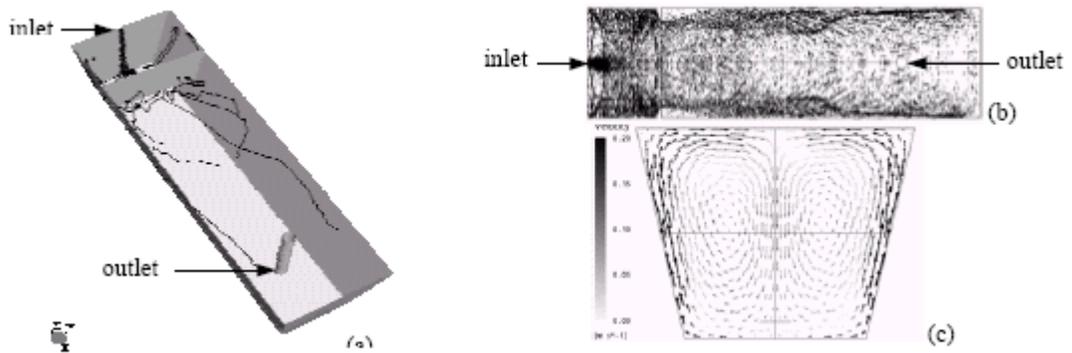


Figura 6.4. Configuración *weir*: (a) trayectoria de partículas de $20\mu\text{m}$, (b) puntos de remoción por la superficie; (c) velocidad en un plano a media distancia entre la entrada y una buza.

La figura 6.4(a) muestra que las trayectorias de las partículas recorren un camino más direccional junto a las paredes antes de adherirse a la capa superficial del distribuidor. Un comportamiento similar a la condición sin modificador (figura 6.3 (c)) y presentado en la figura 6.4(c). Mas el uso del dispositivo *weir* direcciona el flujo con más fuerza para la base, concentrando mayor número de vectores velocidad junto a las paredes y direccionados para arriba, reduciendo y homogenizando las velocidades en las regiones centrales del distribuidor (0.1 m/s). Las características del flujo propiciarán una elevada remoción de las partículas antes y después de la barrera, junto a las paredes (figura 6.4(b)). Para finalizar, en la figura 6.5 muestra los resultados obtenidos con un modelo bifásico para la configuración *weir* y *dam*.

Se observa en la figura 6.5(a) que las trayectorias de las partículas se concentran más al centro y surge un movimiento helicoidal ascendente debido al uso del *dam*. Por el análisis de la figura 6.5(b), la remoción de las partículas por la superficie es más efectiva antes del conjunto *weir* y *dam*. La figura 6.5(c) presenta las mayores velocidades en el centro (0.1 m/s) direccionadas para la superficie. Esas características son obtenidas por el uso de barreras en la base (*dam*) que impulsan el flujo para el centro de la superficie del distribuidor, reduciendo significativamente las velocidades del fluido después de pasar por la barrera (menores de 0.05m/s).

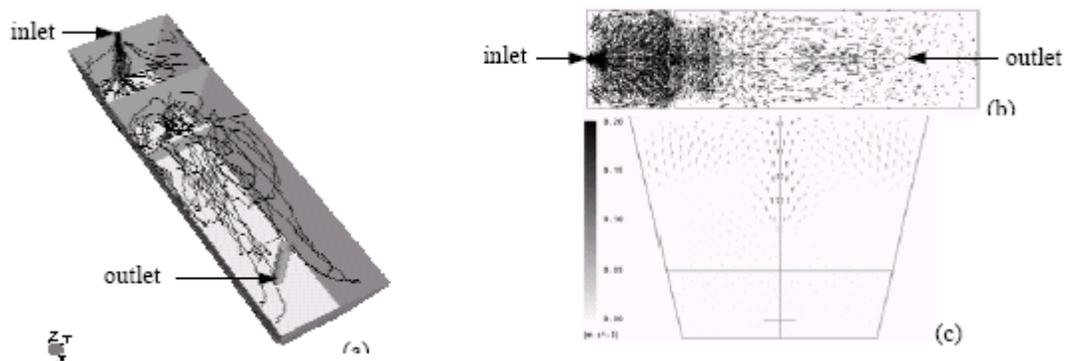


Figura 6.5. Configuración *weir* y *dam*: (a) trayectoria de las partículas de $20\mu\text{m}$; (b) Puntos de remoción por la superficie; (c) velocidades en un plano a media distancia entre la entrada y una buza

Como fue visto en la figura 6.1, a través de la cuantificación de los volúmenes caracterizados, el comportamiento general de la configuración *weir* fue similar a la *weir* y *dam*. Distinto a esos análisis, la caracterización vía flujo, se mostró bastante distinta por las configuraciones evaluadas (figuras 6.4 y 6.5). Por el análisis general de las figuras 6.3, 6.4 y 6.5, se sugiere que la condición *weir* es la más propicia para remoción de partículas. Pero a altas velocidades junto a las paredes pueden ocasionar mayor desgaste del refractario y emulsificación de la cama de escoria, situaciones no consideradas en este trabajo.

La figura 6.6 presenta un grafico para las tres configuraciones evaluadas con sus respectivas tazas de remoción por la superficie.

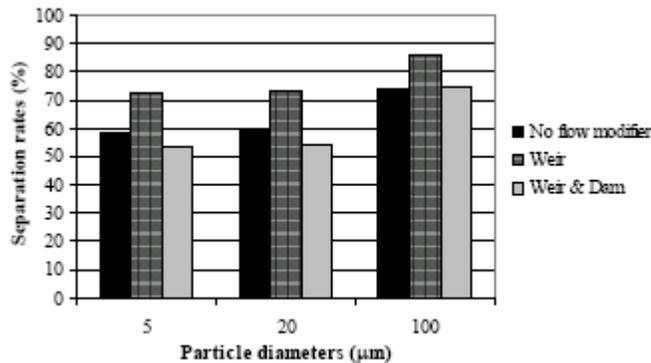


Figura 6.6 taza de remoción para las configuraciones evaluadas.

Por lo observado en la figura 6.6, se nota que no existen diferencias aparentes entre las tazas de remoción para partículas 5μm y de 20μm, cuando son comparadas las diferentes geometrías. Para todas las configuraciones, el diámetro de las partículas con mayor captación por la superficie fue de 100μm. Las configuraciones sin modificador de flujo y la *weir* y *dam*, alcanzaron valores muy próximos, respectivamente 58% y 54% para 5μm; 59% y 54% para 20μm; 74% y 75% para 100μm; La configuración *weir* presentó las mayores tazas de remoción hacia la superficie para todos los diámetros evaluados: 73% para 5μm; 73% para 20μm; 86% para 100μm. Estos resultados ratifican los análisis anteriores, que apuntan a la configuración *weir* como la mejor para remoción de partículas solidas.

Utilizando una metodología descrita por Miki y Thomas (1999), el comportamiento de uso de las barreras puede ser observado a través de la remoción de las partículas en cada cámara. El gráfico de la figura 6.7, presenta los resultados encontrados para las cámaras 1 y 2 para las configuraciones *weir*, *weir* y *dam*.

La figura 6.7, muestra que la configuración *weir* y *dam* posee una pequeña mejora en la remoción en la cámara 1 con relación a *weir*: 26% versus 24% para 5 μ m; 27% versus 24% para 20 μ m; 28% versus 25% para 100 μ m. Por ese análisis, a causa del aumento en la remoción es debido a la localización del dispositivo *weir* de la configuración *weir* y *dam*. Mas la situación se invierte en la cámara 2, ocurre un gran incremento en la tasa de remoción para la configuración *weir* (48% para 5 μ m; 47% para 20 μ m; 61% para 100 μ m), en cuanto a *weir* y *dam* prácticamente obtuvo el mismo rendimiento de la camara 1, excepto para 100 μ m (28% para 5 μ m; 27% para 20 μ m; 47% para 100 μ m).

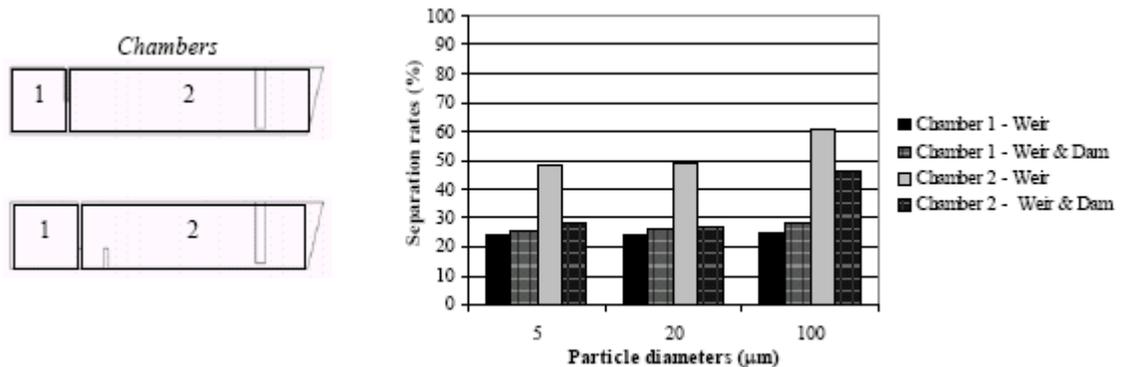


Figura 6.7. Taza de remoción en cada cámara.

A través de los resultados presentados, es seguro afirmar que la posición escogida por Kemeny (1981) para el dispositivo tipo *dam*, no proporciona ninguna mejora significativa en el flujo del distribuidor, consecuentemente, en la tasa de remoción de partículas.

CAPITULO VII

CONCLUSIONES

Las principales conclusiones obtenidas en este trabajo están descritas a continuación.

-A partir de la obtención numérica de las curvas DTR se cuantifico los tiempos característicos, que presentan buena concordancia con los datos experimentalmente y numéricos encontrados en la literatura. Los resultados presentaran pequeñas desviaciones debido al aumento de la complejidad del flujo, de la incertidumbre para reproducir el equipamiento experimental, y de la metodología numérica empleada.

-En general, la utilización del modelo de tensión de Reynolds alcanzó los mejores resultados para los tiempos mínimo y medio de residencia. Pero ningún modelo de turbulencia caracterizo uniformemente las configuraciones evaluadas.

-La influencia del flujo sobre las trayectorias de partículas fue mostrada mediante análisis de los campos de flujo. Las trayectorias de las partículas y las tasas de remoción fueron directamente relacionadas con la dirección y las magnitudes de las velocidades, Por lo tanto, el conocimiento del flujo fue imprescindible para determinar la mejor configuración en términos de remoción de partículas.

-A través de la cuantificación de los volúmenes caracterizados, el comportamiento general de la configuración *weir* fue similar a los de la *weir* y *dam*. Diferentemente de esos análisis, la caracterización vía flujo, se mostró bastante distinta para las configuraciones analizadas. El distribuidor con un dispositivo del tipo *weir* alcanzó las mejores tasas de remoción debido a la presencia de un flujo fuertemente ascendente. Mas las altas velocidades junto a las paredes posiblemente ocasionarán mayores desgastes del refractario y emulsificación de la capa de escoria.

-La utilización de los dispositivos tipo *dam*, en la posición escogida por Kemeny(1981), no proporciona ninguna mejora significativa para la remoción de partículas.

Para futuros estudios se recomendaría el análisis de otras geometrías del distribuidor, otros modificadores de flujo, así como inhibidores de turbulencia, modelos no isotérmicos y procesos de coalescencia de partículas.

Bibliografía

- 1) H Steinrück et al: Modeling for fluid flow in continuous casting, Berg-und Hüttenmännische Monatshefte, Austria, Leoben, 1996, vol.141, no.9, pp.399-403
ISSN: 0005-8912
- 2) AISE, The making, Shaping and treating of steel, casting Volume CD, AISE, 2003.
- 3) Metalurgia de metales no ferrosos, B.V. Linchevski, A.L. Sobolevski, MIR Moscú, 1979.
- 4) Application and Implementation of Finite Element Methods. London: Academic, 1982.
- 5) CFX-5.7, Solver Manual. Ansys Technology, Harwell, 2004.
- 6) Mazumdar D, Guthrie RIL. ISIJ Int., v.39, no.6, pp.524-547,1999.
- 7) Sahai Y, Ahuja R. Ironmaking and Steelmaking, v.13,no.5,pp.241-247,1986
- 8) Hülstrung J,Zeimes M, Au A,Oppermann W,Radusch G. Steel Research, no.1,pp. 59-63, 2005
- 9) Schwarze R, Obermeir F, Janke D. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, v.9, pp.279-287, 2001.
- 10) Numerical Computation of Internal and External Flows, Charles Hirsh, 1988.
- 11) Introduccion al Estudio del Elemento Finito en Ingenieria, Tirupathi R. Chandrupatla, Prentice hall, 1999.