

UNIVERSIDAD DE ORIENTE
VICERRECTORADO ACADÉMICO
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES EN BIOMEDICINA Y CIENCIAS APLICADAS
“Dra. Susan Tai”
DOCTORADO EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES



**OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS DE UN MOLDE DE COLADA CONTINUA
DE ACERO 20CrMnTi MEDIANTE EL MÉTODO DE ENJAMBRE DE
PARTÍCULAS**

Realizado por:

YORDY ALEJANDRO GONZÁLEZ RONDÓN

Trabajo de grado presentado ante la Universidad de Oriente como requisito parcial para optar al
título de **DOCTOR en Ciencias de los Materiales**

Cumaná, Julio de 2 022

UNIVERSIDAD DE ORIENTE
VICERRECTORADO ACADÉMICO
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES EN BIOMEDICINA Y CIENCIAS APLICADAS
“Dra. Susan Tai”
DOCTORADO EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES



TESIS DOCTORAL

**OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS DE UN MOLDE DE COLADA CONTINUA
DE ACERO 20CrMnTi MEDIANTE EL MÉTODO DE ENJAMBRE DE
PARTÍCULAS**

Realizado por:

YORDY ALEJANDRO GONZÁLEZ RONDÓN

Asesor Académico:

Dr. JOSÉ EDUARDO RENGEL

Co-Asesor:

Dr. JOHNNY MARTÍNEZ

Cumaná, Julio de 2 022

UNIVERSIDAD DE ORIENTE
VICERRECTORADO ACADÉMICO
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES EN BIOMEDICINA Y CIENCIAS APLICADAS
“Dra. Susan Tai”
DOCTORADO EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES



TESIS DOCTORAL

**OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS DE UN MOLDE DE COLADA CONTINUA
DE ACERO 20CrMnTi MEDIANTE EL MÉTODO DE ENJAMBRE DE
PARTÍCULAS**

JURADO:

El Jurado hace constar que asignó a esta tesis la calificación de:

APROBADO

Dr. Edwuin Carrasquero

Dr. Ney Luiggi

Dr. Gustavo Liendo

Dr. Euclides Velazco

Dr. José Rengel Hernández

Cumaná, Julio de 2 022

RESOLUCIÓN

De acuerdo al Artículo 41 del Reglamento de trabajos de grado:

“Los Trabajos de Grado son de la exclusiva propiedad de la Universidad de Oriente, y sólo podrán ser utilizados para otros fines con el consentimiento del Consejo de Núcleo respectivo, quien deberá participarlo previamente al Consejo Universitario, para su autorización”.

DEDICATORIA

Primeramente a DIOS, que para mí es todo y fuera de él no existe nada.

A mis PADRES, HERMANOS, ESPOSA e HIJOS; quienes representan para mí motivo de superación.

A la UNIVERSIDAD DE ORIENTE, por darme la oportunidad de crecer como profesional, y permitirme materializar mis metas.

Al Instituto de Investigación en Biomedicina y Ciencias Aplicadas de la Universidad de Oriente (IIBCAUDO), por abrir sus puertas y permitirme alcanzar tan importante logro.

AGRADECIMIENTOS

A mis tutores quienes me apoyaron desinteresadamente, y con sus experiencias y conocimientos fueron guías para el desarrollo de este trabajo:

Dr. José Eduardo Rengel

Dr. Johnny Martínez

A todos mis Profesores del Programa de Doctorado en Ciencias de los Materiales, en especial a:

Dr. Benjamín Hidalgo-Prada †

Dra. Blanca Rojas de Gascue

Dr. José Eduardo Rengel

Dr. Edwuin Carrasquero

Dr. Ramón López Planes

Dr. Ney Luiggy

Dr. Arnaldo Ramírez

Dra. Caribay Urbina

Dr. María Valera

Dr. Euclides Velazco

Dr. Jesús Lezama

Dra. Carmen Bastidas

Dr. Mansoor Niaz

Dr. Alberto Nichols

Dr. Gustavo Liendo

Dr. Gaetano Sterlacci

Dr. Orlando Pellicione

RESUMEN

En el presente se optimizan los parámetros de algunos criterios de calidad en la zona del molde de un proceso de colada continua de palanquillas de acero 20CrMnTi, con la finalidad de modelar mediante dinámica de fluidos computacional, la primera aproximación del modelo numérico de un molde con buza de entrada sumergida (BES). En la ejecución, se desarrolló un algoritmo heurístico que relacionó ciertos parámetros del molde en diez (10) criterios de calidad, para conseguir un rango ajustado en los parámetros que cumpliera los criterios de calidad. Luego se optimizó los parámetros del molde para una colada con la mínima aparición de defectos en el acero, aplicando un algoritmo que se basó en el método de enjambre de partículas (*PSO*) de múltiples variables – objetivos – restricciones. El algoritmo *PSO* fue validado con un algoritmo de optimización enseñanza – aprendizaje (*TLBO*) en procesos de fundición a presión, compresión y colada continua. Con los parámetros del *PSO*, se construyó computacionalmente la geometría en 3D del modelo numérico BES – molde usando el software *ANSYS Fluent*. Se aplicó la técnica de discretización y análisis de sensibilidad de la malla, arrojándose un número de elementos de 3 068 325. La geometría fue validada con el método analítico y con un estudio numérico. Posteriormente, se configuró el modelo numérico BES – molde, para esto se acoplaron los modelos matemáticos de volumen de fluido (*VOF*), viscosidad $k - \varepsilon$ realizable, fusión/solidificación y energía. El molde se hizo oscilar mediante la compilación de un *UDF* y la costra solidificada de acero fue extraída a la velocidad de colada. Los resultados de la simulación describieron el comportamiento de los vectores de velocidad, las líneas de flujo, contornos de temperaturas y crecimiento de la costra solidificada de acero. Se observó la formación de un canal de infiltración de escoria entre la pared del molde y la costra de acero para un ciclo de oscilación del molde. Las líneas del flujo de acero describieron la formación de reflujos en la parte baja y alta del molde. La oscilación del molde influyo en la infiltración de escoria y en la homogenización de la temperatura en el molde. Se concluye que el modelo numérico, es capaz de describir el comportamiento termofluidodinámico del molde de colada, y que los algoritmos desarrollados (heurístico y *PSO*) son herramientas confiable y útil para ajustar los parámetros del molde.

ÍNDICE GENERAL

RESOLUCIÓN	iv
DEDICATORIA	v
AGRADECIMIENTOS	vi
RESUMEN.....	vii
ÍNDICE GENERAL.....	viii
NOMENCLATURAS Y ABREVIACIONES	xiii
LISTA DE TABLAS.....	xiv
LISTA DE FIGURAS	xv
CAPÍTULO 1 EL PROBLEMA	1
1.1 INTRODUCCIÓN	1
1.2 REVISIÓN DE TRABAJOS PREVIOS	2
1.3 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA	6
1.4 OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIÓN.....	8
1.4.1 Objetivo general	8
1.4.2 Objetivos específicos.....	8
CAPÍTULO 2 MARCO REFERENCIAL	9
2.1 PROCESO DE COLADA CONTINUA DE ACERO	9
2.2 FENÓMENOS TERMOFLUIDODINÁMICOS EN LA ZONA DEL MOLDE	11
2.2.1 Transferencia de calor en el molde	11
2.2.2 Temperatura de colada y solidificación	17
2.2.3 Velocidad de colada y enfriamiento.....	19
2.2.4 Elementos aleantes en el acero.....	22
2.2.5 Contracción del acero en el molde	23
2.2.6 Polvos coladores.....	25

2.2.7 Buza de entrada sumergida (BES)	28
2.2.8 Menisco y oscilación en el molde	31
2.2.9 Segregación y campos electromagnéticos en el molde	37
2.3 OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS EN EL MOLDE DE COLADA CONTINUA	40
2.3.1 Optimización por Enjambre de Partículas (<i>PSO</i>).....	42
2.4 DINÁMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (<i>CFD</i>).....	43
2.4.1 Ley de conservación de la masa.....	44
2.4.2 Ley de conservación de la cantidad de movimiento	44
2.4.3 Ley de conservación de energía.	45
2.4.4 Metodología de funcionamiento de la <i>CFD</i>	46
2.4.5 <i>ANSYS Fluent</i>	47
2.4.6 Metodología de simulación numérica en <i>Fluent</i>	48
CAPÍTULO 3 ESTIMACIÓN DE PARÁMETROS EN LA ZONA DEL MOLDE	49
3.1 EFECTO DE LOS ELEMENTOS ALEANTES EN EL ACERO 20CrMnTi	49
3.2 SELECCIÓN DE LOS CRITERIOS QUE RELACIONAN LOS PARÁMETROS EN LA ZONA DEL MOLDE.....	51
3.2.1 Criterio 1: Relación adecuada entre la viscosidad del polvo colador y la velocidad de colada del acero.....	52
3.2.2 Criterio 2: Relación adecuada entre la temperatura de solidus y la viscosidad del polvo colador.....	52
3.2.3 Criterio 3. Relación de parámetros para un consumo adecuado del polvo colador	53
3.2.4 Criterio 4. Relación de parámetros de oscilación del molde para un consumo adecuado del polvo colador.....	54
3.2.5 Criterio 5. Distancia máxima entre marcas de oscilación	55
3.2.6 Criterio 6. Profundidad máxima de las marcas de oscilación	55
3.2.7 Criterio 7. Relación adecuada entre la velocidad de colada y la velocidad del molde	56

3.2.8 Criterio 8. Relación de parámetros dimensionales de la palanquilla para un consumo adecuado del polvo colador.....	56
3.2.9 Criterio 9: Relación de parámetros para un consumo adecuado del polvo colador	57
3.2.10 Criterio 10: Longitud mínima del molde de colada	58
3.3 AJUSTE DEL RANGO DE LOS PARÁMETROS DE LA ZONA DEL MOLDE.....	58
3.4 OPTIMIZACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA ZONA DEL MOLDE MEDIANTE <i>PSO</i>	64
3.4.1 Funciones de pérdida de los criterios de la zona del molde	65
3.4.2 Identificación de la función objetivo.....	67
3.4.3 Fundamentos del método enjambre de partículas <i>PSO</i>	67
3.4.4 Programación del algoritmo <i>PSO</i>	69
3.4.5 Resultados del algoritmo <i>PSO</i>	71
3.5 VALIDACIÓN DEL ALGORITMO <i>PSO</i>	73
3.5.1 Proceso de colada continua de acero.....	74
3.5.2 Procesos de fundición a presión y compresión	75
3.6 APORTES DE LOS RESULTADOS DEL <i>PSO</i> AL MODELO NUMÉRICO	77
CAPÍTULO 4 DISEÑO DEL MODELO NUMÉRICO BES - MOLDE	80
4.1 CONSTRUCCIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES - MOLDE.....	80
4.2 DISCRETIZACIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES – MOLDE.....	83
4.3 VALIDACIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES - MOLDE.....	86
4.3.1 Suposiciones básicas para la validación de la geometría	87
4.3.2 Selección de los modelos matemáticos para la validación de la geometría.....	87
4.3.3 Condiciones de simulación para la validación de la geometría	91
4.3.4 Condiciones de frontera para la validación de la geometría	92
4.3.5 Configuración del solucionador para la validación de la geometría	93

4.3.6	Curvas de convergencias para la validación de la geometría.....	95
4.3.7	Resultados de la validación de la geometría	96
4.4	CONFIGURACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO BES – MOLDE EN ANSYS	103
4.4.1	Suposiciones básicas para el modelo numérico BES - molde.....	103
4.4.2	Configuración general para el modelo numérico BES - molde	104
4.4.3	Selección de los modelos matemáticos el modelo numérico BES - molde	107
CAPÍTULO 5 COMPORTAMIENTO TERMOFLUIDODINÁMICO DEL MODELO NUMÉRICO BES – MOLDE.....		113
5.1	COMPORTAMIENTO DE LAS LÍNEAS DE FLUJO EN EL MOLDE	113
5.2	COMPORTAMIENTO DEL ACERO Y EL POLVO COLADOR EN LA SUPERFICIE DEL MOLDE.....	115
5.3	DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURAS EN EL ACERO.....	119
5.4	CRECIMIENTO DE LA COSTRA SOLIDIFICADA DE ACERO	120
5.5	COMPORTAMIENTO DEL MENISCO DURANTE UN CICLO DE OSCILACIÓN DEL MOLDE.....	124
CAPÍTULO 6 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES		127
6.1	CONCLUSIONES	127
6.2	RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS	129
BIBLIOGRAFÍA.....		130
ANEXO A: Tablas		140
ANEXO B: Código de los algoritmos.....		157
B.1.	CÓDIGO DEL ALGORITMO HEURÍSTICO	157
B.2	CÓDIGO DEL ALGORITMO PSO	164
ANEXO C: Publicaciones.....		174
C.1.	COMPORTAMIENTO TERMO FLUIDODINÁMICO DEL ACERO EN UN MOLDE DE COLADA CONTINUA: UNA REVISIÓN	174
C.2.	OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS CON ENJAMBRE DE PARTÍCULAS EN UN ..	174

MOLDE DE COLADA CONTINUA.....	174
C.3. SIMULACIÓN TERMOFLUIDODINÁMICA EN UN MOLDE DE COLADA CONTINUA DE ACERO	174
C.4. OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS EN PROCESOS DE FUNDICIÓN A PRESIÓN Y COMPRESIÓN MEDIANTE EL ALGORITMO DE ENJAMBRE DE PARTÍCULAS	174
METADATOS PARA TRABAJO DE GRADO, TESIS Y ASCENSO	175

NOMENCLATURAS Y ABREVIACIONES

Nomenclaturas:

3D	Tridimensional	Pr_a	Número de Prandtl
2D	Bidimensional	v	Velocidad del fluido
V_c	Velocidad de colada	A_{mush}	Constante de la zona blanda
T_s	Temperatura de solidus	H	Entalpía total
T_l	Temperatura de liquidus	h	Entalpía sensible
L_m	longitud del molde	ΔH	Entalpía latente
η	viscosidad	P_{atm}	Presión atmosférica
ρ	densidad	Q	Consumo de polvo colador
V_m	Velocidad del molde	k_S	Conductividad del acero a la temperatura de solidus
R_p	Velocidad de drenaje del polvo	β_{ef}	Factor de incremento del acero líquido
f	Frecuencia de oscilación del molde	k_{eff}	Conductividad térmica efectiva del líquido
T	Periodo	M_{eff}	Relación entre la conductividad efectiva y la conductividad real del acero líquido
\dot{q}	Flujo de calor	t_m	Tiempo de residencia del acero en el molde
T_w	Temperatura del agua de enfriamiento	Q_m	Flujo de calor a lo largo del molde
h	Coefficiente de transferencia de calor	X_2	Espesor del acero solidificado
h_1	Coefficiente de transferencia de calor por convección en el acero líquido	X_4	Espesor del molde
h_5	Coefficiente de transferencia de calor por convección en el agua de refrigeración	K_{X_2}	Conductividad térmica del acero solidificado
K	Conductividad térmica	K_{X_4}	Conductividad térmica del molde
k_L^{ef}	Conductividad térmica efectiva	k_A	Conductividad térmica del agua
R_g	Resistencia por conducción (y radiación)	Re_a	Número de Reynolds
S	Término fuente	Pr_a	Número de Prandtl
f_s	Fracción sólida		
f_l	Fracción líquida		

Abreviaciones:

BES	Buza de entrada sumergida	$GAPS$	Espacio de aire
PCC	Proceso de colada continua	CV	Corridas validas
CFD	Dinámica de fluidos computacional	GA	Algoritmo genético
PSO	Optimización por enjambre de partículas	LTBO	Optimización por enseñanza y aprendizaje
		Exp.	Experimental

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1 Aporte en la transferencia de calor en un molde de colada continua de acero [20].	14
Tabla 3.1 Composición química del acero 20CrMnTi [30].	49
Tabla 3.2 Modelos que relacionan los parámetros en el molde [32, 35, 56, 57].	59
Tabla 3.3 Rangos de los parámetros del molde [32, 35, 56, 57].	59
Tabla 3.4 Corridas válidas a distintas velocidades de colada .	62
Tabla 3.5 Nuevos rangos adecuados de los parámetros del molde .	63
Tabla 3.6 Corridas válidas con los nuevos rangos de los parámetros .	63
Tabla 3.7 Funciones de pérdida para los criterios de calidad [32, 35, 56, 57].	66
Tabla 3.8 Parámetros del molde.	72
Tabla 3.9 Modelos y funciones de pérdida del <i>PSO</i> .	73
Tabla 3.10 Resultados obtenidos para los algoritmos <i>PSO</i> , <i>TLBO</i> y <i>SA</i> de un proceso de colada continua de acero.	75
Tabla 3.11 Comparación de la máxima dureza entre los métodos Exp, <i>TLBO</i> y <i>PSO</i> .	76
Tabla 3.12 Comparación de la máxima resistencia a la tracción entre los métodos Exp, <i>TLBO</i> y <i>PSO</i> .	76
Tabla 3.13 Comparación de la porosidad en los métodos <i>GA</i> , <i>TLBO</i> y <i>PSO</i> .	77
Tabla 4.1 Dimensiones del sistema BES – Molde [30].	80
Tabla 4.2 Composición química del acero 20CrMnTi [30].	92
Tabla 4.3 Parámetros del proceso y propiedades físicas del acero [30].	92
Tabla 4.4 Densidad de mallas y número de elementos.	97
Tabla 4.5 Propiedades del polvo colador [15, 27, 31, 100, 112, 170].	105

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Proceso de la colada continua del acero.	10
Figura 2.2 Transferencia de calor en el molde.	13
Figura 2.3 Esquemas de mecanismos involucrados en el atrapamiento de escoria.	20
Figura 2.4 Intervalo de solidificación y velocidad de enfriamiento de una aleación metálica.	21
Figura 2.5 Formación de depresiones y de huecos de aire durante la solidificación de la costra.	24
Figura 2.6 Comportamiento del polvo colador en el molde de colada continua.	27
Figura 2.7 Menisco convexo de acero líquido cerca de la pared del molde.	32
Figura 2.8 Vibraciones en el molde de colada continua.	34
Figura 2.9 Infiltración de escoria en el menisco en diferentes momentos para una oscilación no senoidal: (a) t_1 , $\alpha = 0,2$, (b) t_1 , $\alpha = 0,5$, (c) t_1 , $\alpha = 0,8$, (d) t_2 , $\alpha = 0,2$, (e) t_2 , $\alpha = 0,5$, y (f) t_2 , $\alpha = 0,8$ [98].	37
Figura 2.10 Clasificación de las técnicas de optimización [114].	41
Figura 2.11 Metodología de funcionamiento software <i>CFD</i> [134].	46
Figura 3.1 Diagrama del código heurístico.	61
Figura 3.2 Movimiento de una partícula en el espacio de soluciones [114].	69
Figura 3.3 Diagrama de flujo del <i>PSO</i> [127].	70
Figura 3.4 Variación de la función objetivo respecto a los ciclos del <i>PSO</i> , para diferentes velocidades de colada.	71
Figura 3.5 Características para el modelo numérico.	79
Figura 4.1 a) Buza de entrada sumergida y b) fluido de acero.	81
Figura 4.2 Fluido de acero en 3D.	82
Figura 4.3 Modelo geométrico del sistema BES - Molde en 3D.	82
Figura 4.4 Zonas del sistema BES - Molde.	83
Figura 4.5 Malla con método “ <i>Multizone</i> ” / “ <i>Edge Sizing</i> ” en la geometría del modelo numérico.	84
Figura 4.6 Intervalo de calidad de elementos recomendados por <i>Ansys</i> para una medición de calidad [163].	85
Figura 4.7 Diagrama de oblicuidad de la malla generada.	85

Figura 4.8 Diagrama de calidad ortogonal de la malla generada .	86
Figura 4.9 Curvas de convergencias.	95
Figura 4.10 Análisis de sensibilidad de la malla DM3 .	97
Figura 4.11 Zona bidimensional del sistema molde – acero .	98
Figura 4.12 Variación de la temperatura a 1 mm de la pared del molde .	99
Figura 4.13 Contornos de temperatura en la costra sólida en el Plano YZ y cortes transversales en el Plano XY a las distancias desde el menisco de 0,001 m, 0,500 m y 0,800 m	100
Figura 4.14 Crecimiento de la costra sólida de acero.	101
Figura 4.15 Líneas de flujo del acero en el molde de colada, según : a) la simulación de la geometría del modelo numérico , y b) los resultados de [30].	102
Figura 4.16 Desarrollo de una función definida por el usuario (<i>UDF</i>) para el movimiento sinusoidal del molde	107
Figura 5.1 Velocidad del acero en el molde de colada en el plano YZ ($X=0$) a) líneas de flujo, b) contornos de velocidad.	114
Figura 5.2 Distribución de temperaturas en el molde y el acero, en el menisco superior izquierdo del plano YZ ($X = 0$).	116
Figura 5.3 Velocidad del polvo colador en un plano XY a 5 mm por encima del flujo de acero.	118
Figura 5.4 Distribución de temperatura en el plano XY localizado en 5 mm por debajo de la superficie del acero.	120
Figura 5.5 Perfiles de temperatura en el plano XY localizados a) 15 mm, b) 100 mm, c) 200 mm, d) 300 mm, e) 400 mm y f) 500 mm por debajo de la superficie del acero.	121
Figura 5.6 Crecimiento de la costra sólida de acero en el molde.	122
Figura 5.7 Comportamiento de la temperatura en las caras fría y caliente del molde.	123
Figura 5.8 Comportamiento durante un ciclo de a) la oscilación del molde, b) canal de escoria horizontal, y c) canal de escoria vertical	125

EL PROBLEMA

1.1 INTRODUCCIÓN

El primer paso para lograr la transformación masiva del arrabio en acero lo dio el inglés Henry Bessemer en 1 855, patentó un proceso que marcó el paso decisivo en la elaboración del acero a partir del hierro producido en alto hornos en cantidades industriales y a bajo costo [1, 2, 3]. Mucho más tarde en Europa (a mediados de 1 950) se desarrolló el proceso de la colada continua [4], basado en la solidificación del metal líquido y el retiro inmediato de un molde [5, 6, 7].

El proceso de colada continua (PCC) consiste en recibir el acero en estado líquido proveniente de un horno de arco eléctrico o bien de un convertidor, y almacenarlo en una cuchara [8], para luego introducirlo en una artesa con la finalidad de ser homogenizado [2], posteriormente se deja fluir a través de una buza de entrada sumergida (BES) hacia un molde (lingotera) sin fondo enfriado por agua [8, 9]. El acero en estado líquido solidifica por el contacto con las paredes del molde refrigerado, formando una costra que durante su evolución se contrae y forma una cavidad con las paredes de la lingotera. Mientras el acero fundido desciende, se le añade polvo colador en la superficie, el cual tiende a infiltrarse por las paredes del molde hasta ocupar el espacio de la cavidad, con la finalidad de mejorar la lubricación y la transferencia de calor [8, 10]. El molde realiza movimientos oscilatorios para que la costra no se adhiera a éste, además esto contribuye a que la costra de acero cure las fisuras superficiales, porosidades, y mejore la distribución de temperaturas dentro de la lingotera [2]. También se aplican fuerzas electromagnéticas en el molde para homogenizar el acero y disminuir la segregación. A la salida del molde, la losa de acero deberá tener una costra lo suficientemente gruesa para evitar desgarros [11, 12, 13, 14], y pueda continuar sin inconvenientes en la zona de enfriamiento secundario, donde se le aplica agua pulverizada y aire, para completar la solidificación [15]. El proceso finaliza cuando el producto colado es cortado a la longitud deseada en forma de planchones, palanquillas o tochos por medio de sistemas oxicortes [1, 7, 16, 17].

Es común observar en los productos colados la aparición de distintos defectos (grietas, marcas de oscilación, depresiones, roturas, inclusiones no metálicas, porosidades y segregación), que influyen en la calidad interna y superficial del acero, y van en desmejora de las propiedades

mecánicas [15 - 31]. Las causas que conducen a estos defectos se deben en un 16 % a prácticas defectuosas de fundición, en un 29 % a malas condiciones de los equipos del PCC, en un 38 % a mal ajuste en los parámetros del proceso y en un 17 % a la composición química del acero [32]. El molde es el equipo más crítico del PCC en cuanto a la aparición de defectos, esto se debe a la concurrencia de complejos fenómenos, como transferencia de calor, cambio de fase y flujo de fluidos [1, 16, 20, 24, 31]. En este sentido, las principales dificultades que se presentan en el molde son: adaptar la velocidad de colada a la velocidad de solidificación, y por otro lado, establecer las condiciones de enfriamiento y lubricación más convenientes [1].

En la actualidad, los estudios concluyen en la necesidad de buscar nuevas técnicas eficientes que permitan ajustar adecuadamente, en el molde, los parámetros que guardan relación con la aparición de defectos en el acero [1 - 3, 10 - 13, 20 - 22, 33 - 36]. Una forma ingenieril de abordar el problema, consiste en el uso de métodos de optimización para el ajuste de modelos de simulación. Este tipo de estrategia ha tenido éxitos en otras áreas del conocimiento como la industria espacial, pero su aplicación en la fundición de metales es bastante reducida [33]. En este sentido, el método de optimización por enjambre de partículas (*PSO*) es una buena alternativa para el ajuste de los parámetros del molde, debido a que ha demostrado ser eficiente en la solución de una variedad de problemas complejos como el que se presenta en la lingotera, y por otra parte, con el software *ANSYS Fluent* se obtendrían resultados muy confiables en la simulación de los fenómenos termofluidodinámicos del molde, debido a que ha demostrado ser una herramienta potente de la dinámica de fluidos computacional (*CFD*).

1.2 REVISIÓN DE TRABAJOS PREVIOS

Se realizó una revisión de trabajos sobre la optimización de parámetros termofluidodinámicos mediante el método de enjambres de partículas (*PSO*) en el molde de un proceso de colada continua de acero. No se encontraron suficientes antecedentes, sin embargo, hay investigaciones sobre el uso del *PSO* para el ajuste de otros tipos de variables en el molde y en la zona de enfriamiento secundario, tal como se describen a continuación.

En [37] propusieron una estrategia de control óptimo basado en un algoritmo de optimización de enjambre de partículas multiobjetivo (*MOPSO*) para el ajuste de parámetros del sistema de enfriamiento secundario y aplicación de corriente de agitación magnética. Los

resultados demostraron que con el *MOPSO* la segregación máxima de carbono y otros índices de calidad de las palanquillas de acero pueden mejorarse significativamente. En [38] desarrollaron una herramienta de optimización para un modelo de transferencia de calor bidimensional y un algoritmo de optimización (Optimización de Enjambre de Partículas Evolutivas Adaptativas) para determinar las condiciones de enfriamiento de las zonas de aspersión de la colada continua de acero. Los resultados de la simulación mostraron que se puede mejorar la repetibilidad y la calidad de las soluciones. En [33] compararon el rendimiento de cuatro (4) algoritmos (brújula, *NEWUOA*, algoritmo genético (*GA*) y *PSO*) para el ajuste de modelos de fundición de metales. Los métodos *PSO* y brújula fueron los más eficientes para alcanzar un mínimo en el porcentaje de error en la función objetivo (0,124 %) en comparación con *NEWUOA* y *GA*.

En [39] utilizaron el *PSO* para optimizar los parámetros del modelo de un proceso de colada continua de acero, con la finalidad de reducir el espacio entre los rodillos del enfriamiento secundario y mejorar la calidad del acero. Los resultados fueron comparados con datos experimentales, y el *PSO* demostró ser excelente método para optimizar el espacio entre rodillos. En [40] desarrollaron un algoritmo *PSO* para estimar el estado de oscilación de un molde de colada continua, mediante la rigidez y el amortiguamiento de un oscilador hidráulico. Los resultados mostraron que el *PSO* es muy preciso y robusto para predecir el comportamiento de los osciladores hidráulicos. En [41] implementaron un algoritmo de optimización inteligente que combinó *PSO* con red neuronal para establecer un modelo de predicción basado en defectos típicos en la colada continua. Los resultados fueron comparados con datos experimentales, y demostraron la capacidad de precisión del algoritmo para que el modelo de predicción muestre cercanía al comportamiento real de un proceso de fundición continua. En [42] presentaron un método novedoso para predecir el comportamiento de la transferencia de calor en el proceso de enfriamiento secundario de un PCC, el enfoque aplicó un algoritmo *PSO* con un modelo matemático de transferencia de calor y valores de temperaturas medidas experimentalmente, para determinar el coeficiente de transferencia de calor. Los resultados del *PSO* confirmaron que el coeficiente de transferencia de calor podría estimarse con precisión mediante la medición de temperaturas. En [43] presentaron un algoritmo genético mejorado para el consumo de agua en la zona de enfriamiento secundaria de un PCC, basado en un modelo de transferencia de calor, con la finalidad de controlar los sistemas de enfriamiento y producir un acero con la mejor calidad

posible. Los resultados de la simulación mostraron la gran capacidad del algoritmo para reducir en un 2 % el consumo de agua en comparación con optimizaciones anterior.

También se realizó una revisión de trabajos sobre el desarrollo de modelos numéricos para el estudio del comportamiento termofluidodinámico del molde, como se describen a continuación. En [19] desarrollaron un modelo numérico en 3D con elementos finitos de un molde de colada continua, para determinar el comportamiento de la costra solidificada de acero y la formación del espacio de aire entre el molde y el acero. Determinaron que la costra sólida que se forma en el molde se contrae por enfriamiento (formando huecos de aire, *GAPS*) e inicia entre el metal fundido y el molde justo debajo del menisco, y observaron que los *GAPS* afectan en gran medida la conductividad térmica en la extracción del flujo de calor en el molde. En [11] realizaron simulaciones numéricas en el interior de una buza de entrada sumergida en un molde de un PCC, usando el modelo de turbulencia *LES* para una fase (agua) y el modelo de turbulencia *k-ε* para dos fases (agua y aire). El cambio en el modelo de turbulencia se debió a que no es posible calcular flujos multifásico con el modelo *LES*. Determinaron que el patrón de flujo que alimenta al molde se modifica debido a las características de la buza (la geometría, el tamaño, la rugosidad de las paredes, la profundidad de la piscina, tipo de puertos de salida, el ángulo de salida, e inclusive a la velocidad de entrada del flujo a la buza); y estos cambios tienen un efecto considerable sobre la transferencia de calor y la solidificación en el molde. En [21] diseñaron el modelo numérico de un molde de colada continua de palanquillas de acero, usando propiedades termofísicas constantes para estudiar el fenómeno de la transferencia de calor entre el acero líquido y el agua de enfriamiento. Determinaron que: a mayor sobrecalentamiento el espesor de acero solidificado es menor, a menor espesor de la pared del molde la conductividad térmica del molde tendrá menor importancia, y a mayor conductividad térmica del acero mayor será el espesor de la costra de acero solidificado.

En [44] desarrollaron un modelo numérico 3D para estudiar el efecto del sobrecalentamiento y la velocidad de colada en el PCC mediante *ANSYS Fluent*, resolviendo las ecuaciones discretizada con los modelos de turbulencia *k-ε realizable* y solidificación/fusión. Los resultados mostraron que el recalentamiento tiene un pequeño efecto sobre la distribución de temperaturas en el molde y la longitud metalúrgica de la losa, mientras que la velocidad de colada en el molde tiene un efecto mucho más significativo que puede dar inicios a la formación de

defectos en las losas de acero como abultamientos, grietas, entre otros. En [31] diseñaron un modelo 2D de flujo de escoria/acero/aire en un PCC mediante el software *ANSYS Fluent*, para simular el flujo de fluidos, la transferencia de calor y la solidificación, usando los modelos de *VOF*, *k-ε* y solidificación/fusión. Determinaron que a) a la salida de la buza el acero líquido fluye en forma de remolinos hacia la parte superior e inferior del molde, lo cual aumenta el riesgo de atrapamiento de escoria en la parte superior, b) cuando el molde oscila hacia arriba la escoria se infiltra en un espacio entre la costra y el molde lo que mejora la lubricación entre ellos, y cuando el molde se mueve hacia abajo la escoria sale del espacio hacia el menisco, c) a medida que el enfriamiento en las paredes del molde aumenta, el acero en el menisco tiende a solidificar rápidamente, formándose marcas de oscilación profundas. En [25] desarrollaron un modelo de simulación híbrido 3D/2D mediante el software *ANSYS Fluent* utilizando el método *SIMPLE*, con un tamaño de paso del tiempo 0,05 s, para investigar los fenómenos de flujo de fluidos y solidificación en las regiones donde el flujo es turbulento y laminar durante la colada continua. Los investigadores buscaban observar como el flujo turbulento afecta la cara estrecha del molde y concluyeron que el flujo turbulento tiene un efecto altamente significativo en la formación de la costra.

En [45] diseñaron varias configuraciones de la BES en un molde de colada continua, mediante *ANSYS Fluent*. Modelaron numéricamente las BES con el modelo de turbulencia *RSM* y el modelo multifásico *VOF*. Las ecuaciones gobernantes fueron discretizada y resueltas mediante el método *segregado – implícito*. Determinaron que el diseño de la buza tiene un efecto en el molde aun cuando el comportamiento operacional fuese estable, debido a que se presentan oscilaciones en el fluido que se hacen elevadas a altas velocidades de colada y a mayor longitud de inmersión de la BES. En [26] desarrollaron un modelo numérico 3D para el estudio de temperaturas y transferencia de calor en un proceso de colada continua de acero, con alimentación de barras sólidas de acero para mejorar la segregación. Determinaron que la longitud del núcleo líquido de la losa se acorta con el uso de estas barras, y que al aumentar la velocidad de alimentación de la barra de acero se mejora el efecto de enfriamiento, pero si la velocidad de alimentación es demasiado rápida, la barra de acero no podrán fundirse completamente, lo que es indeseable en la producción. En [27] desarrollaron un modelo numérico 3D para describir el flujo de escoria – acero y la distribución de temperaturas del molde de un

PCC, mediante el software *ANSYS Fluent*. Usaron el esquema *PISO*, el acoplamiento presión-velocidad, el método *PRESTO* para discretizar la presión, y las ecuaciones de gobierno se discretizaron utilizando un esquema “*SECOND ORDER UPWIND*”. Observaron que al variar el patrón de flujo a la salida de la BES, la distribución de las temperaturas se hizo más uniforme, lo que permitió acelerar la disipación del sobrecalentamiento en el acero. En [46] desarrollaron un modelo numérico 3D para simular el flujo turbulento en la BES y el molde de un PCC de acero, utilizando el modelo de turbulencia $k-\varepsilon$ estándar y el modelo de fase discreta. Los resultados numéricos se compararon con resultados experimentales, y concluyeron que la velocidad del fundido de acero cerca de la superficie del molde aumenta con el incremento de la velocidad de fundición, formando distintos patrones de flujo en formas de remolinos. En [30] desarrollaron el modelo numérico 3D de un molde de colada continua de acero, mediante el software *ANSYS Fluent* para predecir el comportamiento de temperaturas, líneas de flujo y segregación, durante la aplicación de fuerzas electromagnéticas. Determinaron que a mayores fuerzas electromagnéticas a) se forman dos flujos en espiral en la sección longitudinal del molde y b) la velocidad del flujo aumenta en el frente de solidificación. Por lo tanto, los efectos del lavado del acero se hizo mayor, el espesor de la costra solidificada de acero disminuyó, y la segregación de carbono en la palanquilla se mejoró.

1.3 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

Los avances en la producción de diferentes configuraciones de losas de acero mediante el método de colada continua ha sido importante en las últimas décadas, sin embargo, la concurrencia de complejos fenómenos termofluidodinámicos en el molde ha limitado la calidad de los productos colados [47, 48]. Se ha hecho grandes esfuerzos por comprender la dinámica del molde y cómo evitar la aparición de defectos internos y superficiales en el acero, pero a pesar de esto se continúa investigando porque todo no está dicho, debido a que el molde ha resultado ser tan complejo que la aparición de los defectos parece ser inevitable [11, 19, 21, 26, 27, 30, 31, 45, 49, 50]. Por lo antes expuesto, en la línea de investigación simulación y modelaje del DOCTORADO EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES de la Universidad de Oriente, se dio inicio al desarrollo del modelo numérico en 3D de un molde con buza de entrada sumergida convencional de colada continua de palanquillas de acero 20CrMnTi, con el que se espera predecir el comportamiento

termofluidodinámico del molde y su relación con la aparición de distintos defectos en el acero. Una primera aproximación del modelo numérico se presenta en esta tesis doctoral, en el que se planteó optimizar, mediante el método de enjambre de partículas (*PSO*), algunos parámetros de la zona del molde de colada continua, que se relacionan con la calidad superficial de palanquillas de acero 20CrMnTi. Con los parámetros optimizados, se construye el acercamiento al modelo numérico del molde mediante dinámica de fluidos computacional (*CFD*, por sus siglas en inglés).

En la investigación se estableció el acero 20CrMnTi debido a que es usado en una amplia variedad de aplicaciones, como los rodamientos, engranajes, cuerpos de válvulas, bombas, ruedas de alta carga, pernos, motores de combustión interna, herramientas, tractores, equipos de laminación, máquinas perforadoras, vehículos ferroviarios, entre otros [51], que exigen una alta calidad del acero. Durante el desarrollo del trabajo se recopiló información importante sobre criterios matemáticos de calidad que relacionan el acero, el polvo colador y el molde de colada continua, los cuales fueron desarrollados a partir de datos provenientes de plantas siderúrgicas correlacionados mediante análisis numéricos. En este trabajo, estos criterios se trataron con el método de optimización de enjambres de partículas (*PSO*), como un problema de múltiples variables – objetivos – restricciones. Por otra parte, en relación al modelo numérico, se utilizó el software *ANSYS Fluent* por ser una herramienta potente de la dinámica de fluidos computacional (*CFD*), la cual ha resultado ser muy confiable y versátil con el creciente avance de ordenadores en las últimas décadas [52 - 54]. Las ecuaciones tratadas en la *CFD* fueron las de *Navier-Stokes* (conservación de la masa, conservación de movimiento y conservación de la energía) y se resolvieron por uno de los métodos de discretización más utilizado, como lo es volúmenes finitos. Las ecuaciones de *Navier-Stokes* se complementaron con el modelo *k-ε* para tratar la turbulencia, el modelo multifásico *VOF* para considerar la presencia del polvo colador como otra fase adicional al acero y el modelo solidificación/fusión para considerar el cambio de estado líquido – sólido de las fases [55].

La metodología llevada a cabo en este trabajo, consistió en: a) *la selección y ajuste de los parámetros en la zona del molde*: lo cual se logró mediante el desarrollo de un algoritmo heurístico que fue capaz de obtener un rango ajustado de los parámetros del molde que definen diez (10) criterios matemáticos que guardan relación con la calidad superficial del acero [32, 56, 57]; y el desarrollo de un algoritmo basado en el método de optimización por enjambre de

partículas (*PSO*) que determinó el mejor valor en cada uno de los parámetros del molde, para una colada con la mínima aparición de defectos en el acero, b) *el diseño de un modelo numérico*, que consistió en la construcción del modelo físico de la BES y el molde en 3D mediante la herramienta *Desing Modeler* disponible en el módulo *Fluid Flow (Fluent)* de *ANSYS*, la discretización de los dominios con la técnica de mallado estructurado, la configuración del modelo con los parámetros obtenidos en el *PSO*, y el proceso de validación que se realizó con el método analítico y previos estudios [30], c) *el comportamiento termofluidodinámico del modelo numérico*, que se representó gráficamente mediante los contornos de temperaturas, contornos de velocidad, líneas de flujo, y vectores de velocidad, mediante el software *ANSYS Fluent*.

1.4 OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIÓN

1.4.1 Objetivo general

Optimizar con el método de enjambre de partículas los parámetros que conforman algunos criterios de calidad en un molde de colada continua de palanquillas de acero 20CrMnTi, para la primera aproximación de un modelo numérico.

1.4.2 Objetivos específicos

- 1.4.2.1 Seleccionar los parámetros y criterios de calidad para un molde de colada continua de palanquillas (0,16 m x 0,16 m) de acero de bajo carbono 20CrMnTi.
- 1.4.2.2 Determinar con el desarrollo de un algoritmo basado en el método de optimización de enjambre de partículas (*PSO*) los mejores parámetros asociados a una colada con la mínima aparición de defectos superficiales en el acero.
- 1.4.2.3 Diseñar el modelo numérico de un molde con buza sumergida convencional para un proceso de colada continua de palanquillas de acero a partir de los parámetros obtenidos por el *PSO*.
- 1.4.2.4 Evaluar el comportamiento termofluidodinámico, obtenido mediante dinámica de fluidos computacional, de un molde de colada continua de acero 20CrMnTi.

CAPÍTULO 2 MARCO REFERENCIAL

En el Capítulo 1 se dio introducción al tema de la colada continua de acero y la aparición de defectos que afectan la calidad, se mostraron los antecedentes, se planteó el problema a resolver, y se describieron los objetivos a seguir para dar respuesta al proyecto. En el Capítulo 2, se muestra el marco referencial que sustenta los tópicos relacionados a los objetivos del proyecto, haciendo énfasis en el proceso de colada continua de acero, los fenómenos termofluidodinámico que intervienen en el molde, la optimización de los parámetros del molde y el uso de la dinámica de fluidos computacional, con la finalidad de comprender en detalle el estado del arte del problema planteado.

2.1 PROCESO DE COLADA CONTINUA DE ACERO

El acero es el metal más usado a nivel mundial, su producción se ha incrementado notablemente en las últimas décadas, está vinculado directamente con el crecimiento económico y la prosperidad de una nación, es altamente eficiente y destaca por su bajo impacto ambiental. La manera con la que se obtenido mayor productividad del acero, es con el proceso de la colada continua (PCC). En la Figura 2.1 se muestra el proceso de colada continua de acero, éste inicia cuando la cuchara recibe el acero líquido proveniente del horno de arco eléctrico o bien del convertidor [8], allí se almacena y luego se introduce en una artesa con la finalidad de ser homogenizado [2]. Posteriormente se deja fluir a través de una boquilla de entrada sumergida (BES) hacia un molde sin fondo y enfriado por agua [9, 8], fabricado en cobre de alta pureza de 10 a 20 mm de espesor [10] y de 500 a 800 mm de longitud [8].

Las caras internas del molde son recubiertas de níquel o cromo para aumentar la dureza y pulidas a espejo para disminuir la fricción y evitar que se adhiera cobre en la superficie de la pieza [58]. El acero líquido solidifica por el contacto con el molde refrigerado, formando una costra que durante su evolución se contrae y crea intermitencias con las paredes del molde, aun cuando éste pudiera presentar una conicidad (0,5 %) con la finalidad de evitarlo [1]. Para contribuir a que la costra no se adherirse al molde, se utilizan movimientos oscilatorios (mecánica o hidráulicamente) y polvos de fundición (o aceites) que se introduce por la parte superior [8, 10].

El agregado de los polvos se realiza manualmente por operadores o por un dispositivo mecánico, y en su estadía en el molde tienden a sinterizar y fundir en la parte superior formando una piscina de escoria, que con el avance del fundido de acero se infiltra entre las paredes del molde y la costra de metal que ha solidificado. En la filtración, el polvo forma una película de escoria líquida y una capa de escoria sólida de espesor 0,1 mm y 2 mm respectivamente. Estos espesores influyen en el nivel de lubricación y el flujo de calor extraído horizontalmente entre la costra y el molde [20, 59].

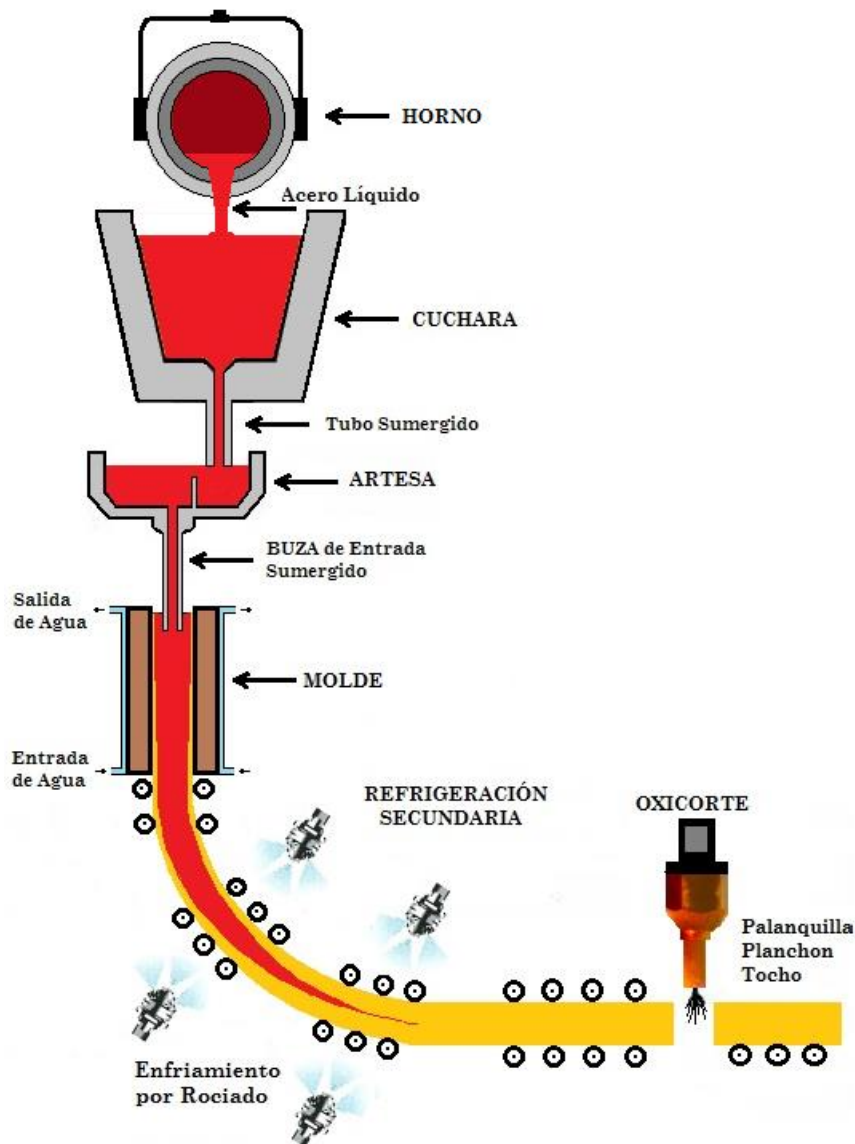


Figura 2.1 Proceso de la colada continua del acero.

El proceso de colada continua con la salida de la pieza de acero por la parte inferior del molde, conteniendo metal líquido en su interior [8], y en el exterior una costra de acero solidificado, que de ser muy pequeña pudieran producirse desgarros y roturas, y de ser demasiado gruesa crearía problemas en el curvado posterior al molde. Por estas razones, conviene que a la salida del molde la costra alcance un espesor de 12 a 25 mm (aproximadamente el 10 % del espesor de la pieza), suficiente para resistir la presión ferrostática que ejerce el acero líquido sobre la costra [11, 12, 17, 47]. En la zona de enfriamiento secundario se aplica agua pulverizada y aire, con la finalidad de completar la solidificación del acero (llamada longitud metalúrgica [19]). El proceso finaliza cuando la pieza es cortada a la longitud deseada en forma de planchones, palanquillas o tochos por medio de sistemas oxicrotes [1, 7, 16, 17].

Durante la solidificación del acero en la zona del molde, se originan la mayoría de los defectos que adquieren los productos finales, tales como marcas, segregación, grietas, inclusiones, entre otros. Estos defectos influyen en las propiedades mecánicas, y deben evitarse porque no hay tiempo para ser corregidos en etapas posteriores al PCC [13]. Para disminuirlos se deben vencer las principales dificultades que son: adoptar una velocidad de colada a la velocidad de solidificación y establecer las condiciones de enfriamiento y lubricación en el molde [1, 34]. Por lo antes mencionado, es necesario controlar los fenómenos que inducen la formación de los defectos en el molde de colada, además, que conllevaría a incrementar el rendimiento de las instalaciones sin sacrificar la calidad del acero y cumpliendo las rigurosas normas de calidad [45].

2.2 FENÓMENOS TERMOFLUIDODINÁMICOS EN LA ZONA DEL MOLDE

2.2.1 Transferencia de calor en el molde

El molde de la colada continua de acero experimenta cambios térmicos que influyen en la calidad de las piezas fundidas [19]. La extracción de calor se debe principalmente al agua de enfriamiento que circula por las paredes del molde [10, 13]. El máximo flujo de calor que se extrae corresponde al sitio donde inicia la solidificación, es decir en el menisco, porque es allí es donde el acero líquido está en contacto con el molde de cobre [20]. A medida que progresa la solidificación, una costra de acero solidificado se va formando y posteriormente separando de la

pared del molde, creando una brecha (producto de la contracción del acero y de la deformación del molde) que causa reducción en el flujo de calor extraído [7, 10, 60].

En la Figura 2.2 se muestra cómo el flujo de calor se transmite desde el acero líquido hasta el agua de enfriamiento que circula por las paredes del molde [20, 29], siendo la conducción, el mecanismo de transferencia de calor dominante en el sistema [11, 61]. El molde puede analizarse como una pared de múltiples capas que transfiere el calor desde el acero fundido al agua de enfriamiento. Asumiendo un estado estable y un flujo de calor unidimensional en la pieza colada, por simplicidad, el flujo de calor puede representarse por la relación [10, 26, 62, 63]:

$$\dot{q} = h(T_l - T_w) \quad (2.1)$$

donde, \dot{q} es el flujo de calor, h es el coeficiente global de transferencia de calor entre el acero líquido y el refrigerante, T_l la temperatura del acero líquido y T_w la temperatura del agua de enfriamiento. Pero h puede definirse por una serie de resistencias térmicas encontradas al flujo de calor, como se observa en (2.2) [10, 13, 26, 62]:

$$\frac{1}{h} = \frac{1}{h_1} + \frac{X_2}{K_{X_2}} + R_g + \frac{X_4}{K_{X_4}} + \frac{1}{h_5} \quad (2.2)$$

siendo h_1 el coeficiente de transferencia de calor por convección en el acero líquido, X_2 el espesor del acero solidificado, K_{X_2} la conductividad térmica del acero solidificado, R_g la resistencia por conducción (y radiación) a través de la brecha acero – molde, X_4 el espesor del molde, K_{X_4} la conductividad térmica del molde y h_5 el coeficiente de transferencia de calor por convección en el agua de refrigeración. Partiendo del supuesto caso que el coeficiente, h , en términos porcentual equivale al 100 % de la resistencia encontrada al flujo, las porciones que le corresponde a cada resistencia térmica (descritas en la Figura 2.2) variaran de acuerdo a la posición que se esté estudiando en el molde, y esto obedece a que el acero solidificado a lo largo del molde cambia de espesor, al igual que las capas de lubricante y espacio de aire. Cualitativamente, las resistencias debido a la pared del molde y al agua de enfriamiento son las que tienen menor incidencia [10], mientras que la resistencia térmica que corresponde a R_g representa la de mayor incidencia [15].

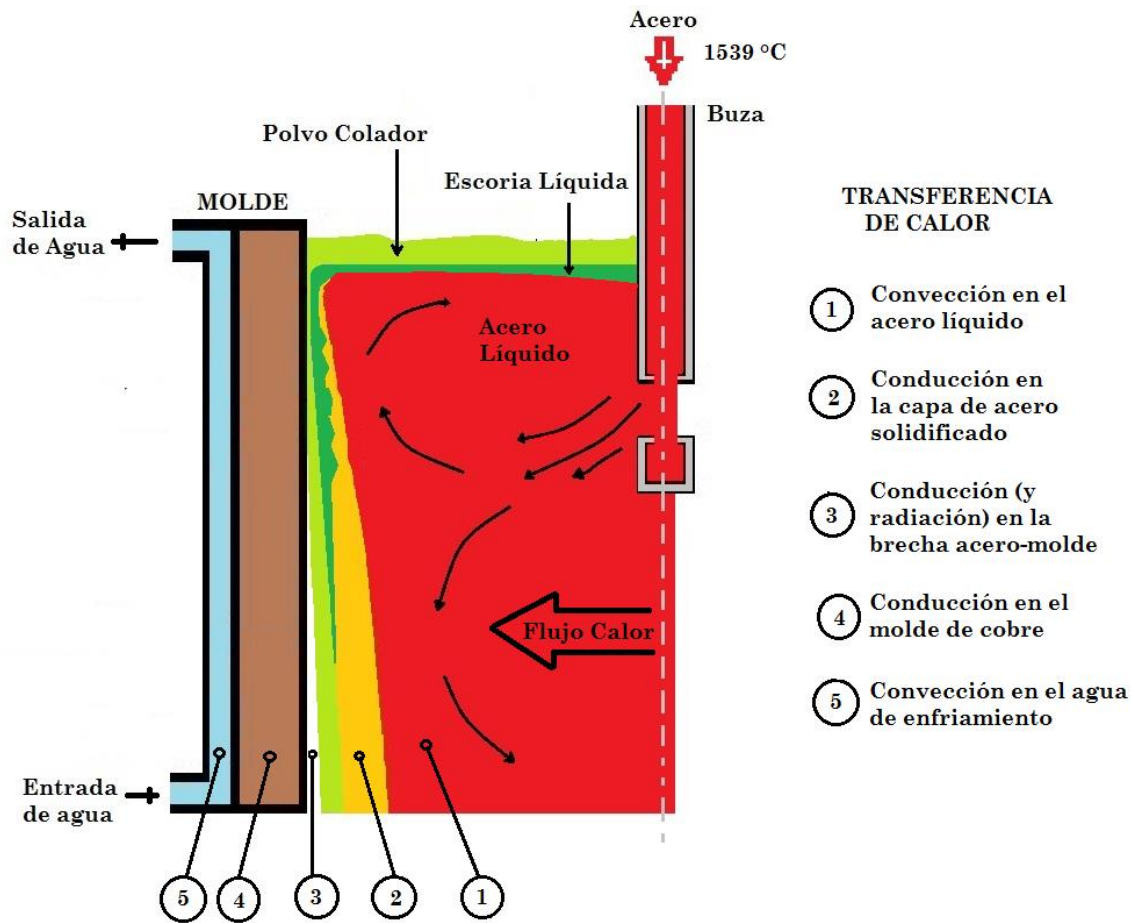


Figura 2.2 Transferencia de calor en el molde.

En [64] se realizó una investigación sobre el equilibrio térmico del molde de la colada continua de acero, la metodología consistió en fijar el espesor de la costra de acero solidificado en 10 mm y el espesor de la pared del molde de cobre en 20 mm; y con base en los resultados de [64], el estudio de [20] determinó los porcentajes de resistencias térmica del molde, mostrados en la Tabla 2.1. Se observa que la zona acero-molde es la que ejerció mayor influencia sobre la transferencia de calor, seguida por el espesor de la costra de acero solidificado, y las que menos influyo fue la zona molde-agua. Es importante resaltar, que los resultados de la Tabla 2.1, corresponden algún punto comprendido entre el menisco y la parte inferior del molde, y de hacer un análisis en cualquier otro punto del molde, las resistencias térmicas cambiaran y el flujo de calor extraído se modificara. Como se dijo anteriormente, esto ocurre porque el espesor del acero

solidificado, los espesores de las capas que derivan del polvo colador y la brecha de aire que se forma entre el acero solidificado - molde, cambian en el sentido de la colada [15, 20, 63].

Tabla 2.1 Aporte en la transferencia de calor en un molde de colada continua de acero [20].

Características	Acero líquido-Sólido	Acero sólido	Brecha Acero-molde	Molde	Molde-agua
Coefficiente de transmisión (kW/m ² ·K)	10	3	2	20	40
Resistencia térmica (%)	10	33	50	5	2

La conductividad térmica del acero depende de la composición química, y para tener una valoración del flujo de calor que se extrae en el molde, debe conocerse con precisión los valores de coeficientes de transferencia de calor de las zonas descritas en la Figura 2.2. Tal requerimiento no es fácil de conseguir por la complejidad del sistema y sobre todo por la dinámica que ocurre entre el acero solidificado y el molde [15].

En la *zona de convección del acero líquido*, una simplificación importante es la propuesta por [65] que consiste en sustituir el efecto de la convección por una conductividad térmica efectiva. En [65] demostraron que los altos valores en la conductividad térmica efectiva del acero líquido, disminuyen el espesor de la capa solidificada, incrementan la temperatura de la superficie del hilo en la parte superior, y acortan la longitud metalúrgica, llegando a la conclusión que en la zona líquida la conductividad influye en la disipación del recalentamiento. En el trabajo de [20] se mostró la expresión (2.3), que trata al acero líquido como un sólido con una conductividad térmica efectiva k_L^{ef} varias veces superior al valor real según el factor β_{ef} :

$$k_L^{ef} = \beta_{ef} k_S \quad (2.3)$$

donde, k_S es la conductividad del acero a la temperatura de solidus y β_{ef} el factor de incremento del acero líquido. En el estudio de [66] aplicaron la expresión (2.4) utilizando diferentes enfoques para calcular la conductividad térmica del acero en estado líquido, líquido-sólido (zona pastosa) y sólido:

$$k_{eff} = M_{eff} \cdot k(T_s) \quad (2.4)$$

siendo, k_{eff} la conductividad térmica efectiva del líquido, M_{eff} la relación entre la conductividad efectiva y la conductividad real del acero líquido, y T_s la temperatura del acero sólido. En [63] se mostraron otras expresiones, un modelo lineal y otro cuadrático para determinar la conductividad térmica del acero en estado líquido, pastoso y sólido en el molde. En la zona de conducción en el acero sólido, la conductividad térmica del acero sólido se ha asumido constante [67, 68] o lineal con la temperatura [69], sin embargo no debe descuidarse su influencia, porque habrá una mayor transferencia de calor donde la capa de acero es más delgada (en el menisco), y disminuirá con la longitud del molde. Además, por tratarse de una aleación, se formará una zona pastosa cuya conductividad térmica dependerá de las fases [8, 10, 20], y esto afecta la transferencia de calor.

En la *zona de conducción (y radiación) acero- molde*, es prácticamente imposible obtener un coeficiente de transferencia con cierto grado de precisión [17], debido: a) la formación de hueco de aire o brecha entre el molde y el acero, de ancho variable no uniforme, producido por la contracción del acero, b) la incorporación del espesor del lubricante de colada en las distintas capas que se crean (líquida, cristalina y vítrea), c) la transferencia de calor radiactivo a través de la brecha, d) al efecto de la velocidad de fundición sobre los parámetros antes mencionados, y el sobrecalentamiento, entre otros. Estas razones, han llevado a utilizar un coeficiente de transferencia de calor promedio en los modelos matemáticos obviando que el coeficiente cambia a lo largo de la sección del molde [10, 17], así como el uso de coeficientes distintos para ciertas posiciones en el molde [8, 20], o un coeficiente de transferencia de calor medido experimentalmente [70].

En la *zona de la pared del molde*, la conducción de calor es gobernada principalmente por la conductividad térmica del material, que normalmente es cobre o alguna aleación de este metal [10]. Luego de muchos ciclos de calentamiento y enfriamiento, el molde experimenta deformaciones residuales permanentes (desgaste y distorsión), por lo que se procede a maquinarse, hasta que las paredes se reduzcan a un grosor mínimo permitido [19]. La distorsión térmica conduce a grietas por fatiga y compromete la geometría interna del molde, lo que afecta la transferencia de calor [15, 19]. Con la aplicación de moldes ranurados (mayor resistencia

térmica) y el uso de materiales de menor conductividad térmica, se ha logrado reducir el flujo de calor en la zona del menisco, mejorando la calidad de los productos, principalmente en aceros con aproximadamente 0,1 % de carbono [20, 71].

En la *zona de convección en el agua de enfriamiento*, la circulación del refrigerante se hace en el mismo sentido de avance de la pieza de colada o al contrario. La transferencia de calor en esta zona se puede estimar empleando la expresión de *Dittus-Boelter* [20], si el régimen de flujo en los canales es turbulento:

$$h_{MA} = 0,023 \frac{k_A}{L_A} Re_a^{4/5} Pr_a^{0,3} \quad (2.5)$$

donde, k_A es la conductividad térmica del agua, L_A longitud del canal de refrigeración, Re_a Número de *Reynolds* del agua de refrigeración y Pr_a el Número de *Prandtl* del agua de refrigeración. La ecuación (2.5) puede emplearse cuando no se producen núcleos de ebullición en los canales, de manera que es posible que su aplicación pueda originar errores considerables [20], sino se cumple la condición en el proceso. En [64] se informó que una velocidad del agua de 6 m/s proporciona suficiente intercambio de convección forzada para evitar cualquier riesgo de formación de vapor y aumento de la resistencia térmica. De ocurrir ebullición asincrónica en el canal de agua de refrigeración, la pieza colada puede tomar la forma de romboidicidad, y la región más afectada sería el área cercana al menisco. Este fenómeno ocurre porque la baja velocidad del agua produce una ebullición asincrónica, intermitente en las cuatro caras frías del molde, lo que hace que se enfríen a velocidades desiguales provocando una contracción no uniforme en la costra sólida y con forma de rombo, ya que las caras más frías se contraen más que las caras más calientes [23, 72]. Actualmente, estos defectos de romboidicidad y grietas pueden ser mitigados colando a alta velocidad, gracias al surgimiento de nuevos diseños de molde denominados comercialmente *Convex*, *Diamond* y *Wave* [71].

Obtener una expresión que considere la mayoría de las características que se presentan en los mecanismos de transferencia de calor de la Figura 2.2 no es algo sencillo, sin embargo, es posible determinar el flujo de calor a lo largo del molde, Q_m , relacionando la distribución longitudinal del flujo y el calor total extraído por medio de (2.6) [20]:

$$Q_m = \frac{1}{t_m} \int_0^{t_m} q(t) dt \quad (2.6)$$

donde, t_m es el tiempo de residencia del acero en el molde y q el flujo local de calor en el molde. También es factible determinar un coeficiente de transferencia en la región del molde h_m para describir la distribución del flujo de calor, como una función del tiempo de residencia del acero en el molde. Por ejemplo, en (2.7) el coeficiente considera una resistencia térmica debido a la formación de una brecha por el aire [24]:

$$h_m = 1004,6 \exp[-0,02t] \quad (2.7)$$

donde, t es el tiempo de permanencia del acero en el molde, que se calcula al dividir la velocidad de colada V_c entre la altura del molde Y .

El flujo de calor global extraído en el molde se puede determinar midiendo la variación de temperatura en el agua de enfriamiento y el caudal del mismo que fluye por los canales. Si se requiere obtener resultados más precisos, de la manera en que se distribuye el flujo de calor a lo largo del molde, puede medirse los cambios de temperaturas en distintas posiciones del molde (por medio de termopares), y luego, por modelado matemático, se determina el flujo de calor que hace coincidir con los valores de temperatura medidos experimentalmente [20]. En [20] y [63] se describen una serie de correlaciones analíticas que provienen de ensayos en molde y han sido ampliamente utilizadas en distintos trabajos como condición de contorno para calcular el enfriamiento y solidificación del acero en la zona del molde.

2.2.2 Temperatura de colada y solidificación

La temperatura de colada es la que presenta el acero líquido a la entrada del molde, descrita como 1 539 °C en la Figura 2.2. El control de esta temperatura es de suma importancia porque tiene alta responsabilidad en la distribución térmica del molde [13, 27]. Ella influye tanto en la producción [20, 73] como en la calidad interna de los productos colados, cuanto más elevada es la temperatura, los rechupes y los defectos en la zona central son más severos y la segregación axial en esta zona se hace más fuerte [74]. La importancia de esta temperatura también radica en que si

el metal está muy por debajo de ella, puede no fluir correctamente en el molde y si está muy por encima puede conducir a una fusión gaseosa y formar burbujas en el vaciado.

En la industria es común usar una referencia aproximada de la temperatura de colada, por ejemplo, a la salida del horno se fija de 80 a 150 °C superior a la temperatura de liquidus, o en la artesa, antes de colar el acero en el molde, se fija de 20 a 50 °C por encima de la temperatura de solidificación. Esta diferencia de temperatura es conocida como sobrecalentamiento [9]. La cantidad de sobrecalentamiento en el acero representa al calor sensible contenido en el metal líquido por encima de la temperatura de liquidus [75]. No es fácil controlar el sobrecalentamiento, pues dependerá de la temperatura de vertido fuera del horno, de la temperatura en la cuchara y de la temperatura de la artesa [21]. El sobrecalentamiento, al igual que la velocidad de enfriamiento, influyen en gran medida en el grosor de la costra solidificada [21] y en el cambio de morfología del grano, porque se ha observado que el grano columnar crece a medida que aumenta el sobrecalentamiento [76]. En [77] se examinó el efecto del aumento de la temperatura del acero en la artesa, y se encontró que a mayor sobrecalentamiento se reduce la incidencia de defectos en los productos finales. El sobrecalentamiento del acero, también afecta la transferencia de calor en el molde, un aumento de 20 °C de la temperatura del acero líquido, incrementa de 6 a 8 % el calor eliminado en el molde. Específicamente en el caso de planchones, se ha encontrado una influencia más notable del sobrecalentamiento en la extracción de calor de las caras angostas, posiblemente esto se debe al impacto de la corriente de acero líquido con el molde sobre estas caras [20]. Mediante simulaciones numéricas, en [15] se reportó como se disipa el sobrecalentamiento en el molde. Las regiones más frías se encontraron en el menisco, cerca de las esquinas superiores de las caras estrechas y muy cerca de la BES. Esto es preocupante porque podría provocar la solidificación del menisco creando un borde grueso, lo que provocaría problemas de calidad como marcas de oscilación profunda, grietas y otros defectos superficiales. A la salida del molde las temperaturas estuvieron cercanas a la temperatura de liquidus, lo que indica que la mayor parte del sobrecalentamiento se disipa en el molde [75].

En cuanto a la temperatura de solidificación, ésta varía principalmente con el contenido de carbono. Los aceros no solidifican en un punto único, hay una brecha en la que se encuentran en estado líquido y sólido (pastoso). Este comportamiento se hace mayor a altos contenido de

carbono [15]. Los aceros no aleados solidifican en un punto que lo fija el sitio en que la vertical correspondiente al contenido de carbono corta a la línea de líquido en el diagrama hierro carbono. En los aceros que son aleados la temperatura de solidificación se determina mediante una fórmula polinómica en la que el minuendo es 1 535 °C (punto de fusión del hierro puro) y los sustraendos son una serie de funciones de monomios. Cada función expresa numéricamente la influencia del elemento de aleación respectivo. Una característica importante de los aceros aleados es que los elementos que forman la aleación hacen descender a la temperatura de solidificación y por ello sus temperaturas de colada son inferiores a las de aceros ordinarios con el mismo contenido de carbono [74].

2.2.3 Velocidad de colada y enfriamiento

La velocidad de colada, es la rapidez con que se vierte el metal fundido en el molde. Un aumento de esta velocidad hace que la longitud del molde tenga que ser mayor, porque ésta longitud depende del tiempo de residencia que requiere el acero en el molde para que se forme una adecuada solidificación [1]. Un aumento en esta velocidad trae como consecuencias problemas operacionales y formación de defectos con mayor frecuencia [73], así como también mayor penetración del flujo en el molde y fluctuaciones (turbulencias) [3, 7]. En la parte superior del molde estas fluctuaciones son ocultadas por los polvos coladores, por tal razón, la dinámica del fluido en esta zona pareciera ser un proceso muy pacífico, sin embargo, esto es muy engañoso [59], porque podría generarse atrapamientos de escoria proveniente de los polvos coladores en el área del menisco [31]. El atrapamiento de escoria ocurre por un efecto de desprendimiento que se genera en la esquina superior del molde, debido a que la velocidad del flujo de acero que proviene de la cara del molde es mucho mayor que la que tiene la escoria en la superficie, tal como se denota en la Figura 2.3 con el número (1). También por el mismo fenómeno puede ocurrir la formación de vórtices de Karman, representado por el número (2), causado por la separación no estacionaria de la capa de fluido al pasar sobre cuerpos de escoria sumergidos [59]. Otro efecto que puede ocurrir es el atrapamiento de una burbuja de argón que escapa de los puertos de la BES y alcanza la interfaz de polvo de acero - molde, mostrado con el número (3) en la Figura 2.3 [78].

La velocidad de colada también influye en la extracción del calor en el molde. En el estudio de [64] se observó cómo la recirculación del acero líquido en el molde produce un aumento en la transferencia de calor del acero recalentado hacia el frente de solidificación (zona de mayor velocidad y turbulencia del acero líquido), trayendo consigo el detenimiento del avance del frente de solidificación. Esto es perjudicial porque existe la probabilidad de rotura de los productos a la salida del molde como consecuencia de un excesivo estrechamiento de la capa solidificada. Como consecuencia de un aumento en la velocidad de colada: a) se incrementa el flujo global de calor extraído, esta dependencia se ha verificado incluso para el colado de diferentes formas geométricas, b) disminuye el tiempo de residencia del acero dentro del molde, c) disminuye la disipación del sobrecalentamiento que presentaba el acero al momento de entrar al sistema, d) disminuye entonces el espesor de la costra solidificada, y e) el proceso de solidificación comienza más tarde [20, 63].

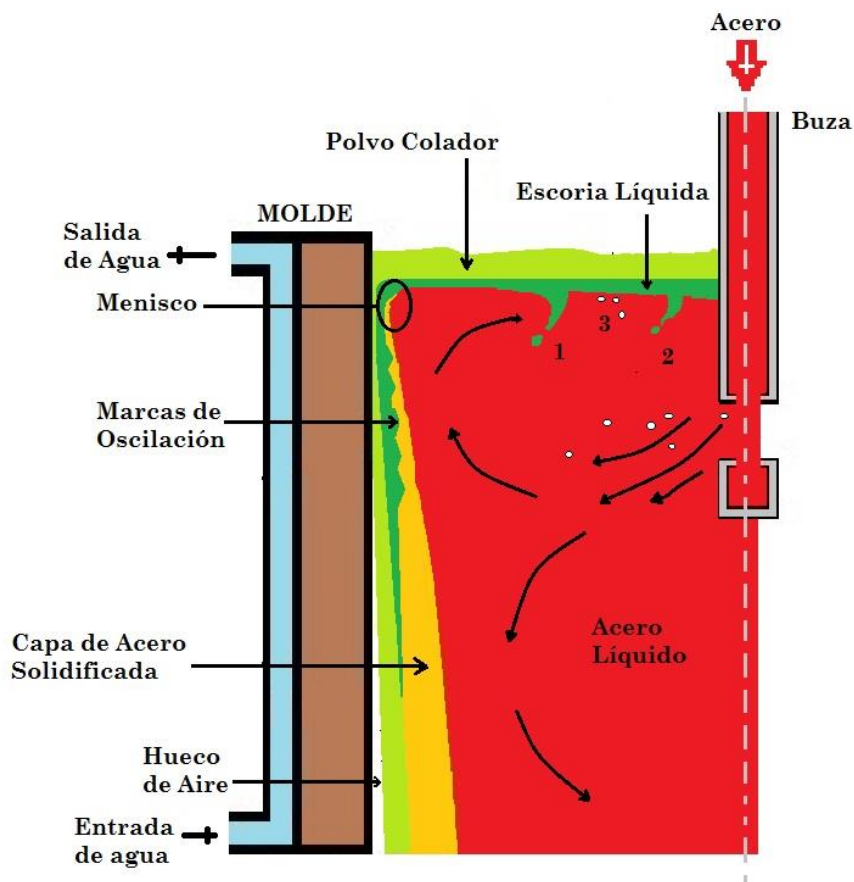


Figura 2.3 Esquemas de mecanismos involucrados en el atrapamiento de escoria.

La velocidad de enfriamiento es otro parámetro importante que está relacionado con la rapidez con que se le extrae calor al acero líquido en el molde [17]. Durante el enfriamiento, el avance del frente de solidificación se hace vulnerable, y esto se debe a que hay una estrecha relación entre la velocidad con que se realiza el enfriamiento y el intervalo de solidificación de la aleación, este fenómeno se muestra en la Figura 2.4. Las curvas azules, muestran que conforme aumenta la velocidad de enfriamiento (que corresponderá a un gradiente térmico más elevado), la pendiente de la curva de distribución de temperaturas se hace mayor, causando una disminución en el espesor de la región parcialmente solidificada, lo que pudiera desencadenar en la formación de grietas internas [17, 77]. Este comportamiento, también podría conducir a una microestructura anormal con falta de compactación, que tiende a disminuir la tenacidad y resistencia al impacto en los productos de fundición; y la causa raíz se debe al estrés térmico y el estrés mecánico en el proceso de enfriamiento y solidificación del acero [79]. En [80] explicaron que a mayor velocidad de enfriamiento la superficie del acero presenta una rugosidad suave, y que la rugosidad de la superficie del fundente se vuelve más rugosa cuando se trata de un acero de medio carbono en comparación con un acero de bajo contenido de carbono. También con un enfriamiento más intenso se destaca el aumento de las grietas longitudinales [73].

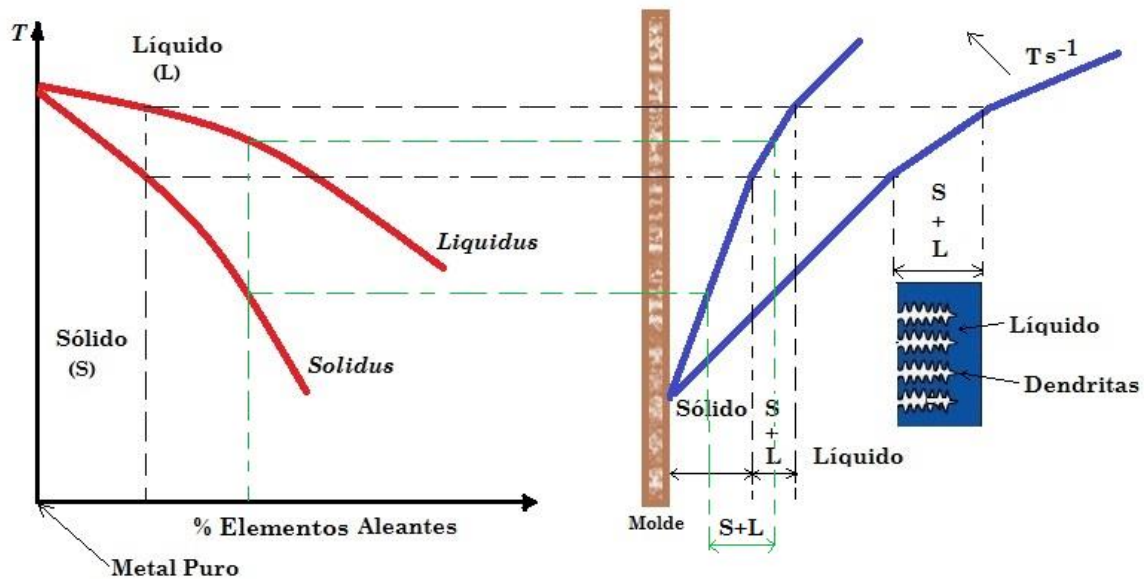


Figura 2.4 Intervalo de solidificación y velocidad de enfriamiento de una aleación metálica.

2.2.4 Elementos aleantes en el acero

Los aceros son aleaciones de hierro con pequeñas cantidades de carbono, que suelen contener otros elementos como Mn, Si, P, S, Ni, Cr, Cu, Ti [42], con la finalidad de conseguir mejoras en las propiedades mecánicas. Durante el PCC la variación en los elementos aleantes del acero generan cambios en la composición química, y además, afectan la conductividad térmica de la aleación. Se ha observado que los cambios en los elementos de la aleación modifican el espesor de la costra solidificada en el molde [21], al igual que la zona pastosa (sólido + líquido) [1]. Lo antes dicho, puede explicarse en la Figura 2.4, trazando dos (2) líneas verticales que corten las curvas rojas de liquidus y solidus (para distintos porcentajes de elementos aleantes), que luego proyectando con líneas horizontales hacia las curvas azules de velocidad de enfriamiento, mostraran cambios en los espesores del acero solidificado, así como en la región pastosa. Este comportamiento es un factor importante durante la solidificación del acero, porque conduce a una multitud de microestructuras y, por lo tanto, afectan al comportamiento del material. La estructura de solidificación también suele cambiar con el tamaño del lingote y las condiciones de la colada continua [74].

Cuando el porcentaje de carbono en el acero es próximo 0,1 %, se presenta un fenómeno interesante durante la solidificación del metal en el molde. En [20] se explicó que en instalaciones piloto como en plantas industriales se ha determinado que los aceros con esta composición presentan un mínimo en la extracción de calor en el molde, y que el incremento del flujo de calor disminuye con la velocidad de colada. En [60] se explicó que la velocidad de transferencia de calor para aceros de bajo carbono es menor que para el acero de medio carbono. Es importante mencionar, que el menor flujo de calor en el molde, se explica por los espacios de aire que se forman entre la costra solidificada y el molde, producto de la contracción producida por la transformación peritéctica ($\delta + L \rightarrow \gamma$) que sufre el material al enfriarse, y esto predomina cuando el acero presenta cercanías al 0,1 % C [1, 2]. En lo que respecta a la calidad del acero, cuando los contenidos de carbono son próximos al 0,1 % se crea una superficie ondulada o irregular, que no se produce para mayores o menores valores porcentuales de carbono. Se ha argumentado que para mayores porcentajes de carbono, parte del líquido pasa directamente a la fase γ siendo menos importante el efecto de la contracción, mientras que para aceros con menores porcentajes de carbono la transformación se produce a temperaturas más bajas,

superponiéndose con la contracción de origen térmico [66]. En otros hallazgo se ha publicado que en los aceros con composiciones cercanas al 0,1 % C, se originan fisuras longitudinales y transversales, y la tendencia de perforaciones en la línea de producción es mayor [1, 20]. Otro elemento de interés es el aluminio, se ha informado en [81] que en aceros con altos contenidos de aluminio, no forman óxidos superficiales, pero pueden conducir a un desmejoro en la calidad superficial por la posible aparición de depresiones y grietas longitudinales.

En este proyecto se utiliza el acero carburado 20CrMnTi, es generalmente acero con poco contenido de carbono C 0,17 % - 0,24 % y otros elementos tales como Si 0,17 % - 0,37 %, Mn 0,80 % - 1,10 %, S \leq 0,035 %, P \leq 0,035 %, Cr 1,00 % - 1,30 %, Ni \leq 0,030 %, Cu \leq 0,030 %, Ti 0,04 % - 0,10 %. Tiene aplicaciones típicas en cuerpos de válvulas, bombas y accesorios, alta carga de ruedas, pernos, pernos de doble cabeza, engranajes, motores de combustión interna. También, en locomotoras eléctricas, máquinas herramienta, tractores, equipos de laminación de acero, taladradoras, vehículos ferroviarios y ejes de transmisión de maquinaria minera en la bola de acero, rodillo y manguito del eje, etc. Como propiedades mecánicas, el acero 20CrMnTi presenta alta dureza, alta resistencia, buena maquinabilidad, pequeña deformación al maquinado y buena resistencia a la fatiga.

2.2.5 Contracción del acero en el molde

El acero durante la solidificación en el molde se contrae, provocando un déficit de volumen que se manifiesta en forma de defectos como microporosidad y depresiones superficiales. Las depresiones son mucho más comunes en aceros con 0,1 y 0,15 % en peso de C, y esto se atribuye a la tendencia de experimentar mayores fuerzas de contracción que se acumulan inmediatamente al inicio de la solidificación [81]. Durante la contracción, se incrementa la formación de huecos de aire entre la costra solidificada y el molde. Ésta formación se describe en la Figura 2.5, identificados por una región de contacto completo, una región de contacto intermitente y una región de separación completa [1]. La primera región de contacto completo toma en cuenta el sistema que rige el flujo de calor desde el menisco: capa solidificada, polvo en fase líquida y fase vítrea, molde y agua de enfriamiento. Enseguida se presenta una zona de intermitencia en la que el flujo de calor cambia por la formación de huecos que se llenan de aire o escoria (polvo) en fase vítrea. Esta forma de intermitencia ocurre debido al gradiente de temperatura en la primera

región, causando una contracción abrupta de la capa solidificada y separándola del molde [1, 82]. También se ha dicho, que la intermitencia tiene lugar porque al no estar la costra en contacto con el molde, la capa sufre un recalentamiento por el calor transportado desde el centro del fundido a través del metal líquido, haciendo que la costra se vuelva a expandir y hacer nuevamente contacto con el molde [1].

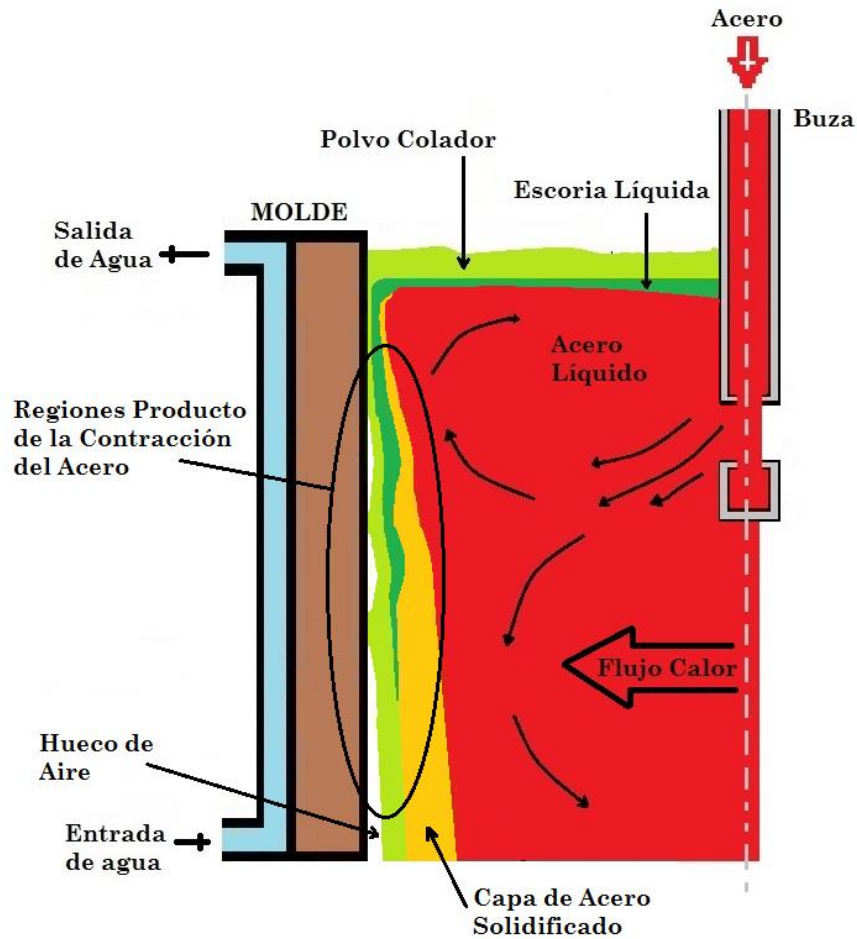


Figura 2.5 Formación de depresiones y de huecos de aire durante la solidificación de la costra.

Los huecos de aire producto de la contracción del acero son de aproximadamente 0,2 mm (a una ubicación media de la longitud del molde), y en ellos participan, además de la extracción de calor, la presión ferrostática y las propiedades mecánicas de la costra solidificada. En la región de las aristas del molde, el espacio de aire formado es mayor porque el enfriamiento se produce a través de ambas caras. Mientras mayor es el hueco de aire, el flujo de calor disminuye y el sobrecalentamiento en la zona de la pieza se favorece, trayendo como consecuencias

deformaciones debido a la presión ferrostática y roturas del producto [20]. El uso de moldes con conicidad uniforme y variables se han experimentado, con la finalidad de reducir la brecha que se forma producto de la contracción. Al disminuir el hueco de aire aumentaría el flujo de calor, se favorecería el crecimiento del espesor de la costra solidificada, se reduciría el recalentamiento y disminuiría las posibilidades de formación de grietas [1, 82].

En el PCC, la rotura de la costra solidificada de acero genera un problema grave que obstaculiza la producción de acero. Ya se ha explicado que esta rotura está relacionada con la formación de regiones delgadas en la costra por depresiones, pero sobre ella también influyen las grietas y los errores operacionales [10]. En [10] se hace un resumen sobre los problemas de calidad más importante en la fundición de palanquillas, donde se explica que una de las principales causas de que estas ocurran es por la interacción adversa entre el molde y la costra solidificada. Además, no debe descuidarse el comportamiento del molde durante el PCC, porque las paredes sufren distorsión térmica. Según [22], la distorsión llega a ser máxima debajo del menisco donde el molde está más caliente y cambia dinámicamente durante el proceso, debido a variaciones en la temperatura del molde por efectos de la ebullición nucleada en la camisa de agua de enfriamiento y fluctuaciones en el nivel de metal. Este comportamiento termomecánico del molde tiene gran importancia en el proceso porque influye en la interacción molde y costra solidificada, que lleva a problemas en la calidad [10].

2.2.6 Polvos coladores

El molde de colada debe ser lubricado para evitar que se genere fricción entre la pared del molde y la costra solidificada, de lo contrario pueden crearse marcas y roturas en los productos de acero. La lubricación a base de aceites (de origen vegetal, aceite de colza, y mineral, aceite de parafina) mejora el deslizamiento de la barra en el molde y proporciona un buen estado superficial de la pieza [83, 8], pero su uso debe ser de estricta supervisión porque el empleo inadecuado puede causar determinados defectos superficiales [12]. En el colado con aceite comúnmente el vaciado es a chorro abierto, lo cual es particularmente problemático, porque se presentan fluctuaciones en el menisco, causadas por los fuertes gradientes de velocidad en esta región que interactúan sobre la película lubricante de aceite y provocan variaciones en la transferencia de calor del molde, generando efectos adversos en la calidad de la palanquilla [1]. Otra forma de lubricación es

mediante polvos coladores o fundentes para molde de colada, que son escorias sintéticas (Slag, en inglés) usadas para cubrir el acero líquido en el molde. Están compuestos básicamente por SiO_2 , CaO y Al_2O_3 , más el agregado de fundentes (óxidos alcalinos Na_2O y fluoruros CaF_2) que controlan el rango de fusión y la viscosidad de la escoria formada. También se agrega carbón de diferentes orígenes y granulometría para regular la velocidad de fusión [1, 20, 47]. Los polvos coladores son más beneficiosos que el aceite, porque reduce mucho más la fricción, ofrecen funciones como las de dar aislamiento químico y térmico al acero líquido y permiten colar con bajas temperaturas de colada [1]. En general, la forma y composición química del fundente influyen en el punto de fusión, viscosidad y tensión interfacial [77].

Actualmente el uso de polvos como lubricante se ha convertido en una práctica prioritaria debido a su fuerte impacto en la calidad [8, 47, 77]. La introducción manual en el molde genera variaciones en el espesor e inestabilidad en el menisco, pero estas condiciones mejoran con el uso de métodos de alimentación automática [76]. De ocurrir fluctuaciones en el nivel o alta velocidad, puede producirse atrapamiento de escoria en el acero líquido, pero una baja fluctuación tampoco favorece la flotación de inclusiones y la transferencia de calor [84]. En el molde el polvo lubricante queda nadando sobre la superficie del acero, formando tres capas que se describen en la Figura 2.6: la capa superior es de polvo en su estado original (200 – 600 °C), más abajo esta una capa de polvo sinterizado (650 – 1 000 °C) y luego una de escoria líquida (1 085 – 1 250 °C) en contacto con el acero líquido.

Las funciones principales del lubricante es: evitar de la reoxidación del menisco de acero líquido, crear un aislamiento térmico, absorber las inclusiones que llegan a la superficie, mantener lubricado el contacto acero solidificado - molde y ayudar a una extracción uniforme de calor [77, 85, 8]. Cuando la lubricación es con polvos, el vaciado del acero se realiza mediante BES, para prevenir que sea arrastrado al seno del metal por las corrientes ascendentes y para mejorar potencialmente la estabilidad en el nivel del metal líquido, ya que disminuye en gran magnitud la turbulencia superficial [1, 12, 47, 52].

La capa de escoria líquida ubicada en el nivel del acero, aprovecha los movimientos de oscilación del molde, para infiltrarse entre la costra de acero solidificado y la pared del molde [31, 63]. La capa de escoria próxima a la pared del molde se enfría y solidifica (como un sólido) aumentando considerablemente su viscosidad, denominada capa de escoria vítrea (de

aproximadamente 2 mm de espesor, pero de mayor grosor encima del menisco). Mientras que con el acero, una escoria líquida de poco espesor (1 mm aproximadamente) acompaña el descenso de la línea. Con el tiempo, las partes más calientes de la capa sólida y vítrea cristalizan. La escoria que se solidifica en la zona del menisco de acero da lugar a la formación de un borde de escoria, causando un abultamiento debido a la curvatura del menisco y una aglomeración debido a la variación del nivel del molde en la interfaz de escoria – sintetizado. Este borde tiene importancia en la formación de marcas de oscilación y en la transferencia de calor en el molde [1, 8, 20].

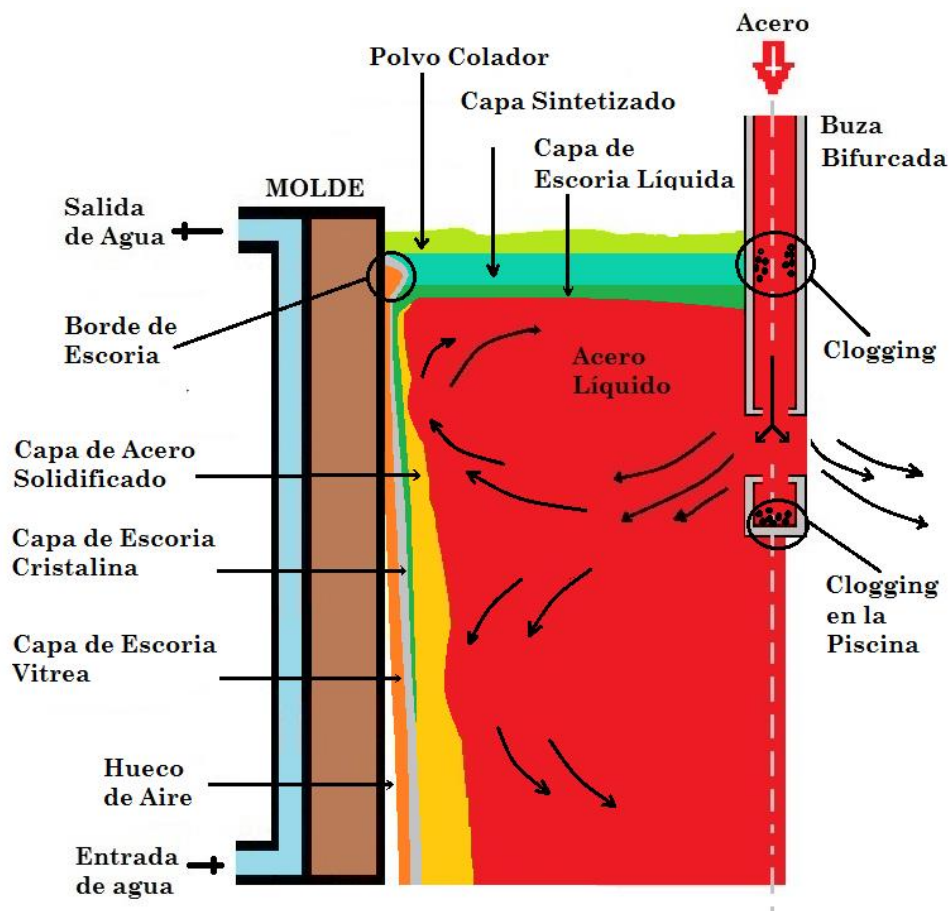


Figura 2.6 Comportamiento del polvo colador en el molde de colada continua.

Durante la solidificación del fundente, la transferencia de calor en el molde disminuye significativamente, ya que el espesor del fundente solidificado aumenta, y la resistencia térmica crece igualmente [64]. La extracción del flujo de calor en el molde disminuye al utilizar polvos

con mayor viscosidad y temperatura de fusión [20]. La viscosidad óptima de la escoria del polvo está estrechamente relacionada con el tipo de acero fundido, la velocidad de fundición y la oscilación. A menor viscosidad del polvo (aumento de su nivel de alcalinidad) mejora la lubricación y genera marcas de oscilación más pequeñas y a mayor viscosidad dificulta fluir entre la losa y la pared del molde. Y a menor grado de alcalinidad se produce marcas de oscilación más largas y profundas [86]. Por estas razones, y por otras como evitar la formación de fisuras, es importante la optimización del polvo colador [4]. Ahora, cuando se cuegan aceros próximos al 0,1 % de carbono, se requiere una elevada temperatura de cristalización en los polvos coladores, con la finalidad de favorecer la formación de una capa cristalina, en la que se desarrollan microgrietas que tienden a disminuir la extracción de calor en la zona del menisco [12, 20].

La composición química de los polvos, es determinante en la transferencia de calor por radiación y conducción en el molde de colada [85]. De acuerdo con la teoría de la estructura iónica de las escorias líquidas metalúrgicas, el líquido iónico (fase de la formación de escoria líquida del polvo en el molde) se produce entre dos metales (la pared de cobre del molde y la superficie de acero) y crea un tipo específico de celda galvánica (en la zona cercana al menisco). Esta celda puede provocar cambio en la composición química de la fase líquida del polvo, de manera, que tiende a cambiar la condición de lubricación e influye en las marcas de oscilación [86]. Debido a la complejidad de la conductividad térmica del polvo, el tipo de fundente que debe seleccionarse en relación con el tipo de acero a colar y las condiciones de colada, es muy común que en las plantas de colada se deje a criterio del proveedor cual debería ser el polvo adecuado; pero en muchos otros casos se aplica el método de prueba y error [47].

2.2.7 Buza de entrada sumergida (BES)

La buza de entrada sumergida (BES) es un conducto que se muestra en la Figura 2.6 (como buza bifurcada), hecho de refractario [58], que proviene de la artesa y se prolonga en el molde para introducir el acero en fase líquida. La BES crea comúnmente una hidrodinámica en el interior del molde, en el caso de la colada de planchones, se forma dos vórtices de gran tamaño en la parte inferior del molde y dos pequeños en la parte superior [11]. Dependiendo de la velocidad que trae el fluido, a la salida de la BES se forma un patrón de flujo característico que además de influir en la dinámica del molde [58, 75] afecta la formación de la costra solidificada [45]. Es importante

conseguir simetría en el flujo que sale de la BES, porque puede dañar la calidad del producto final, además de causar atrapamiento de inclusiones, turbulencia superficial anormal, atrapamiento de escoria, transporte de sobrecalentamiento insuficiente al menisco y otros problemas [66].

Entre las funciones de la BES, además de evitar en el atrapamiento de polvos de colada o impurezas, está la de mantener el constante nivel de acero en el molde, proteger el chorro de acero y prevenir la reoxidación porque afectan la calidad del producto [12, 58, 87]. En los últimos años, se analizaron las diferencias metalúrgicas en piezas colada, así como la dinámica del fluido en el molde, utilizando distintos tipos de buzas. Los resultados reportaron que la BES con un agujero de salida recto (tipo tubería) no es conveniente para la eliminación de inclusiones de tipo no metálicas mediante la flotación, porque tiende a conducir a un menisco inactivo [37]. Mientras que con la BES de dos agujeros bifurcada, como la utilizada en la Figura 2.6, trae el beneficio de obtener una alta tasa de eliminación de inclusiones, pero tienen el inconveniente de afectar la costra solidificada, haciendo que se adelgace donde impacta el chorro de acero líquido con la cara del molde [11, 37]. Con una BES que contenga cuatro agujeros con salidas en direcciones tangenciales, mejora el patrón de flujo en el molde, formándose remolinos que mantienen un crecimiento uniforme de la costra solidificada [88, 89]. Cuando la disposición de los cuatro agujeros se colocan en el molde de manera diagonal, disminuye el efecto de impacto del flujo de acero en las caras del molde, lo que es beneficioso para el crecimiento uniforme de la costra que se va formando, y esto se debe a la baja velocidad de inyección y la larga distancia de impacto a la pared del molde. La BES de cuatro puertos en comparación con la BES de dos puertos, reduce la fluctuación en el nivel del molde, mejora la flotación de inclusiones y favorece la solidificación inicial. En [37, 90] determinaron que con una BES de cinco orificios (cotejando con la de un orificio) la velocidad del flujo de acero fundido en el frente de la interfaz de solidificación es mayor y se produce un aumento en la proporción de cristales equiaxiales, independientemente de que en el molde se apliquen fuerzas electromagnéticas.

Las características geométricas internas de una BES modifican la fluidodinámica y el patrón de flujo en el molde [1, 45, 75] así como la distribución de velocidad en el menisco [1, 58, 75]. Sin embargo, algunas características pueden cambiar de manera natural debido a las condiciones de operación de la colada continua. Un ejemplo de esto, es la modificación de la

geometría de los puertos de salidas debido al desgaste de la BES ocasionada por erosión [91]. Algunos tipos de BES tienen una estructura compleja y tiende a provocar fácilmente el fenómeno *CLOGGING* mostrado en la Figura 2.6, que se refiere a la obstrucción de las boquillas de la BES por la acumulación de material en el paso del acero entre la artesa y el molde [87, 92]. También la recirculación del flujo y la deposición de inclusiones en la piscina de la BES modifican su geometría, trayendo como consecuencias cambios en el patrón de flujo hacia el molde [11, 75, 87] y adelgazamiento de la costra solidificada de acero [11, 92]. Una buena alternativa para reducir el *CLOGGING*, es mejorando la limpieza del acero, y esto se logra disminuyendo la concentración de productos de desoxidación y la formación de productos de reoxidación [87].

En [45] variaron la longitud de inmersión de una BES en un molde así como el diseño interno, para estudiar las fluctuaciones de presión y velocidad. Encontraron que con una menor altura del divisor de flujo se forman vórtices en la BES por la forma de separación de la capa límite en el divisor de los puertos, fenómeno que aunado a la recirculación del acero proveniente del fondo del molde, provoca la falta de simetría en los chorros y oscilaciones a altas velocidades de colada. Mientras que al aumentar la altura del divisor de flujo se tiende a eliminar la formación de vórtices. También observaron que a distintas longitud de inmersión de la BES en el molde, los chorros experimentan una variación en su patrón de flujo a medida que aumenta la velocidad de colada.

En [93] concluyeron que a medida que aumenta la profundidad de inmersión de la BES, hay una disminución en la intensidad y en la velocidad del flujo dirigido hacia la superficie libre, y que es posible recomendar un intervalo de funcionamiento entre 150 y 200 mm para la profundidad de inmersión de la BES. Los resultados de [94] indican que un aumento en la velocidad de colada y una reducción en la profundidad de inmersión de la BES, conducen a la reducción del espesor de la costra solidificada. En [75] observaron la formación de cuatro recirculaciones, dos superiores y dos inferiores, en un molde que uso una BES con dos agujeros. Los chorros de acero que giraron hacia arriba, con dirección a la superficie, incidieron primero en las caras estrechas del molde. Al cambiar las condiciones de fundición (molde más ancho y menor inmersión de la BES) el patrón de flujo se revirtió a solo dos recirculaciones. En [11] se describió que la profundidad de la piscina es un parámetro muy importante en el diseño de la BES, debido a que influye en el tipo de patrón de flujo dentro del molde, y en la forma de que el

flujo de acero sale de la BES y disipa su energía cinética. Cuando el chorro golpea directamente a las paredes angostas del molde, el espesor de la costra solidificada puede disminuir y afectar considerablemente la transferencia de calor por conducción. Por ello es importante lograr que el chorro disipe su energía cinética hacia las paredes más anchas.

El acero durante su recorrido por la BES puede solidificarse, y esto ocurre cuando el sobrecalentamiento es bajo y la transferencia de calor es alta, [92]. Se ha experimentado la creación de flujo giratorio mediante la BES, para mejorar la transferencia de calor cerca del menisco y la disipación del sobrecalentamiento en el acero [90], además de reducir el problema de obstrucción de los puertos laterales de la BES [27]. En [89] lograron la generación de flujo de remolino, en la dirección antihoraria, en la zona superior del molde modificando las características geométricas tangenciales a la salida de la BES, y simultáneamente, crearon un flujo de remolino por agitación magnética en el sentido de las agujas del reloj en la parte inferior del molde. En los resultados observaron una reducción en la segregación del carbono debido al mejor efecto de la disipación del sobrecalentamiento. Una característica que no debe descuidarse, es la intensa erosión de la pared exterior de la BES que está en contacto con la escoria en el molde. Para esto se ha adoptado el conseguir una composición química en la escoria de acuerdo al tipo de acero, así como el uso de recubrimientos antioxidantes en el área de contacto. Sin embargo, en la industria es común variar la profundidad de inmersión de la BES, para reducir el desgaste localizado y aumentar la vida útil. Pero, si no hay control en la longitud de inmersión de la BES, la productividad de la planta y la calidad de la superficie de la losa de acero pueden verse comprometida [93].

2.2.8 Menisco y oscilación en el molde

En la figura 2.7 se muestra cómo el acero líquido forma un menisco en la parte superior del molde. Los parámetros geométricos del menisco como el radio (R_m) y altura (h) afectan la formación de la costra de acero solidificada, y al mismo tiempo, la calidad de la superficie de los productos de colada. La costra comienza a formarse en la superficie del menisco debido al efecto de enfriamiento del molde. Luego la costra se va enderezando a lo largo del molde, bajo la influencia de la presión ferrostática que ejerce el acero líquido [86].

En [50] se explica que, al inicio de la solidificación, la costra debe ser lo suficientemente gruesa, de lo contrario, si la costra es demasiado delgada, la punta se doblará y deformará. Si durante este proceso ocurren fluctuaciones en el nivel del metal líquido, esto afectará a la solidificación inicial debido a la dinámica del molde y la interacción con el polvo lubricante [95]. En [96] se reportó que manteniendo una variación de nivel de acero en el molde en un rango de ± 2 mm (3 mm según [93]) y con una velocidad de cambio inferior a 1,5 m/s, mejora los aspectos de calidad y continuidad operativa. En planta usan una regla empírica donde las variaciones de velocidad en la superficie no deben exceder del 20 % [91]. Ahora bien, es conveniente el uso de un adecuado sistema de control del nivel en el molde porque con el agregado de polvos coladores tiende a ser afectado. Por ejemplo, cuando se utilizan sistemas de control con sensor radioactivo, el sensor percibe un aumento en el nivel de acero al adicionar el polvo colador, y en realidad el nivel del menisco de acero no ha cambiado [71, 96].

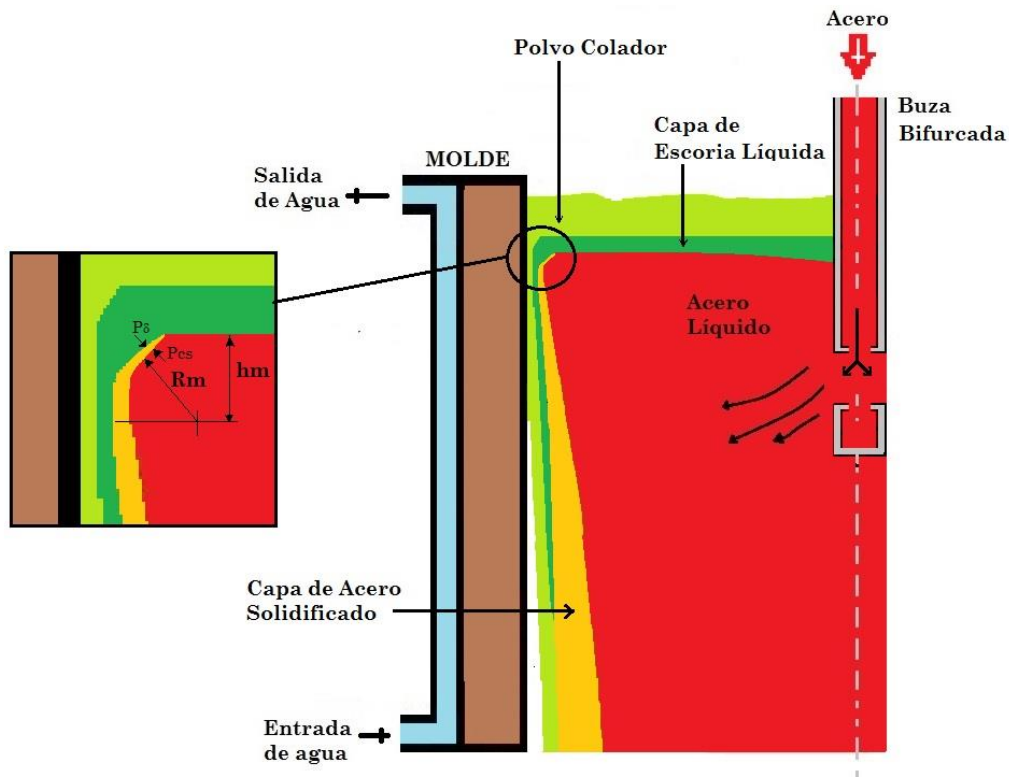


Figura 2.7 Menisco convexo de acero líquido cerca de la pared del molde.

Respecto al radio interno de la esquina del molde, éste posee gran influencia en el origen de a) grietas externas ubicadas a lo largo de las aristas y b) grietas internas en las secciones

transversales próximas a las esquinas. Cuando los radios son menores a 6 mm, disminuyen la ocurrencia de las grietas en las aristas, pero que a su vez fomentan las grietas internas; en forma inversa, a medida que aumenta el radio interno de la esquina del molde, las grietas internas disminuyen, pero a su vez se incrementan las grietas externas ubicadas en las aristas [86]. En [64] determinaron que en la esquina del molde el espesor de la capa solidificada es mayor que en el centro de las caras, y que el fundente solidifica primero en el vértice que en el centro de las caras. Y en las esquinas y en la parte media de la cara en las palanquillas cerca del menisco se originan grietas superficiales, tanto transversales como longitudinales, y esto se ha relacionado a las marcas de oscilación [10, 71, 85].

Debido a la tensión superficial (P_δ), la presión ferrostática (P_{cs}) y la escoria fundida, el radio del menisco (R_m^z) fue determinado por [86] como (2.8):

$$R_m^z \cong 1,699 \sqrt{\frac{\sigma_{cs-z}}{g \cdot (\rho_{cs} - \rho_z)}} \quad (2.8)$$

donde σ_{cs-z} es la tensión de interfase en el límite entre el acero y la fase líquida del polvo de fundición, ρ_z es la densidad de la fase líquida del polvo de fundición, ρ_{cs} es la densidad del acero líquido y g es la aceleración de gravedad. En (2.8) se demuestra que existe la posibilidad de afectar los parámetros del menisco por medio de la fase líquida del polvo de fundición. Un radio menor del menisco significa una altura más baja y una menor probabilidad de formar defectos superficiales como pliegues, rizados y fracturas [86].

Durante la colada es importante que el patrón de flujo del molde entregue al acero fundido, en la región del menisco, suficiente sobrecalentamiento durante las primeras etapas críticas de solidificación [15, 75]. Y, para mejorar la transferencia de calor en el menisco, es posible usar una conicidad en el molde poco profunda para mantener a la costra sólida pegada al molde. Pero si las condiciones de lubricación no son las adecuadas, y con la presencia de una costra sólida delgada, puede provocarse el deterioro de la costra (desgarro y filtrado) en aceros con alto contenidos de carbono, y esto se ha relacionado a las fluctuaciones del nivel de acero durante el proceso de fundición [10]. Otro efecto que se le suma al menisco y la formación de la costra es la oscilación del molde, la cual ayuda a que la capa de acero cure las fisuras superficiales y las porosidades, así como también contribuye en la distribución de temperatura

dentro del molde [97]. El movimiento oscilatorio también reduce la fricción entre la pared del molde y la costra solidificada de acero, facilitando el despegue entre ellos, y a esto lo ayuda la introducción de polvos coladores [4, 13, 98]. Pero la fuerza de fricción entre la pared del molde y el acero fundido es afectada por el efecto de la viscosidad del fluido [99]. Producto del movimiento del molde, se crean marcas de oscilación en los productos de colada [95], que son ondulaciones formadas en la superficie del material paralelas entre sí y perpendiculares a la dirección de colada [83, 100]. La profundidad de la marca de oscilación depende de los polvos colador, la carrera del molde, la frecuencia de oscilación y la velocidad de colada [4, 100, 101]. En [99] observaron que, a mayor frecuencia de oscilación, mayor es el impacto en las fluctuaciones, aumentando la altura de las olas y la velocidad en la superficie. En [83] determinaron que, cuanto mayor sea la tensión interfacial, más profundas y más anchas serán las marcas. En (2.9) y (2.10) se definen la distancia entre las marcas de oscilación, l , y la profundidad, d , en las superficies de la losa [86, 83]:

$$l = \frac{V_c}{f} \quad (2.9)$$

$$d = 0,065(1,145^S)[200(0,9^S)]^{t_N} \quad (2.10)$$

donde V_c es la velocidad de colada, f la frecuencia de oscilación, t_N es el tiempo de desmolde negativo y S la carrera del molde. Es de notar que la frecuencia de oscilación varía en función de los cambios de la velocidad de colada [9].

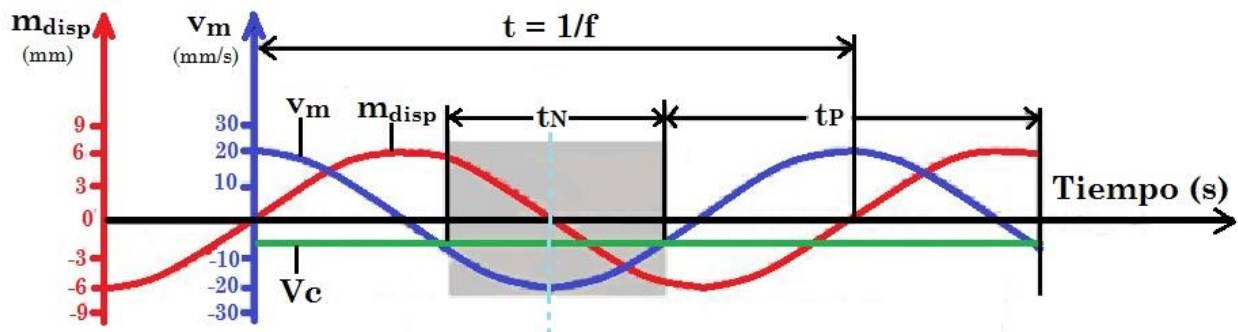


Figura 2.8 Vibraciones en el molde de colada continua.

En la Figura 2.8 se muestran los movimientos hacia arriba (desmolde positivo, t_P) y hacia abajo (desmolde negativo, t_N) que realiza el molde según la curva roja (m_{disp}). Durante t_N el molde desciende más rápido (V_m) que la velocidad de colada (V_C) presentado por un cuadro gris, mientras que t_P se refiere al resto del ciclo. En el periodo de t_P se efectúa el despegue de la costra de acero de la pared del molde [21, 81, 101], y en el periodo de t_N , el polvo de colada se infiltra entre la costra y el molde [100, 101]. La diferencia de velocidad entre el molde y la losa ($V_m > V_C$) trae como resultado mejoras en la calidad de la superficie de las piezas de fundición, debido a que la costra se desprende de las paredes del molde bajo la influencia de pequeño esfuerzo de compresión y no se somete a esfuerzos de tracción [86]. Si bien la oscilación del molde es una necesidad para la colada continua, también es un problema debido a su influencia en los defectos superficiales, en el cambio en la distribución de temperatura dentro del molde y en el origen de fisuras transversales [16].

A la oscilación también se le atribuye la superposición de muchos fenómenos físicos variantes en el tiempo en la zona del menisco [7], tales como fluctuaciones en la presión del acero líquido, fusión del polvo de fundición, variaciones en la tensión interfásica escoria-metal, disipación de calor y deformaciones en la costra solidificada durante las oscilaciones [102]. Otras características de importancia son los ganchos y marcas de oscilación que se forman debido a los muchos fenómenos físicos interactivos, descritos anteriormente, que varían con el tiempo cerca del menisco donde la superficie del acero fundido se encuentra con la pared del molde. Estos eventos juntos determinan la forma y el tamaño de los ganchos debajo de la superficie y sus correspondientes marcas de oscilación [100].

También se ha explicado [83, 100, 101], que los parámetros de mayor influencia en la formación de marcas de oscilación es el tiempo de desmolde negativo y positivo. El incremento de t_N está acompañado por una mayor profundidad en las marcas de oscilación y un menor espesor de la capa de escoria entre la losa de acero y el molde [78, 86], y la disminución de t_P se asocia a un menor consumo de polvo de fundición y menor profundidad de las marcas de oscilación [86]. Las marcas de oscilación son consideradas defectos porque la segregación y el agrietamiento tienden a ocurrir en la base de la marca, y la gravedad del problema aumenta al aumentar la profundidad de las marcas [81]. Por esto es importante conseguir marcas de oscilación poco profundas, debido a que allí se pueden encontrar cristales columnares, los cuales

se consideran indeseables en las capas subterráneas por su responsabilidad en la fisuración del acero durante el proceso de laminación [101], además que un aumento en la profundidad de las marcas de oscilación reduce la transferencia de calor en el molde [7].

Para minimizar las marcas de oscilación, se recomienda que el tiempo de desmolde negativo debería estar entre 0,08 s y 0,15 s [4, 86] y, según [83] el tiempo de desmolde negativo, debe tener valores típicos de 0,2 s – 0,3 s para evitar que la costra de acero se pegue del molde. En [100] se muestran detalles de los mecanismos para la formación de marcas de oscilación, así como otra característica importante asociada a la oscilación, conocida como “gancho”, que es una característica en la microestructura sub-superficial que a menudo acompaña a una marca de oscilación, donde su severidad aumenta con la disminución del contenido de carbono, lenta oscilación y menor velocidad de colada.

Aunque la oscilación del molde es normalmente periódica en el tiempo, esto no significa en general que las marcas que se forman sean idénticas y estén espaciadas periódicamente [70]; en la práctica se ha observado que no son idénticas [95]. En [98] se ha experimentado el modo de oscilación no sinusoidal del molde para determinar su efecto sobre la infiltración de escoria de lubricación y el crecimiento inicial de la costra solidificada de acero cerca del menisco. La investigación [98] consideró un nuevo parámetro de oscilación llamado relación de modificación (α), que se refiere al grado de asimetría de la oscilación no senoidal. Los resultados se muestran en la Figura 2.9, y en ella se observa que los vectores de la escoria líquida se infiltran entre el molde y la costra de acero solidificada formando un canal. Durante el descenso del molde, el flujo de escoria entra fuertemente al canal con una distribución de velocidad uniforme (casos a, b, c). Cuando el molde está a la mitad de la carrera (en el centro del cuadro gris (t_N) de la curva roja mostrada en la Figura 2.8), un gran volumen de escoria líquida se expulsa del canal para regresar a la superficie (casos d, e, f), haciéndose más fuerte a elevados valores de α . Este fenómeno es causado por el borde de la costra de acero sólida que desciende conjuntamente con el molde de cobre, imponiéndose una fuerte presión sobre la escoria líquida. Sobre la forma de la punta de la costra solidificada, en [67] se explicó que se puede conducir calor en la dirección Z, haciendo que crezca hacia arriba de forma parabólica, semicirculares o más planas, y que, para hacer un análisis preciso sobre este mecanismo, debería determinarse el perfil de temperatura en la superficie y la variación del grosor de la costra.

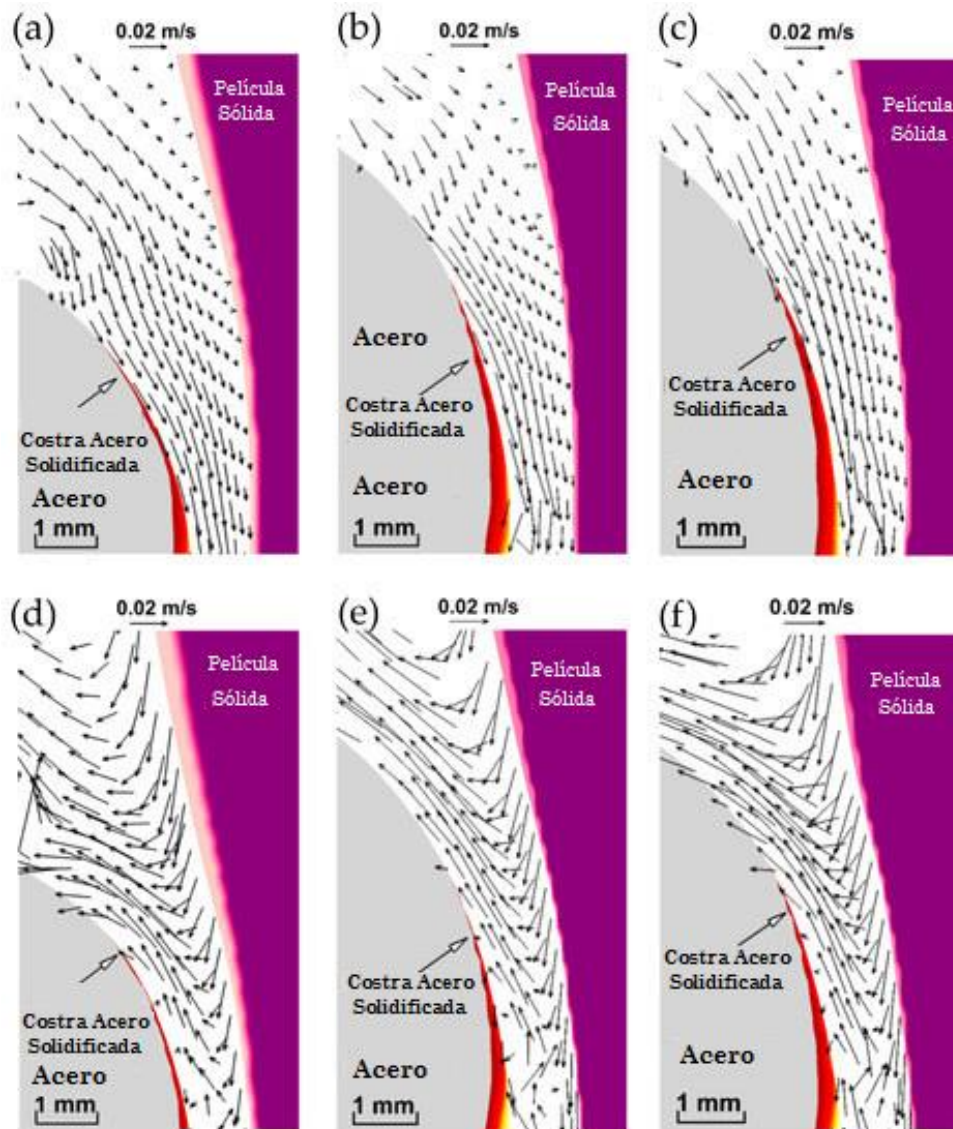


Figura 2.9 Infiltración de escoria en el menisco en diferentes momentos para una oscilación no senoidal: (a) t_1 , $\alpha = 0,2$, (b) t_1 , $\alpha = 0,5$, (c) t_1 , $\alpha = 0,8$, (d) t_2 , $\alpha = 0,2$, (e) t_2 , $\alpha = 0,5$, y (f) t_2 , $\alpha = 0,8$ [98].

2.2.9 Segregación y campos electromagnéticos en el molde

La segregación y agitadores magnéticos no son considerados en el modelo numérico que se estudia en esta investigación, sin embargo, serán brevemente tratados por la estrecha relación que tienen con la termofluidodinámica del molde. La segregación se presenta en el acero porque la difusión no es capaz (durante el tiempo que dura la solidificación) de homogeneizar el sólido que

se va formando en el proceso de colada, creando una heterogeneidad de tipo químico, donde resultan algunas zonas más ricas en soluto que otras [48, 29]. Durante el cambio de fase, el primer metal que tiende a solidificar tendrá el contenido más bajo de soluto, y la concentración de soluto aumentará en la fase sólida con el progreso de la solidificación [29, 103, 104], produciéndose un material con propiedades físicas y mecánicas no uniformes. El control de la segregación tiene que ver con las altas velocidades de solidificación y la evolución de la microestructura [4]. De las muchas causas de segregación en la colada continua, se mencionan la alimentación de la contracción por solidificación, los gradientes térmicos y solubles en el líquido, la fuerza impulsada por la flotabilidad, la velocidad de colada y el movimiento de granos equiaxiales debido a la nucleación heterogénea, entre otras. Se conocen dos tipos de segregación encontradas en las estructuras: la microsegregación y la macrosegregación [105, 106].

Se habla de macrosegregación cuando en el proceso de solidificación del acero, el elemento soluto se rechaza de la dendrita sólida y se enriquece en la fase líquida (siendo el soluto el menos soluble en la fase sólida [30]), y con el efecto del flujo de fluidos, el soluto rechazado es arrastrado y transportado a larga distancia [103, 105]. Este tipo de segregación constituye serios problemas debido a la gran longitud de difusión requerida [105] y se presenta en forma longitudinal en la losa [63]. La mayor parte de la macrosegregación es causada por el mecanismo del flujo de líquido a través de los espacios interdendríticos en la zona líquido-sólida, y las causas de este flujo incluyen la contracción por solidificación, la convección inducida por la gravedad y el movimiento de sólidos (por ejemplo, "abultamiento") [107].

Por su parte, la microsegregación está íntimamente relacionada con la forma y crecimiento de las dendritas, además de la naturaleza de las fases de solidificación y las reacciones de precipitación, las temperaturas y velocidades de enfriamiento [30, 63]. Este tipo de segregación no constituye mayores problemas para la calidad cuando los efectos pueden ser removidos en posteriores trabajos como la homogenización [105], y se presenta de tipo lateral [63]; sin embargo, en la colada continua no hay tiempo para esos procesos. Para mejorar la segregación, es necesario controlar la temperatura de colada en la cuchara/artesa, la velocidad de colada y el flujo de calor en el contorno de la losa. Cuando la velocidad de enfriamiento es elevada el rechazo de soluto se incrementa de la fase sólida hacia la fase líquida [63]. Si los aceros son altamente aleados, experimentan mayor segregación [75]. En aceros con alto

contenido de carbono, la segregación se crea en la línea central de palanquilla, influenciada por el sobrecalentamiento y la velocidad de colada, teniendo su origen en la zona del molde por esfuerzos térmicos, porque la pieza experimenta diferentes velocidades de enfriamiento entre su interior y el exterior [92]. En [74] se hace una descripción de los diferentes tipos de zonas de segregación que pueden presentarse en una losa de acero.

A medida que el metal se solidifica, a nivel micro, los elementos de la aleación en la zona pastosa se rechazan desde las dendritas sólidas en crecimiento hacia el líquido interdendrítico vecino [77, 30]. Este líquido se enriquece cada vez más con elementos de aleación a medida que avanza la solidificación, de manera que la segregación da como resultado una distribución de soluto no uniforme entre los brazos de dendrita [48, 63]. Al reducir el tamaño de la sección de la losa, más fina será la escala de la estructura dendrítica y la segregación asociada; por lo tanto, en este sentido, la colada continua de secciones más pequeñas es beneficiosa [104]. Una forma de mejorar la segregación es aplicando agitación magnética en forma estratégica en el molde y en el enfriamiento secundario [75]; no obstante, recientemente se ha puesto en marcha un método innovador, que consiste en la alimentación de barras consumibles de acero en el molde, para aliviar la segregación y la porosidad central de la placa. A través del cambio de fase de la barra, el sobrecalentamiento en la zona central disminuye, promoviendo la formación de granos equiaxiales que dificultan el crecimiento de la estructura dendrítica columnar [103, 108].

Los agitadores magnéticos en el molde producen movimientos de giro en la fracción del metal líquido, generando desplazamientos desde el centro de la pieza hacia la interfase de solidificación. Este efecto aumenta la transferencia de calor y tiende a eliminar el sobrecalentamiento [63, 95, 109]. También ayuda a homogeneizar la composición química del líquido [75], impulsando al metal a ocupar espacios interdendríticos, minimizando los problemas derivados del microrrechupe y la macrosegregación [20, 63]. Además, favorece el crecimiento uniformemente la costra solidificada, y contribuye en reducir la segregación de la línea central y la porosidad [90, 103, 109, 110]. Aunado a esto, provoca el afinado de grano mediante la destrucción de la estructura dendrítica en la fase inicial [1, 109], aumenta la proporción de granos equiaxiales en la zona central del producto colado [60, 90], homogeniza la temperatura del menisco, estabiliza la solidificación inicial y limpia la capa superficial, produciendo grandes

beneficios en la calidad externa e interna del acero colado bajo cualquier condición operacional [75, 109].

En [111] observaron que, sin aplicar agitación electromagnética en el molde, el acero fundido presenta velocidad radial en la sección transversal horizontal, desde el centro hacia el exterior, y con la aplicación de agitadores electromagnética, el fundido fluye en remolino en la transversal horizontal. Encontraron que el acero líquido se expande cuando aumenta la intensidad de corriente, debido a que aumenta la fuerza electromagnética tangencial y radial sobre el acero. También determinaron que al aumentar la intensidad de la corriente de 0 A hasta 300 A, la relación central de cristal equiaxial del lingote aumento un 10 %, este efecto es bueno para el refinamiento de la estructura solidificada y para la segregación central.

En [30] desarrollaron un modelo matemático multifísico en 3D con agitación magnética: los resultados mostraron que con la aplicación de 200 A se forman dos remolinos horizontales, que hacen que la zona de recirculación superior se alargue en la dirección de colada y se promueva una segunda zona de recirculación a la salida del molde. También observaron cómo la zona de alta temperatura del acero se desplaza hacia la parte superior del molde debido al efecto de agitación electromagnética que inhibe el impacto de la corriente de inyección con la alta temperatura de la BES. Hubo un aumento en el gradiente de temperatura en el frente de solidificación, lo cual es beneficioso para la extracción de calor a través del molde refrigerado, y en la zona alta del molde, al igual que a la salida, la temperatura tuvo una disminución, por lo que se presume que el molde refrigerado extrajo más calor del fundido.

A pesar de que la agitación magnética mejora la calidad del producto colado, esto genera altos costos en equipos y en electricidad, y, por consiguiente, incrementa el valor del producto de acero [27]. En las últimas décadas el uso de agitación y frenado de forma combinada es tendencia en el desarrollo de tecnología de control del flujo de acero en el molde de colada continua [75, 112].

2.3 OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS EN EL MOLDE DE COLADA CONTINUA

CONCAST DATA SHEETS [113], basado en literaturas y datos de la industria, describió que los defectos en un proceso de colada continua de acero se deben en un 16 % a prácticas de fundición defectuosas, el 29 % a las malas condiciones de la máquina, el 38 % al mal ajuste en los valores

de los parámetros del proceso, y el 17 % a la composición química del acero. Estos resultados demuestran que para obtener productos de acero con buena calidad, traducido en mínimos defectos, es necesario conseguir una solución en el ajuste de los parámetros del PCC. Determinar dicha solución, o al menos una lo suficientemente buena, se conoce como optimización. En las últimas décadas, se han desarrollado múltiples técnicas de optimización, las cuales han hecho uso de la informática, y una clasificación muy simple de estas técnicas se muestra en la figura 2.10 [114].

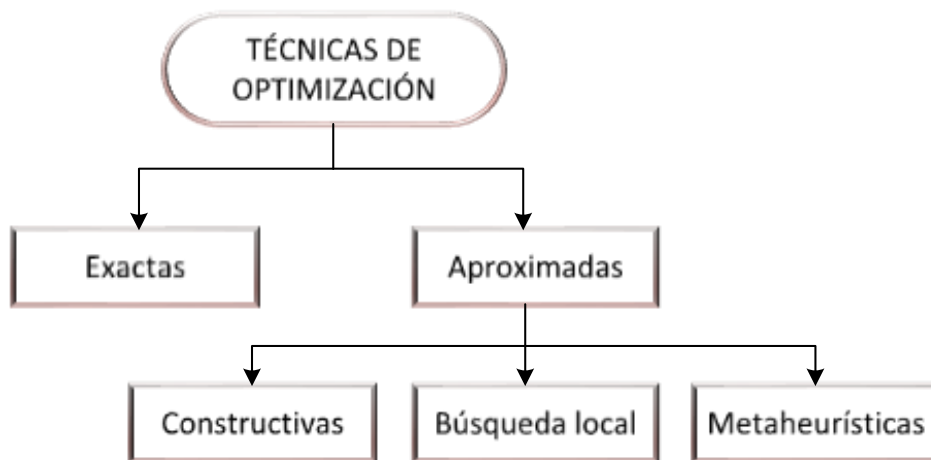


Figura 2.10 Clasificación de las técnicas de optimización [114].

Las técnicas exactas garantizan encontrar la solución óptima para cualquier instancia de cualquier problema en un tiempo acotado, pero el inconveniente de estos métodos es que el tiempo necesario para llevarlos a cabo, aunque acotado, crece exponencialmente con el tamaño del problema. Para resolver este inconveniente, los algoritmos aproximados son una buena alternativa, debido a que sacrifican la garantía de encontrar el óptimo a cambio de encontrar una buena solución en un tiempo razonable [114]. Dentro de los algoritmos no exactos se encuentra las metaheurística. La palabra *heurística* procede de un término griego que significa hallar o inventar, en tanto la palabra *meta* también procede de un término griego que significa metodología de nivel superior [115]. Las metaheurística proveen una solución aceptable en relación al tiempo para solucionar un problema difícil y complejo en la ciencia y la ingeniería [116]. Hay diferentes formas de clasificarlas y describirlas, en este trabajo se considera la clasificación que divide a las metaheurística basadas en trayectoria y basadas en población; y en

este se encuentran los Algoritmos Basados en Cúmulos de Partículas o *Particle Swarm Optimization (PSO)*.

2.3.1 Optimización por Enjambre de Partículas (PSO)

La Optimización por enjambre de partículas fue introducida por Kennedy y Eberhart en 1995 [117], quienes desarrollaron métodos simples que permiten optimizar eficientemente funciones matemáticas no lineales [117, 118]. La técnica *PSO* ha demostrado ser novedosa, resolviendo de manera efectiva y eficiente un gran conjunto de problemas de optimización de alta complejidad. La *PSO* pertenece a la familia de los algoritmos Bioinspirados [119], donde también están incluidos los Algoritmos Evolutivos [120], Colonias de Hormigas [121] y optimización basado en enseñanza-aprendizaje [122 - 124]). El *PSO* es inspirado en el comportamiento social del vuelo de las bandadas de aves o el movimiento de los bancos de peces que simula en base a la siguiente declaración [125]:

"Ningún pájaro sabe dónde está la comida; pero cada uno sabe a qué distancia se encuentra de la comida y también la distancia de sus compañeros a la comida. Entonces los pájaros se mueven hacia el más cercano a la comida durante un tiempo. Luego, cada pájaro vuelve a examinar su distancia a la comida y también la de sus compañeros, y así se mueven hacia el pájaro más cercano a la comida. El examen y el movimiento se repiten en varias iteraciones hasta encontrar la comida"

En este sentido, el *PSO* se fundamenta en los factores que influyen en la toma de decisión de un agente que forma parte de un conjunto de agentes similares. La toma de decisión por parte de cada agente se realiza conforme a una componente social y una componente individual, mediante las que se determina el movimiento (dirección) de este agente para alcanzar una nueva posición en el espacio de soluciones [117, 118]. La componente individual puede modificar su opinión dependiendo de: su conocimiento sobre el entorno (su valor de fitness), su conocimiento histórico o experiencias anteriores (su memoria o conocimiento cognitivo), y el conocimiento histórico o experiencias anteriores de los individuos situados en su vecindario (su conocimiento social).

En [44] destacaron que los parámetros del molde deben optimizarse, numérica o experimentalmente, para alcanzar las mejores condiciones de funcionamiento, razón por la que en

el presente trabajo se realiza una optimización numérica. Para el momento en que se plantea el siguiente proyecto, no se encontraron antecedentes sobre la aplicación del *PSO* en la zona del molde de un proceso de colada continua para la optimización de parámetros que inciden en el comportamiento termofluidodinámico. A pesar de esto, en el siguiente estudio se ha considerado el uso de la técnica *PSO*, por el destacado desempeño en otras aplicaciones [84, 126 - 129].

2.4 DINÁMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (*CFD*)

La resolución numérica de flujos recibe el nombre de Dinámica de Fluidos Computacional (*CFD*, por sus siglas en ingles). La *CFD* combina diferentes disciplinas en una sola debido a la complejidad de los problemas. Estas disciplinas son: *las matemáticas*, que son la herramienta para resolver las ecuaciones que se apliquen; *la mecánica de fluidos*, que es aquella que estudia el comportamiento y propiedades de los fluidos, además de definir las ecuaciones que describen todos los procesos relacionados con los mismos; y por último, *la informática*, que es la herramienta que permite integrar las dos disciplinas anteriores y aplicarlas simultáneamente para llegar a una solución numérica, es decir, lo que coloquialmente se llamaría “resolver un problema de fluidos con el ordenador”.

Tradicionalmente la termofluidodinámica del molde se ha abordado por métodos analíticos, sin embargo, a pesar de ser elegantes requieren de una serie de consideraciones que generalmente originan simplificaciones considerables lo que lleva a resultados irreales, también ha utilizado el método de prueba y error, pero este tipo de procedimiento requiere invertir en largos periodos de trabajo experimental y traen como consecuencia pérdidas de tiempo y dinero [35]. Por estas razones, se opta el uso de la dinámica de fluidos computacional para resolver la termofluidodinámica del molde porque ha resultado ser muy confiable y versátil con el creciente avance de ordenadores en las últimas décadas [52 - 54].

La base fundamental de casi todos los problemas de *CFD* son las ecuaciones de *Navier-Stokes*. Estas ecuaciones se componen de tres ecuaciones dependientes del tiempo, la ecuación de la conservación de masa, tres ecuaciones de conservación de movimiento y una ecuación de conservación de la energía. Estas ecuaciones tienen cuatro variables independientes que son las coordenadas espaciales x , y , z y una en el dominio del tiempo t . También hay seis variables dependientes que son la presión, la densidad, la temperatura y las tres componentes del vector de

velocidad, todas estas variables dependientes son funciones de las cuatro variables independientes. Se observa de igual manera la aparición del número de *Reynolds* que expresa un parámetro del tipo de flujo (laminar o turbulento), el flujo de calor, el tensor de Reynolds y el número de Prandtl que es una proporcionalidad entre la difusividad de momento (viscosidad) y la difusividad térmica [1, 115, 130].

2.4.1 Ley de conservación de la masa

La ley de conservación de la masa también llamada ley de *Lomonósov-Lavoisier* dice que, un sistema cerrado contiene siempre la misma cantidad de materia, es decir su masa se mantiene constante, esto asegura la conservación de la masa. Esta ley aplicada a un fluido se puede definir enunciando que en un conducto continuo con secciones A_1 y A_2 el fluido que pasa a través de estas es el mismo, es decir la masa que entra es igual a la masa que sale de conducto. La ecuación de continuidad que es la que expresa la ley de la conservación de masa en su forma diferencial es [24, 93, 131]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (2.11)$$

$$\vec{u} = u_x \vec{i} + u_y \vec{j} + u_z \vec{k} \quad (2.12)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial t} = 0 \quad (2.13)$$

donde, ρ es la densidad, t el tiempo y \vec{u} la velocidad del fluido.

2.4.2 Ley de conservación de la cantidad de movimiento

La ley de conservación de la cantidad de movimiento establece que la cantidad de movimiento total de un sistema cerrado, es decir, un sistema que no se encuentra afectado por fuerzas externas y cuyas fuerzas internas no son disipativas, no puede ser cambiada y permanecerá constante en el tiempo. La ecuación que expresa la ley de conservación de la cantidad de movimiento y las

ecuaciones que expresan la conservación de momento en su forma diferencial son [93, 131 - 133]:

Cantidad de movimiento.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}(\rho v) + \nabla \cdot (\rho v \otimes v) = \rho f + \nabla \cdot \tau \quad (2.14)$$

Conservación de momento en X:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u^2)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{Re_f} \left[\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right] \quad (2.15)$$

Conservación de momento en Y:

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v^2)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{1}{Re_f} \left[\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right] \quad (2.16)$$

Conservación de momento en Z:

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w^2)}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{Re_f} \left[\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right] \quad (2.17)$$

donde, f es la densidad de fuerza sobre el cuerpo, v la velocidad del fluido, τ el tensor de Reynolds, y Re_f el número de Reynolds.

2.4.3 Ley de conservación de energía.

La ley de conservación de energía enuncia que la cantidad de energía en un sistema físico aislado cualquiera permanecerá invariable en el tiempo, dicha energía puede transformarse en otro tipo de energía. Por tanto, esta ley nos dice que la energía no se crea ni se destruye, solamente se transforma. La ecuación que expresa la ley de conservación de energía en su forma diferencial es [93, 131 - 133]:

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(e + \frac{v^2}{2} \right) = -\nabla \cdot (\rho u) + \nabla \cdot (\tau' \cdot u) + \rho f \cdot u + \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (2.18)$$

siendo k el coeficiente de conductividad térmica del fluido, ν la viscosidad dinámica del fluido, e la energía interna, y u la velocidad del fluido.

2.4.4 Metodología de funcionamiento de la CFD

Para la simulación de problemas en cualquiera de los diferentes tipos de software de CFD se debe cumplir con un ciclo determinado, la figura 2.11, muestra la metodología de funcionamiento de este software y se detalla a continuación [134]:

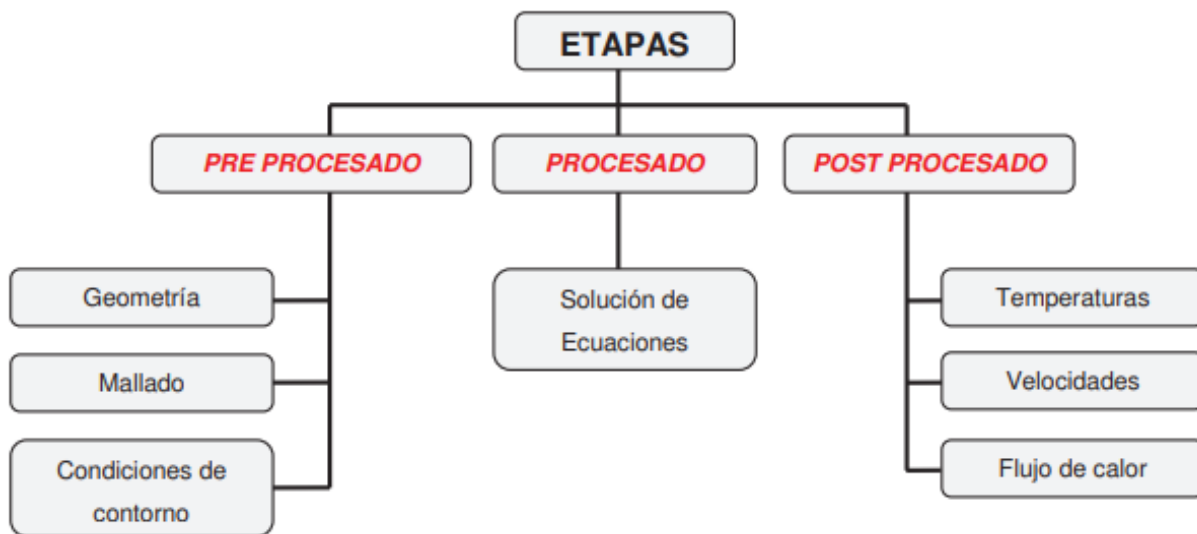


Figura 2.11 Metodología de funcionamiento software CFD [134].

- *Pre procesado.* Se define la geometría del problema y sus límites físicos, el volumen ocupado por el fluido y por los sólidos se divide para crear el mallado, se definen las condiciones de contorno, por ejemplo, las ecuaciones de movimiento, parámetros de convección, tipo de materiales entre otros.
- *Procesado.* Se inicia la simulación, el software resuelve las ecuaciones de forma iterativa hasta llegar a una convergencia de la solución.
- *Post procesado.* Los resultados se pueden visualizar y analizar utilizando una interfaz la cual en algunos casos permite ver los mismos a manera de movimientos con diferentes tonalidades. Una parte importante de este paso es la representación gráfica de las variables

que gobiernan el flujo, para tener una visión rápida y de fácil comprensión de los resultados obtenidos.

2.4.5 ANSYS Fluent

ANalysis SYStem, conocida como *ANSYS* fue fundada en el año 1970 por el Dr. John Swanson, quien trabajó en los laboratorios nucleares de Westinghouse en Pittsburgh, desarrollando códigos computacionales para intentar predecir las curvas de los esfuerzos en el rotor de dicho reactor en 1963. Posteriormente dejó su trabajo en los laboratorios nucleares para continuar con el desarrollo de su código, siendo Westinghouse el primer cliente en usar *ANSYS* como programa de análisis en el diseño. Desde el 2003 comienza con la adquisición de importantes software como *CFX*, y es en ese momento cuando inicia su aventura con un software *CFD*, dichas siglas hacen referencia a la mecánica de fluidos computacional (en inglés, *Computational Fluid Dynamics*). En el año 2006 fue cuando firmó un acuerdo para adquirir *FLUENT* por la suma de 630 millones de dólares [131, 135, 136].

En este trabajo se hace uso del software *ANSYS* y su módulo *CFD Fluent*. El módulo *Fluent* de *ANSYS*, aquí es utilizado para el modelado de movimiento de fluidos y transferencia de calor. El software proporciona flexibilidad de realización del mallado, incluyendo la capacidad de resolver problemas de flujo usando mallas no estructuradas que se pueden generar sobre geometrías complejas con relativa facilidad. Soporta diferentes tipos de malla tetraédrica, hexaédrica, piramidal, de cuña, poliédrica, y mezclado híbrido de mallas para 3D. En la interfaz de modo de solución se establecen las condiciones de contorno, se define las propiedades del fluido, la manera de ejecución de la solución, el refinamiento de la malla, post-procesamiento y visualización de los resultados. *Fluent* en este trabajo resuelve diferentes tipos de problemas como flujos de estado transitorio, flujos con características viscosas, flujo turbulento, flujos con fluidos newtonianos, transferencia de calor por conducción, convección y radiación, transferencia de calor conjugada (sólido/fluido), aplicaciones de fusión/solidificación utilizando el modelo de cambio de fase [10, 52, 136, 137]

2.4.6 Metodología de simulación numérica en *Fluent*

Fluent utiliza esquemas y algoritmos para discretizar, linealizar y resolver el sistema de ecuaciones diferenciales anteriormente descrito. *Fluent* permite escoger entre dos tipos de métodos numéricos para resolver las ecuaciones obtenidas tras aplicar el método de los volúmenes finitos sobre las ecuaciones que gobiernan el movimiento. Estos son: *solver segregado* y *solver acoplado*. En ambos la técnica de los volúmenes de control usada consiste en:

- Dividir el dominio computacional en volúmenes de control discretos según la malla empleada.
- Integrar las ecuaciones de gobierno sobre los volúmenes de control individuales para construir un sistema de ecuaciones algebraicas para las variables incógnita discretizada (velocidad, presión, temperatura, etc.).
- Linealizar las ecuaciones discretizada y resolver el sistema de ecuaciones linealizado resultante para obtener los valores de las variables incógnitas del problema.

Los dos métodos numéricos emplean un proceso de discretización similar (volúmenes finitos), pero la aproximación empleada para linealizar y resolver las ecuaciones discretizada es diferente. La principal diferencia entre estos dos métodos, es que el *solver segregado*, para una iteración, primero resuelve la ecuación de momento y posterior la ecuación de energía, mientras que el *solver acoplado* resuelve ambas ecuaciones simultáneamente.

ESTIMACIÓN DE PARÁMETROS EN LA ZONA DEL MOLDE

En el Capítulo 2 se mostró el marco referencial que sustenta los tópicos relacionados a los objetivos del proyecto, haciendo énfasis en el proceso de colada continua de acero, los fenómenos termofluidodinámico que intervienen en el proceso del molde, la optimización de parámetros en la zona del molde de colada y el uso de la dinámica de fluidos computacional. En el Capítulo 3, se desarrolla la metodología para determinar los valores adecuados de algunos parámetros asociados a: el fundido de acero, el molde de colada, el polvo colador y la oscilación del molde. La finalidad de la optimización, es que los parámetros que intervienen en la zona del molde se ajusten a una colada con la mínima aparición de defectos en el acero. Para cumplir con la optimización se desarrolló un algoritmo heurístico para el ajuste del rango de los parámetros y un algoritmo basado en el método de enjambre de partículas (*PSO*) con múltiples objetivos y restricciones, para determinar el mejor valor en cada uno de los parámetros.

3.1 EFECTO DE LOS ELEMENTOS ALEANTES EN EL ACERO 20CrMnTi

El acero 20CrMnTi es un material de bajo carbono con múltiples componentes, cuya composición química se describe en la tabla 3.1. Este tipo de acero se obtiene mediante el proceso de colada continua en forma de productos largos, tales como barras, perfiles, alambres, etc., que luego sirven de materia prima para la fabricación de diversas piezas de gran exigencia en equipos industriales, maquinarias, plantas de procesos y la industria automotriz, donde además, la calidad es un requerimiento *sine qua non* para evitar las fallas del material [4, 51].

Tabla 0.1 Composición química del acero 20CrMnTi [30].

Elementos	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Cu
Masa (%)	0,19	0,89	0,24	0,016	0,001	0,01	1,08	0,01

Una de las características de importancia en los PCC es conocer si los aceros aleados experimentan reacción peritética, debido, a que esto dificulta la fundición, produciendo solidificación irregular. Durante la transformación de fase peritética se produce contracción volumétrica, que hace que se cree un espacio de aire entre la costra de acero y el molde, lo cual

disminuye el flujo de calor. Esto conduce en la costra solidificada, regiones delgadas y calientes de forma discontinuas (crecimiento desigual de la costra) que se traducen en depresiones superficiales, marcas de oscilación profundas, grietas y rupturas [51]. Razón, por lo que el conocimiento del tipo de acero es fundamental para el ajuste de los parámetros del molde.

Una forma de saber si el acero 20CrMnTi entra en el rango peritético, es analizando la composición química. Los múltiples componentes que están aleados en el acero modifican en el diagrama binario Fe – C las líneas de las temperaturas de liquidus y solidus en la región peritética, así como el contenido efectivo de carbono que tiende a moverse hacia la izquierda (menor contenido de carbono) llamados formadores de austenita o hacia la derecha (mayor contenido de carbono) llamado formadores de ferrita [138, 139]. Dependiendo del contenido de los elementos en la aleación, puede conocerse si estos tendrán la capacidad para estabilizar la austenita y la ferrita, respectivamente, por ejemplo, los estabilizadores de ferrita (o formadores de ferrita) más comunes para aceros microaleados son P, Nb, Mo y Al; mientras que los elementos estabilizadores de austenita (o formadores de austenita) son Mn, Ni, Cu y N [140]. Debido a estos comportamientos, la composición química del acero debe considerarse como un parámetro en el proceso de colada continua, al igual que el polvo colador, la tasa de enfriamiento, la velocidad de colada, entre otros.

Han surgido experimentos y ecuaciones empíricas para determinar si un acero aleado muestra un comportamiento peritético, y entre estos se encuentran el rango equivalente de carbono (C_p). Dentro del método de rango equivalente de carbono, los modelos de “*Wolf*” y “*Howe*” permiten estimar el equivalente de carbono de una aleación para saber si el acero entra en el rango peritético ($0,09 < C_p < 0,17$) [51, 141, 142]. De la expresión 3.1 de “*Wolf*” se deduce que el acero 20CrMnTi muestra el siguiente comportamiento,

$$C_p = \%C + 0,02(\%Mn) + 0,04(\%Ni) - 0,1(\%Si) - 0,04(\%Cr) - 0,1(\%Mo) = 0,14 \quad (3.1)$$

y con el modelo de “*Howe*” usando la ecuación 3.2 se tiene que,

$$C_p = \%C + 0,04(\%Mn) + 0,1(\%Ni) + 0,7(\%N) - 0,14(\%Si) - 0,04(\%Cr) - 0,1(\%Mo) - 0,24(\%Ti) = 0,15 \quad (3.2)$$

Como puede verse en 3.1 y 3.2, el acero 20CrMnTi mostró un comportamiento peritético con ambos métodos. Ahora, un procedimiento importante que debe evaluarse posterior al método de rango equivalente de carbono, es el potencial ferrítico (PF).

El método PF permite determinar el grado del comportamiento peritético de la aleación de acero. Utilizando el concepto de PF, los aceros se pueden clasificar en grados sensibles a la depresión ($0,85 < PF < 1,05$) o sensibles a la adherencia ($PF < 0,85$ ó $PF > 1,05$) [51, 137, 141, 142]. Los aceros peritético que son sensibles a la depresión, experimentan durante la solidificación mayor contracción, además tienden a sufrir marcas de oscilación profundas y un crecimiento desigual de la capa, lo que lleva a grietas superficiales y otros defectos, mientras que los aceros no peritético son más sensibles a adherirse a las paredes del molde, lo que conduce a un mayor riesgo de ruptura [51, 137, 143]. Aplicando el método PF al acero 20CrMnTi se obtiene,

$$PF = 2,5(0,5 - C_p) = 0,90 \quad (3.3)$$

Con los resultados reportados por 3.1, 3.2 y 3.3 se determina que el acero (20CrMnTi) tratado en esta investigación muestra un comportamiento peritético de grado sensible a depresiones y grietas, de manera que los criterios matemáticos que se seleccionarán en el proceso de optimización tendrán que considerar este tipo de grado de acero.

3.2 SELECCIÓN DE LOS CRITERIOS QUE RELACIONAN LOS PARÁMETROS EN LA ZONA DEL MOLDE

Este trabajo centró su estudio en los defectos superficiales para palanquillas de acero 20CrMnTi de grado sensible a depresiones y grietas. Estos tipos de defectos deben disminuirse como sea posible, y para lograrlo se deben controlar los parámetros asociados a la transferencia de calor, la lubricación y oscilaciones en el molde, así como el flujo de fluidos, entre otros.

Los trabajos [32, 56, 57] muestran criterios matemáticos de calidad que involucran ciertos parámetros del molde para una colada donde la probabilidad de aparición de defectos en el acero puede variar. Los modelos presentados en [32, 56, 57] fueron revisados en [35], donde a su vez, desarrollaron un algoritmo de optimización de enseñanza y aprendizaje (*TLBO*), para ajustar algunos parámetros en el molde. También en [144] hicieron una revisión de criterios matemáticos

con la finalidad de identificar aquellos parámetros que tienen un mayor efecto sobre el consumo del polvo colador, debido a que este consumo afecta la solidificación de la costra de acero e influye en la aparición de defectos superficiales. Posterior a la revisión, se seleccionaron diez (10) criterios matemáticos de calidad, los cuales se describen de manera resumida a continuación.

3.2.1 Criterio 1: Relación adecuada entre la viscosidad del polvo colador y la velocidad de colada del acero

En los estudios [115, 145], se explicó que es posible conseguir óptimas condiciones en el molde que se traduzcan en una buena calidad superficial de los productos de acero, consiguiendo una buena relación entre la viscosidad del polvo colador y la velocidad de colada, para que las fuerzas de fricción sean mínimas y la transferencia de calor favorezca la formación de la costra de acero. De manera que la selección de un polvo colador con adecuada viscosidad para la zona del molde, es por tanto, de gran importancia. En [146, 148] estudiaron el efecto de la viscosidad del polvo colador en relación con la velocidad de colada del acero, y observaron que la fuerza de fricción, la fluctuación de la temperatura de la pared del molde, la aparición de orificios, la variación del espesor de la película del fundente, la fluctuación de la transferencia de calor, tienden a ser mínimas cuando el producto de la viscosidad y la velocidad de fundición se encuentran entre $1 \leq Q_1 \leq 3$. En este sentido, la condición que debe cumplirse durante la selección de la viscosidad del polvo colador, es la que se describe como [32, 115, 148]:

$$1 \leq \eta \cdot V_c \leq 3 \quad (3.4)$$

donde η es la viscosidad del polvo en poise (P) y V_c la velocidad de colada del acero en $m \cdot \min^{-1}$.

3.2.2 Criterio 2: Relación adecuada entre la temperatura de solidus y la viscosidad del polvo colador

La ruptura del fundente que solidifica en la pared del molde debe ser controlada, para evitar que la transferencia de calor horizontal y la lubricación entre la costra de acero y el molde sean afectadas. Esto además traería como consecuencia una mejora sustancial en la reducción de grietas, depresiones y rotura que aparecen en los productos colados. Por lo anterior, la

transferencia de calor en el molde depende, en gran medida, de la película de lubricante en el molde.

En los aceros sensibles al agrietamiento, es necesario que el calor se extraiga a una velocidad de colada relativamente menor, y en los aceros con tendencia a roturas se requiere que el calor se extraiga a una velocidad mayor en el molde. Estas necesidades se solucionan determinando la temperatura de solidificación más adecuada del polvo colador en el molde. En [115, 145] determinaron la relación entre la viscosidad y la temperatura de solidificación del polvo colador más convenientes para aceros sensibles a grietas y roturas. Estos hallazgos se presentan en las ecuaciones 3.5 y 3.6, y se consideran como un criterio limitante para seleccionar el polvo colador para aceros sensibles al agrietamiento y para aceros sensibles a roturas, respectivamente [115, 145].

$$1\ 125 \leq \frac{T_{sol}}{\eta^{0,0472}} \leq 1\ 175 \quad (3.5)$$

$$1\ 025 \leq \frac{T_{sol}}{\eta^{0,072}} \leq 1\ 075 \quad (3.6)$$

donde η es la viscosidad en poise (P) y T_{sol} es la temperatura de solidificación del fundente en °C. Con base a esta información, se estableció en el presente estudio, utilizar el modelo descrito en 3.5 por ser recomendado para aceros de grado sensible a grietas.

3.2.3 Criterio 3. Relación de parámetros para un consumo adecuado del polvo colador

En 3.4 se presentó una relación a cumplir en el molde entre la viscosidad del fundente y la velocidad de colada para obtener una buena calidad superficial en el acero, y en 3.5 se mostró el criterio que relaciona la temperatura de solidificación y la viscosidad del fundente, para favorecer la transferencia de calor en el molde. En [115, 149] determinaron que combinar la viscosidad y temperatura de solidificación del fundente con la velocidad de colada del acero, manteniendo la condición $\eta \cdot V_c = 2$, se conduce a un consumo constante de polvo colador (Q) de $0,3\ \text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$. Por lo anterior, en [149] se llegó a la conclusión que para garantizar una lubricación adecuada en el molde, el valor ideal del consumo de polvo colador debe ser $Q = 0,3\ \text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$, además el rango de consumo de polvo colador $0,15\ \text{kg}\cdot\text{m}^{-2} \leq Q_3 \leq 0,45\ \text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$ ofrece resultados satisfactorios.

Finalmente, el criterio que establecieron para determinar las propiedades del fundente para un consumo óptimo del polvo colador fue:

$$0,15 \leq 1,952 - 0,2461V_c - 0,044\eta - 0,00107T_{sol} \leq 0,45 \quad (3.7)$$

Luego Venkata et al. (2004) determinaron que la expresión 3.7 tiene un error en el término constante, sustituyéndose de 1,952 a 1,801, para quedar representado de la siguiente manera:

$$0,15 \leq 1,801 - 0,2461V_c - 0,044\eta - 0,00107T_{sol} \leq 0,45 \quad (3.8)$$

3.2.4 Criterio 4. Relación de parámetros de oscilación del molde para un consumo adecuado del polvo colador

El consumo de polvo colador (Q), tiene relación con los parámetros de oscilación del molde (carrera y frecuencia), de manera que los valores de estos parámetros deben ajustarse de manera que conduzcan a un consumo óptimo de polvo $0,15 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2} \leq Q_4 \leq 0,45 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$ [149, 150]. En [151] se estudio el efecto que tienen los parámetros de oscilación del molde con el consumo de polvo colador, y determinó que el consumo de polvo en el molde depende de la frecuencia de oscilación, la velocidad de colada y la viscosidad del polvo. Posteriormente en [152] se mostraron expresiones matemáticas donde relacionó el consumo de polvo en el molde con la frecuencia de oscilación, la velocidad de colada, la viscosidad del polvo, la carrera de oscilación del molde y el contenido de carbono en el acero. En este último estudio, los autores propusieron expresiones matemáticas para los grados de aceros sensibles a las grietas y sensibles a la adherencia como se especifican en 3.9 y 3.10 respectivamente.

$$0,15 \leq 0,74(2/s)^{0,3}(60/f)[\eta(V_c)^2]^{-0,5} + 0,17 \leq 0,45 \quad (3.9)$$

$$0,15 \leq 0,70(2/s)^{0,3}(60/f)[\eta(V_c)^2]^{-0,5} + 0,22 \leq 0,45 \quad (3.10)$$

donde, s es la longitud de carrera en mm, f es la frecuencia en cpm, η es la viscosidad del fundente en poise y V_c la velocidad de colada del acero en $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$. La ecuación 3.9 se ha utilizado en este trabajo, como criterio para relacionar los parámetros descritos anteriormente con el consumo óptimo de polvo.

3.2.5 Criterio 5. Distancia máxima entre marcas de oscilación

Producto de la oscilación del molde en el proceso de colada continua, la palanquilla de acero adquiere marcas de oscilación que afectan la calidad de la superficial de la losa [81, 100]. En [153] se observó que mientras aumenta el tono de la marca de oscilación, también aumentaba la profundidad de la marca de oscilación. En [154] determinaron que hay un límite máximo, en la distancia, entre marcas de oscilación, y que este límite se consigue cuando la profundidad de la marca de oscilación alcanza los 400 μm . Además, los autores dieron a conocer que el límite máximo de la distancia entre las marcas de oscilación es de aproximadamente 25 mm, y está relacionada con la velocidad de colada y la frecuencia de oscilación del molde como se muestra en 3.11:

$$\text{distancia entre marcas oscilación} = V_c/f \quad (3.11)$$

donde, f es la frecuencia en cpm y V_c la velocidad de colada del acero en $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$.

3.2.6 Criterio 6. Profundidad máxima de las marcas de oscilación

En [155] estudiaron la relación que existe entre la profundidad de las marcas de oscilación con la aparición de grietas transversal en piezas de colada continuas, y determinaron que mientras la profundidad de las marcas de oscilación aumenta, el agrietamiento transversal que aparece durante la fundición se hace mayor. Los autores también observaron que con el aumento de la profundidad de la marca de oscilación, la deformación crítica para el agrietamiento disminuye rápidamente. Esto sustenta lo descrito en el criterio 5, donde se explicó que la profundidad máxima de la marca de oscilación no puede superar los 400 μm [154], debido a que aumenta la tendencia al agrietamiento transversal rápidamente. Por lo antes expuesto, la relación entre la profundidad de las marcas de oscilación con la carrera del molde (s) en cm y la frecuencia de oscilación (f) en ciclos por segundo se establece según 3.12:

$$\text{profundidad marcas oscilación} = 600(s/f)^{0,5} \quad (3.12)$$

3.2.7 Criterio 7. Relación adecuada entre la velocidad de colada y la velocidad del molde

En [156] se describe como se origina la formación de la costra solidificada de acero en la zona del menisco de un molde de colada continua. En el desarrollo explica, sobre lo débil que es la costra solidificada de acero en cuanto a resistencia durante su formación. Además hace referencia, en que los movimientos oscilatorios del molde ayudan al flujo de polvo lubricante a que se infiltren por las paredes del molde y fluya siempre en la dirección de la colada, para favorecer el crecimiento de la costra y reducir el esfuerzo cortante en la superficie de la losa de acero. En los resultados de [156] se aclara que para disminuir el esfuerzo cortante en la superficie de la losa, la velocidad del molde (V_m) tiene que ser mayor a la velocidad de colada (V_c). Posteriormente, en [157] se recomendó que la relación entre la velocidad del molde y la velocidad de colada debiera ser superior a 1,2 para garantizar una formación exitosa de la costra de acero y una adecuada lubricación entre el molde y la superficie de la costra de acero sólida, como se muestra en 3.13.

$$\frac{V_m}{V_c} > 1,2 \quad (3.13)$$

Sin embargo, debe tomarse en cuenta que un valor muy superior al recomendado por [157] conduciría a una alta fricción entre la costra y el molde de colada, lo cual no es deseable.

3.2.8 Criterio 8. Relación de parámetros dimensionales de la palanquilla para un consumo adecuado del polvo colador

El volumen (o piscina) de polvo colador que se forma en la parte superior del nivel del fundido de acero en el molde, tiene la función de evitar que la palanquilla se contamine con las partículas provenientes del proceso de colada, además de impedir que la costra solidificada de acero se adhiera al molde [20, 100, 132]. Para conseguir que se forme una adecuada piscina de polvo colador, es necesario considerar entre las propiedades del polvo el parámetro velocidad de fusión del polvo. Este parámetro influye en la alimentación continua del polvo lubricante, y depende de la relación superficie/volumen de la sección de la palanquilla [77, 100], es decir, el consumo de polvo colador es función de la relación área/volumen del molde. En el trabajo de [151] se estudió la lubricación del molde de colada, y se sugirió que la velocidad de fusión del polvo colador debe ir acorde a la velocidad de drenaje de la piscina del fundente líquido, destacando, que la tasa de

drenaje de la piscina tiene relación con el consumo del polvo colador, la densidad del fundente líquido, la velocidad de colada del acero y la relación superficie/volumen de la sección de la palanquilla [144]. De esta manera [151] reporto una relación que se especifica en 3.14.

$$R_p = \left(\frac{Q}{\rho}\right) V_c \left(\frac{\text{superficie}}{\text{volumen}}\right) \quad (3.14)$$

donde R_p es la velocidad de drenaje de la piscina en $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$, Q es el consumo del polvo colador en $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$, ρ es la densidad del fundente líquido en $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$, V_c es la velocidad de colada del acero en $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$, y la relación *superficie/volumen* del molde de palanquillas se obtiene mediante la expresión $2(w + t)/(w \cdot t)$, siendo w el ancho y t el espesor del molde.

Despejando en 3.14 el consumo de fundente adecuado para ofrecer resultados satisfactorios cumpliendo la condición $0,15 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2} \leq Q_8 \leq 0,45 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$, se tiene que;

$$0,15 \leq \left(\frac{R_p \cdot \rho}{V_c}\right) \left(\frac{\text{volumen}}{\text{area superficie}}\right) \leq 0,45 \quad (3.15)$$

3.2.9 Criterio 9: Relación de parámetros para un consumo adecuado del polvo colador

El estudio de [151] al que se hizo referencia en el criterio 8 sobre una lubricación estable en el molde de colada, también sugirió una ecuación que considera la oscilación del molde y los parámetros del polvo lubricante, entre otros, para determinar el consumo óptimo de polvo en el molde. La expresión matemática está representada por 3.16:

$$Q_9 = K \left(\frac{T_{surf}}{T_{sol}}\right) \left(\frac{L_m}{V_c}\right) \left(\frac{(\eta)^{0,5}(s)^{-0,25}(f)^{0,25}(V_c)^{0,25}}{7,7}\right) \quad (3.16)$$

donde, Q es el consumo adecuado de polvo en el molde en $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$, T_{surf} es la temperatura de la superficie de la costra en $^{\circ}\text{C}$, T_{sol} es la temperatura de solidificación del polvo lubricante en $^{\circ}\text{C}$, L_m es la longitud del molde en m, V_c es la velocidad de colada en $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$, η es la viscosidad en $\text{Pa}\cdot\text{s}$, f es la frecuencia en cpm, s es la longitud de la carrera del molde en m, y K es una constante ($K = 0,251$). Al igual que los modelos anteriores donde se trata el consumo adecuado de polvo colador en el molde, la restricción del consumo se establece como $0,15 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2} \leq Q_9 \leq 0,45 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$.

3.2.10 Criterio 10: Longitud mínima del molde de colada

El molde de la colada continua juega un papel importante en la extracción del flujo de calor y en la formación de la costra solidificada de acero [158]. Una manera de mantener el control de las características antes mencionadas es determinando la longitud adecuada del molde. Si el molde es muy largo, se conduciría a una mayor fricción en la interfaz molde – costra solidificada, que pudiera resultar en una lubricación inadecuada a lo largo de la longitud del molde. En este sentido, es necesario seleccionar una longitud adecuada del molde que superponga un límite de longitud mínima, ya que la palanquilla necesita pasar suficiente tiempo en el molde para que se logre un espesor de capa solidificada antes de llegar al enfriamiento secundario. En [159] han sugerido un criterio basado en datos industriales para la longitud mínima del molde, la cual se especifica en 3.17.

$$Lm_{min} > (\text{dimension cara ancha})^{0,3} \quad (3.17)$$

donde, Lm_{min} es la longitud mínima del molde en m, y *dimension cara ancha* es la cara más ancha de la palanquilla en m. En [35] hicieron una restricción para la expresión 3.17, que fue definida como $Q_{10} \geq 1$.

3.3 AJUSTE DEL RANGO DE LOS PARÁMETROS DE LA ZONA DEL MOLDE

En el apartado anterior se hizo una descripción de algunos criterios de calidad que serán utilizados en las siguientes secciones para optimizar los parámetros del molde de un proceso de colada continua de palanquillas de acero 20CrMnTi. Los criterios seleccionados relacionan el consumo de polvo colador, el flujo de acero y la oscilación del molde de colada, para la producción de acero donde la calidad superficial es el interés de la colada. En la tabla 3.2 se describen cada uno de estos criterios con las correspondientes restricciones a cumplir.

Los criterios de la tabla 3.2 se consideran aceptables dentro de las restricciones para las cuales fueron desarrolladas, aunados a esto, están constituidos por parámetros que también están restringidos dentro de un rango que deben cumplir a fin de garantizar una colada con la mínima de aparición de defectos en el acero. Las restricciones de los parámetros se muestran en la tabla

3.3, y provienen de acuerdo a información disponible en la literatura y hojas de datos de la industria [32, 57].

Tabla 0.2 Modelos que relacionan los parámetros en el molde [32, 35, 56, 57].

Criterios	Expresiones	Restricciones
Criterio 1	$Q_1 = \eta(V_c)$	$1 \leq Q_1 \leq 3$
Criterio 2	$Q_2 = \frac{T_{sol}}{\eta^{0,0472}}$	$1.125 \leq Q_2 \leq 1.175$
Criterio 3	$Q_3 = 1,801 - 0,2461V_c - 0,044\eta - 0,00107T_{sol}$	$0,15 \leq Q_3 \leq 0,45$
Criterio 4	$Q_4 = 0,74(2/s)^{0,3}(60/f)[\eta(V_c)^2]^{-0,5} + 0,17$	$0,15 \leq Q_4 \leq 0,45$
Criterio 5	$Q_5 = V_c/f$	$Q_5 \leq 25$
Criterio 6	$Q_6 = 600(s/f)^{0,5}$	$Q_6 \leq 400$
Criterio 7	$Q_7 = \frac{V_m}{V_c}$	$Q_7 > 1,2$
Criterio 8	$Q_8 = \left(\frac{R_p(\rho)}{V_c}\right) \left(\frac{\text{volumen}}{\text{area superficie}}\right)$	$0,15 \leq Q_8 \leq 0,45$
Criterio 9	$Q_9 = K \left(\frac{T_{surf}}{T_{sol}}\right) \left(\frac{L_m}{V_c}\right) \left(\frac{(\eta)^{0,5}(s)^{-0,25}(f)^{0,25}(V_c)^{0,25}}{7,7}\right)$	$0,15 \leq Q_9 \leq 0,45$
Criterio 10	$Q_{10} = \frac{Lm_{min}}{(\text{dimension cara ancha})^{0,3}}$	$Q_{10} \geq 1$

Tabla 0.3 Rangos de los parámetros del molde [32, 35, 56, 57].

Parámetros	Rango de valores
Viscosidad (P)	1 – 4
Frecuencia de oscilación (cpm)	100 – 200
Carrera del molde (mm)	5 – 15
Temperatura solidus del polvo (°C)	1 000 – 1 200
Velocidad de drenaje del polvo (mm•min ⁻¹)	1 – 4
Densidad del fundente líquido (kg•m ⁻³)	2 000 – 3 000
Longitud del molde (mm)	600 – 900

Es importante mencionar, que en los parámetros descritos de la tabla 3.3, no está definido el rango del parámetro más crítico del molde, es decir la velocidad de colada, y de acuerdo con

los fines del proceso de optimización en este trabajo, es necesario encontrar ese rango. Para esto, se diseña un procedimiento heurístico utilizando el software Fortran versión 90, con la finalidad de determinar cuál es el rango de la velocidad de colada, que satisfaga todas las restricciones de los criterios matemáticos de la tabla 3.2, para la producción de palanquillas de acero 20CrMnTi de sección transversal 160 mm x 160 mm.

En la figura 3.1 se muestra el diagrama del procedimiento heurístico, está basado en cálculos matemáticos y programación lógica, para determinar el rango de la velocidad de colada que se requiere para el proceso de optimización. Adicionalmente, la heurística en su operación, realiza un proceso de selección y descarte para determinar un ajuste más reducido en el rango de los parámetros de la tabla 3.3 cumpliendo con todas las restricciones de la tabla 3.2. En el anexo B.1 se presenta el código correspondiente a la heurística.

El procedimiento de operación del código heurístico consiste inicialmente en fijar una velocidad de colada muy alta (la cual fue $2 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) y un número de corridas para la ejecución del algoritmo (que para el estudio fue 10 000). En cada corrida, el algoritmo ejecuta el comando “random” para asignarle a cada uno de los parámetros del molde un valor aleatorio dentro de sus respectivos rangos. Posteriormente, realiza el cálculo matemático de cada uno de los parámetros (previando abarcar el rango de los parámetros durante la ejecución del algoritmo) y determina cuales son los valores de los criterios matemáticos de la tabla 3.2. Durante la ejecución, el algoritmo tiene la función de descartar aquellas corridas (llamada corrida no válida) donde no se llega a cumplir, todas a la vez, las restricciones de los criterios matemáticos de la tabla 3.2. Donde sí se cumplen todas las restricciones (corrida válida, CV) se le asigna la métrica uno (1) y a las corridas no válidas se le asignan una métrica de cero (0). El algoritmo almacena en tablas todas las informaciones sobre los parámetros y corridas. Al finalizar la ejecución del algoritmo, se muestra en pantalla la suma de los escenarios que cumplen con las restricciones establecidas y los rangos de los parámetros que mantienen esas restricciones. En este trabajo el procedimiento anterior se repitió, variando la velocidad de colada en forma decreciente, desde el valor de velocidad de colada $2 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ hasta $0,60 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, con la finalidad de conseguir a qué velocidades se obtienen corridas válidas (CV) y cuáles son los rangos de los parámetros asociados.

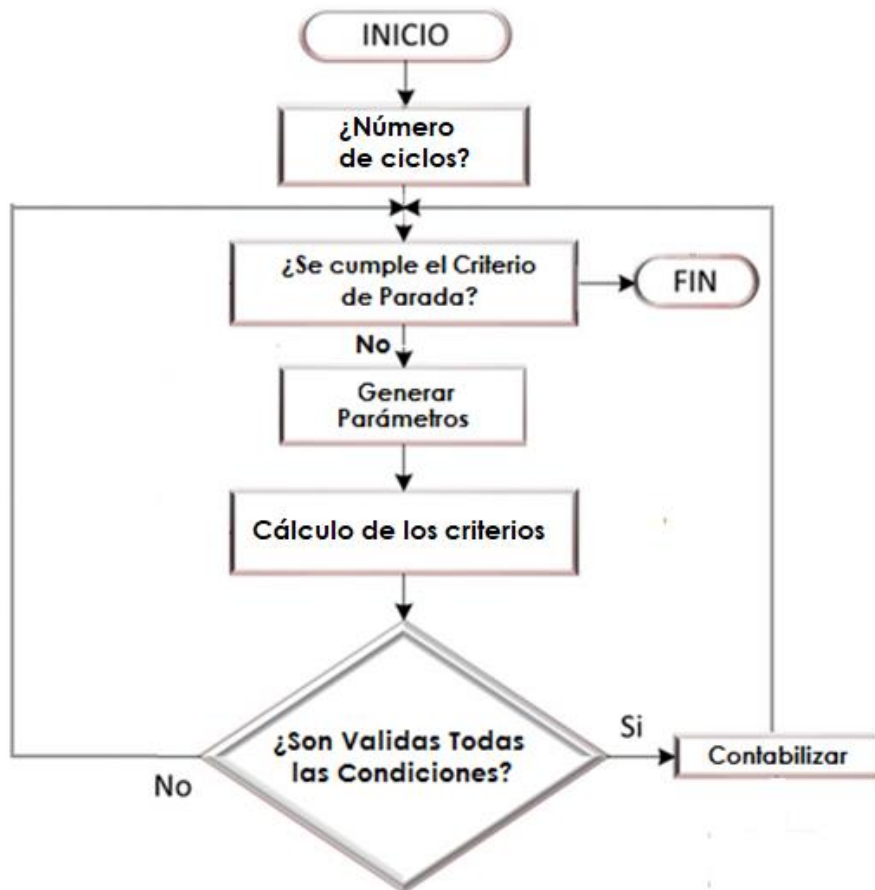


Figura 0.1 Diagrama del código heurístico.

En la Tabla 3.4 se muestran los resultados arrojados por el algoritmo heurístico a diferentes velocidades de colada durante 10 000 corridas. Se observa que para el rango de velocidades $2,00 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ – $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ no se arrojaron CV que cumplieran con todas las restricciones de la tabla 3.2, mientras que para el rango de velocidades de colada $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ – $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, la heurística si arrojó CV y en pantalla se mostró el cumplimiento de las restricciones de las tablas 3.2 y 3.3. Es importante mencionar, que para velocidades inferiores a $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y superiores a $2,00 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ no se reportaron corridas válidas.

En la tabla 3.4 se puede observar, que las corridas validas que se reportaron a diferentes velocidades fueron muy bajas, de hecho así lo indican los porcentajes. Esto permite afirmar lo descrito en el capítulo 2 por diversas fuentes, donde se dijo que el molde es una zona extremadamente compleja y que la variación de un parámetro complica la mejor contribución de otros parámetros. Dicho de otro modo, una pequeña variación de un parámetro en el molde

compromete la calidad de las piezas coladas, y esto se debe a que la probabilidad de que aparezcan defectos en el acero pudiera aumentar.

Tabla 0.4 Corridas válidas a distintas velocidades de colada .

	Velocidades de colada ($m \cdot min^{-1}$)											
	2,00	...	1,61	1,60	1,59	1,58	1,57	1,56	1,55	1,54	1,53	1,52
CV	0		1	2	6	7	8	6	26	21	29	26
Porcentaje (%)	0,00		0,01	0,02	0,06	0,07	0,08	0,06	0,26	0,21	0,29	0,26
	1,51	1,50	1,49	1,48	1,47	1,46	1,45	1,44	1,43	1,42	1,41	1,40
CV	26	33	42	42	48	66	60	76	82	100	117	129
Porcentaje (%)	0,26	0,33	0,42	0,42	0,48	0,66	0,60	0,76	0,82	1,00	1,17	1,29
	1,39	1,38	1,37	1,36	1,35	1,34	1,33	1,32	1,31	1,30	1,29	1,28
CV	130	127	159	146	159	178	179	183	214	244	225	235
Porcentaje (%)	1,30	1,27	1,59	1,46	1,59	1,78	1,79	1,83	2,14	2,44	2,25	2,35
	1,27	1,26	1,25	1,24	1,23	1,22	1,21	1,20	1,19	1,18	1,17	1,16
CV	276	268	251	294	335	270	308	339	349	346	343	348
Porcentaje (%)	2,76	2,68	2,51	2,94	3,35	2,70	3,08	3,39	3,49	3,46	3,43	3,48
	1,15	1,14	1,13	1,12	1,11	1,10	1,09	1,08	1,07	1,06	1,05	1,04
CV	350	361	403	382	403	388	398	390	399	442	361	347
Porcentaje (%)	3,50	3,61	4,03	3,82	4,03	3,88	3,98	3,90	3,99	4,42	3,61	3,47
	1,03	1,02	1,01	1,00	0,99	0,98	0,97	0,96	0,95	0,94	0,93	0,92
CV	376	365	333	345	303	315	303	291	288	273	270	244
Porcentaje (%)	3,76	3,65	3,33	3,45	3,03	3,15	3,03	2,91	2,88	2,73	2,70	2,44
	0,91	0,90	0,89	0,88	0,87	0,86	0,85	0,84	0,83	0,82	0,81	0,80
CV	203	191	180	184	165	165	120	122	111	101	101	84
Porcentaje (%)	2,03	1,91	1,80	1,84	1,65	1,65	1,20	1,22	1,11	1,01	1,01	0,84
	0,79	0,78	0,77	0,76	0,75	0,74	0,73	0,72	0,71	0,70	0,69	0,68
CV	60	65	44	49	42	26	24	28	12	11	10	4
Porcentaje (%)	0,60	0,65	0,44	0,49	0,42	0,26	0,24	0,28	0,12	0,11	0,10	0,04

Para elevar el porcentaje de corridas válidas en el rango de velocidades de colada de 1,61 $m \cdot min^{-1}$ - 0,68 $m \cdot min^{-1}$, se procedió a seleccionar el valor mínimo y el máximo de cada uno de los parámetros del molde que se reportó durante las ejecuciones del algoritmo para los cuales se favorecieron CV, tal como se muestra en el anexo A.1. Estos valores mínimos y máximos, se

convirtieron en los nuevos rangos de los parámetros del molde. Por tal razón, se reconfiguró el código heurístico en base a estos nuevos rangos. En la tabla 3.5 se encuentra un resumen de estos parámetros.

Tabla 0.5 Nuevos rangos adecuados de los parámetros del molde .

Parámetros	Rango de valores
Frecuencia de oscilación (cpm)	100 – 200
Carrera del molde (mm)	5,00 – 14,69
Viscosidad (P)	1,00 – 3,05
Temperatura solidus del polvo (°C)	1 125 – 1 200
Velocidad de drenaje del polvo ($\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$)	1,07 – 4,00
Densidad del fundente líquido ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 000 – 3 000
Longitud del molde (mm)	600 – 900
Velocidad de colada ($\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$)	0,68 – 1,61

En la tabla 3.5 se puede observar que los resultados de algunos rangos de parámetros del molde no fueron modificados por la heurística, mientras que otros como la viscosidad del fundente se ajustaron hacia los valores más bajos del rango y la temperatura de solidus del polvo hacia los valores más altos. Esto indica, que los parámetros más adecuados que se requieren para ajustar el molde de colada continua, deberán garantizar suficiente sobrecalentamiento en la parte superior del molde, donde inicia la solidificación, para favorecer la calidad del acero colado.

Con la finalidad de observar el comportamiento de los resultados de la heurística, ajustada a los nuevos rangos de los parámetros del molde, se procedió a ejecutar el algoritmo para el rango de velocidad $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ - $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Los resultados de este último procedimiento se muestran en la tabla 3.6. En ella se puede observar que el porcentaje de corridas válidas aumentaron en comparación a los de la tabla 3.4, lo que permite presumir, que los nuevos rangos de los parámetros son adecuados, y estos traerán como consecuencia una disminución en la probabilidad de que aparezcan defectos en el acero.

Tabla 0.6 Corridas válidas con los nuevos rangos de los parámetros .

		Velocidades de colada ($m \cdot min^{-1}$)											
		1,61	1,60	1,59	1,58	1,57	1,56	1,55	1,54	1,53	1,52		
CV		2	2	8	15	17	26	28	36	33	60		
Porcentaje (%)		0,02	0,02	0,08	0,15	0,17	0,26	0,28	0,36	0,33	0,60		
		1,51	1,50	1,49	1,48	1,47	1,46	1,45	1,44	1,43	1,42	1,41	1,40
CV		74	72	107	111	119	144	152	183	208	261	257	287
Porcentaje (%)		0,74	0,72	1,07	1,11	1,19	1,44	1,52	1,83	2,08	2,61	2,57	2,87
		1,39	1,38	1,37	1,36	1,35	1,34	1,33	1,32	1,31	1,30	1,29	1,28
CV		297	347	372	401	397	457	481	518	520	555	610	651
Porcentaje (%)		2,97	3,47	3,72	4,01	3,97	4,57	4,81	5,18	5,20	5,55	6,10	6,51
		1,27	1,26	1,25	1,24	1,23	1,22	1,21	1,20	1,19	1,18	1,17	1,16
CV		682	709	779	826	839	857	899	914	942	978	1073	1034
Porcentaje (%)		6,82	7,09	7,79	8,26	8,39	8,57	8,99	9,14	9,42	9,78	10,73	10,34
		1,15	1,14	1,13	1,12	1,11	1,10	1,09	1,08	1,07	1,06	1,05	1,04
CV		1042	1100	1019	1104	1079	1102	1093	1133	1121	1071	1057	1105
Porcentaje (%)		10,42	11,00	10,19	11,04	10,79	11,02	10,93	11,33	11,21	10,71	10,57	11,05
		1,03	1,02	1,01	1,00	0,99	0,98	0,97	0,96	0,95	0,94	0,93	0,92
CV		1046	1009	1007	1092	1022	973	927	923	888	851	782	685
Porcentaje (%)		10,46	10,09	10,07	10,92	10,22	9,73	9,27	9,23	8,88	8,51	7,82	6,85
		0,91	0,90	0,89	0,88	0,87	0,86	0,85	0,84	0,83	0,82	0,81	0,80
CV		648	653	595	545	529	475	441	410	366	313	291	245
Porcentaje (%)		6,48	6,53	5,95	5,45	5,29	4,75	4,41	4,10	3,66	3,13	2,91	2,45
		0,79	0,78	0,77	0,76	0,75	0,74	0,73	0,72	0,71	0,70	0,69	0,68
CV		254	197	168	135	117	105	72	60	44	36	28	13
Porcentaje (%)		2,54	1,97	1,68	1,35	1,17	1,05	0,72	0,60	0,44	0,36	0,28	0,13

3.4 OPTIMIZACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA ZONA DEL MOLDE MEDIANTE *PSO*

Se presenta el desarrollo de un algoritmo de optimización utilizando la técnica de enjambre de partículas (*PSO*), para estimar los valores de los parámetros del molde: velocidad de colada (V_c), temperatura de solidificación del lubricante (T_{sol}), longitud del molde (L_m), viscosidad del

lubricante (η), densidad del lubricante líquido (ρ), velocidad de drenaje del lubricante (R_p), frecuencia de oscilación del molde (f), carrera del molde (s), y velocidad del molde (V_m).

La metodología se basa en relacionar múltiples criterios y restricciones, los cuales deberán cumplirse a medida que se van determinado los valores adecuados de los parámetros del proceso. De no cumplirse algunas de las restricciones, existirá el riesgo de que el producto de acero adquiera mayor cantidad de defectos, y si no se cumplen varias restricciones, el riesgo correspondiente será mayor. A continuación se describe la metodología para el diseño del algoritmo *PSO*.

3.4.1 Funciones de pérdida de los criterios de la zona del molde

Cualquier desviación con respecto al valor meta produce una pérdida, en este contexto el método de optimización de parámetros que se plantea en este estudio se basa en la hipótesis que mientras menor sea la variación con respecto al valor meta, mejor será la calidad de los productos colados. Dicho de otro modo, un producto que tenga especificaciones meta, tendrá menor probabilidad de aparición de defectos.

Para conocer la pérdida asociada a cada criterio de calidad de la tabla 3.2, se debe determinar el grado de especificación, y esto es posible mediante una función de pérdida. De manera que si los parámetros involucrados en los criterios de calidad estuviesen desajustados, la función de pérdida correspondiente al criterio tendería hacia los extremos tomando valores cercanos a uno (1), y si los parámetros fueran muy bien ajustados (óptimos) la función de pérdida tomaría valores cercanos a cero (0) para indicar su aproximación hacia el valor meta.

La llamada función de pérdida que deriva del método de Taguchi establece una función parabólica con vértice en el valor deseado (valor meta). Según este método, la pérdida empieza a darse cuando los resultados tienden a separarse del valor deseado (m), creciendo de forma cuadrática como lo hace una parábola. El método pretende penalizar la mayor desviación del valor meta (nominal), tal como lo simula la expresión 3.18 como una parábola donde “nominal es mejor” [160, 161]:

$$P(x) = k(x - m)^2 \quad (3.18)$$

siendo P es la pérdida, x es la característica de calidad medida, m es el valor meta, y k es el coeficiente de pérdida, que se ajusta de tal manera que para el límite mínimo o máximo en la restricción, el valor de pérdida se convierte en uno (1), y será 0 para el valor que se haya aceptado como especificación meta. La expresión 3.18 es aplicable a los criterios 1, 2, 3, 4, 8 y 9 de la tabla 3.2 y cuyas funciones de pérdida se muestran en la tabla 3.7.

Tabla 0.7 Funciones de pérdida para los criterios de calidad [32, 35, 56, 57].

Criterios	Restricciones	Funciones de pérdida
Criterio 1	$1 \leq Q_1 \leq 3$	$L_1 = (Q_1 - 2)^2$
Criterio 2	$1\ 125 \leq Q_2 \leq 1\ 175$	$L_2 = 1,6x10^{-3}(Q_2 - 1\ 150)^2$
Criterio 3	$0,15 \leq Q_3 \leq 0,45$	$L_3 = 44,5(Q_3 - 0,3)^2$
Criterio 4	$0,15 \leq Q_4 \leq 0,45$	$L_4 = 44,5(Q_4 - 0,3)^2$
Criterio 5	$Q_5 \leq 25$	$L_5 = 1,6x10^{-3}(Q_5)^2$
Criterio 6	$Q_6 \leq 400$	$L_6 = 6,25x10^{-6}(Q_6)^2$
Criterio 7	$Q_7 > 1,2$	$L_7 = 1,44(1/Q_7)^2$
Criterio 8	$0,15 \leq Q_8 \leq 0,45$	$L_8 = 44,5(Q_8 - 0,3)^2$
Criterio 9	$0,15 \leq Q_9 \leq 0,45$	$L_9 = 44,5(Q_9 - 0,3)^2$
Criterio 10	$Q_{10} \geq 1$	$L_{10} = (1/Q_{10})^2$

En los criterios 7 y 10, se presenta la situación en la que, cuanto mayor sea el valor de la característica de calidad, mejor sería el beneficio. Para cuando “mayor es mejor” la función de pérdida se representa por [160, 161]:

$$P(x) = k(1/x)^2 \quad (3.19)$$

y en los criterios 5 y 6, es todo lo contrario, cuanto menor sea el valor de la característica de calidad, mejor será el beneficio, es decir, cuando “menor es mejor” la función de pérdida se representa por [160, 161]:

$$P(x) = k(x)^2 \quad (3.20)$$

3.4.2 Identificación de la función objetivo

La función objetivo se refiere a la expresión matemática que relaciona las funciones de pérdida del proceso, y su comportamiento dependerá de las especificaciones metas individuales. Lo que se espera en este proyecto, es que cada una de las funciones de pérdida tome valores lo más cercano a cero para cumplir con una característica de calidad. Como se están considerando diez (10) criterios, la función objetivo será la suma de los valores de índice individuales, según:

$$FO(x) = \sum L_i(x) \quad (3.20)$$

para $i = 1,2,3, \dots, m$

El valor ideal para la función objetivo es cero (0) y el peor escenario será diez (10). Con este procedimiento se tendrá como objetivo de optimización encontrar las posibles combinaciones en las magnitudes de los parámetros del molde que minimicen la función objetivo, satisfaciendo cada una de las restricciones, porque cuanto mayor sea el valor de la función objetivo, la probabilidad de aparición de defectos en el acero aumentará. Con esta definición, la función objetivo puede escribirse como:

$$\text{mínima } FO(x) = \sum L_i(x) \quad (3.21)$$

tal que $L_i(x) \leq 1$ para $i = 1,2,3, \dots, m$

3.4.3 Fundamentos del método enjambre de partículas *PSO*

El *PSO* se basa en el comportamiento social del vuelo de las bandadas de aves (partículas) en la búsqueda de comida, y se fundamenta en los factores que influyen en la toma de decisión de una partícula que forma parte de un conjunto de partículas similares. La toma de decisión por parte de cada partícula se realiza conforme a una componente social y una componente individual, y con base en estos se determina el movimiento (dirección) de la partícula, alcanzando una nueva posición en el espacio de soluciones [117, 120]. La componente individual puede modificar su opinión dependiendo de su conocimiento sobre el entorno, su conocimiento histórico o experiencias anteriores, y el conocimiento histórico o experiencias anteriores de los individuos que lo acompañan (su conocimiento social). La partícula actualiza su posición según (3.22):

$$x_i(t + 1) = x_i(t) + v_i(t + 1) \quad (3.22)$$

donde $x_i(t + 1)$ es la posición futura o bien la posición actualizada, $x_i(t)$ representa la posición de la partícula en el instante de tiempo t , y $v_i(t + 1)$ es la velocidad actualizada de la partícula i . El vector velocidad se modifica teniendo en cuenta su experiencia y la de su entorno, en (3.23) se describe este comportamiento:

$$v_i(t + 1) = wv_i(t) + c_1rand_1(pBest_i - x_i(t)) + c_2rand_2(gBest_i - x_i(t)) \quad (3.23)$$

siendo w el factor de inercia que representa el grado de influencia de la velocidad actual sobre la velocidad futura, los factores c_1 y c_2 son constantes de aceleración, que determinan en qué medida influyen sobre el movimiento de la partícula su propia memoria y la cooperación entre individuos, respectivamente; $rand_1$ y $rand_2$ son dos números aleatorios uniformemente distribuidos entre 0 y 1 cuyo objetivo es emular el comportamiento estocástico y un tanto impredecible que exhibe la población del enjambre, $pBest_i$ es la mejor posición de la partícula durante su recorrido, y $gBest_i$ representa la posición de la mejor solución encontrada por todo el cúmulo. El valor del factor inercia está dado por (3.24) según se muestra a continuación [127].

$$w(t) = \left[\left(\frac{w_{min} - w_{max}}{Iter_{max} - 1} \right) (Iter - 1) \right] + w_{max} \quad (3.24)$$

donde w_{max} y w_{min} son los valores máximo y mínimo de w , t_{max} es el número máximo de iteraciones. Los valores de los factores de aceleración se determinan mediante (3.25) y (3.26):

$$c_1 = \left[\left(\frac{C_{min} - C_{max}}{Iter_{max}} \right) Iter \right] + C_{max} \quad (3.25)$$

$$c_2 = \left[\left(\frac{C_{max} - C_{min}}{Iter_{max}} \right) Iter \right] + C_{min} \quad (3.26)$$

En la figura 3.2 muestra el movimiento de la partícula descritas por las ecuaciones 3.22 al 3.26.

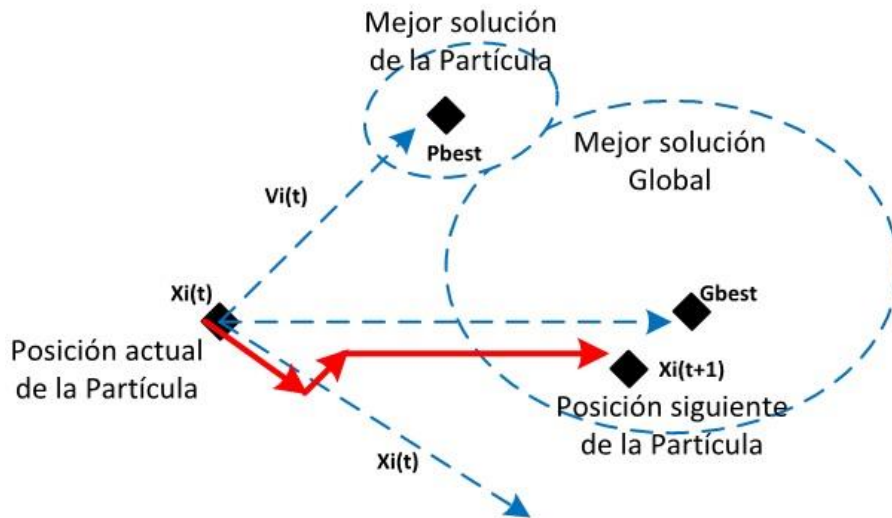


Figura 0.2 Movimiento de una partícula en el espacio de soluciones [114].

3.4.4 Programación del algoritmo *PSO*

Luego de definir los fundamentos matemáticos de la metaheurística, se procede a construir el algoritmo *PSO*. La estrategia que sigue el código es determinar un valor adecuado de la velocidad de colada, así como también, buscar los mejores parámetros asociados al polvo lubricante y la oscilación del molde para una colada de calidad. En este sentido los criterios de calidad se ajustan para conseguir valores metas en las funciones de pérdida, que se traduzcan en un mínimo de la función objetivo.

La programación del algoritmo metaheurístico fue desarrollado para un número de ciclos de 30, por ser suficiente para la obtención de un resultado invariante de la función objetivo. En cada ciclo se utilizó el bucle “*DO*” (hacer) para ejecutar un bloque de código (basado en el método *PSO*) que repite la ejecución mientras se cumpla la condición del número de repeticiones. Este número de repeticiones lo fija el usuario, y su elección deberá satisfacer en lo posible todo el rango de los parámetros del molde. En el bloque de código, los parámetros del molde toman valores aleatorios para calcular los criterios, se determinan las funciones de pérdida y se cuantifica la función objetivo. En el mismo bloque de códigos, se utilizan sentencias condicional “*if*” para tomar decisiones sobre cual valor es el mejor $pBest_i$ y $gBest_i$ en cada parámetro del molde. Los resultados que se obtienen en cada repetición, son la base para la realización de los

cálculos de la siguiente repetición. En la figura 3.3 se muestra el diagrama de flujo que describe el algoritmo *PSO* y en el anexo B.2 se muestra el desarrollado del código.

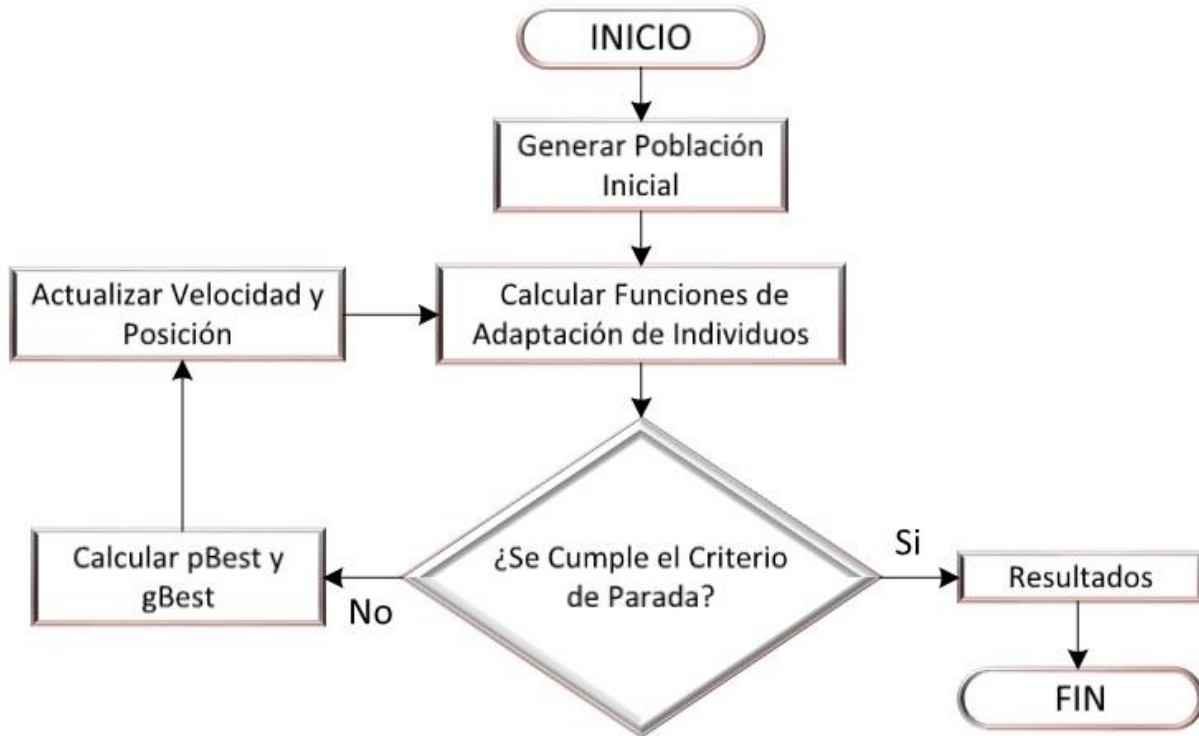


Figura 0.3 Diagrama de flujo del *PSO* [127].

El diagrama de la figura 3.3 inicia en la llamada “población inicial”, que no es más que fijar una velocidad de colada (entre $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ y $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$) para luego conseguir mediante el comando “*random*” los valores aleatorios de los parámetros del molde, manteniendo las restricciones de la tabla 3.5. También se calculan las expresiones de la tabla 3.2, y las respectivas funciones de pérdida (ver tabla 3.7). Como en esta etapa de inicio no se cumple el criterio de parada (número de repeticiones) se calculan la mejor posición individual de cada parámetro $pBest_i$ y la mejor posición del grupo $gBest_i$ y un valor de velocidad generado aleatorio entre 0 y 1 para ser almacenados en memoria. La primera repetición comienza con la actualización de la velocidad y la posición de los parámetros del molde, con (3.22) y (3.23), respectivamente. En esta primera repetición, con el uso de (3.21), se espera que el mínimo de la función objetivo tienda a disminuir respecto al reportado en la etapa de población inicial, y esto se logra al encontrar las posibles combinaciones en las magnitudes de los parámetros del molde que generen

valores metas en las funciones de pérdida. La primera repetición termina con el cálculo de la mejor posición individual de cada parámetro $pBest_i$ y la mejor posición del grupo $gBest_i$. El algoritmo continuará con el proceso de repeticiones (según haya sido programando), y se espera al final de los ciclos, la función objetivo haya conseguido con antelación, un mínimo invariante.

3.4.5 Resultados del algoritmo *PSO*

Se ejecutó el algoritmo *PSO* para el rango de velocidades de colada $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ - $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Se determinó que la función objetivo obtuvo el menor “mínimo” (2,377) cuando la velocidad de colada correspondió a $1,22 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. Los resultados de las corridas se presentan en el anexo A.2, y en la figura 3.4 se muestra un resumen de las velocidades más resaltantes, en cuanto a comportamiento, que demuestran la minimización de la función objetivo (FO).

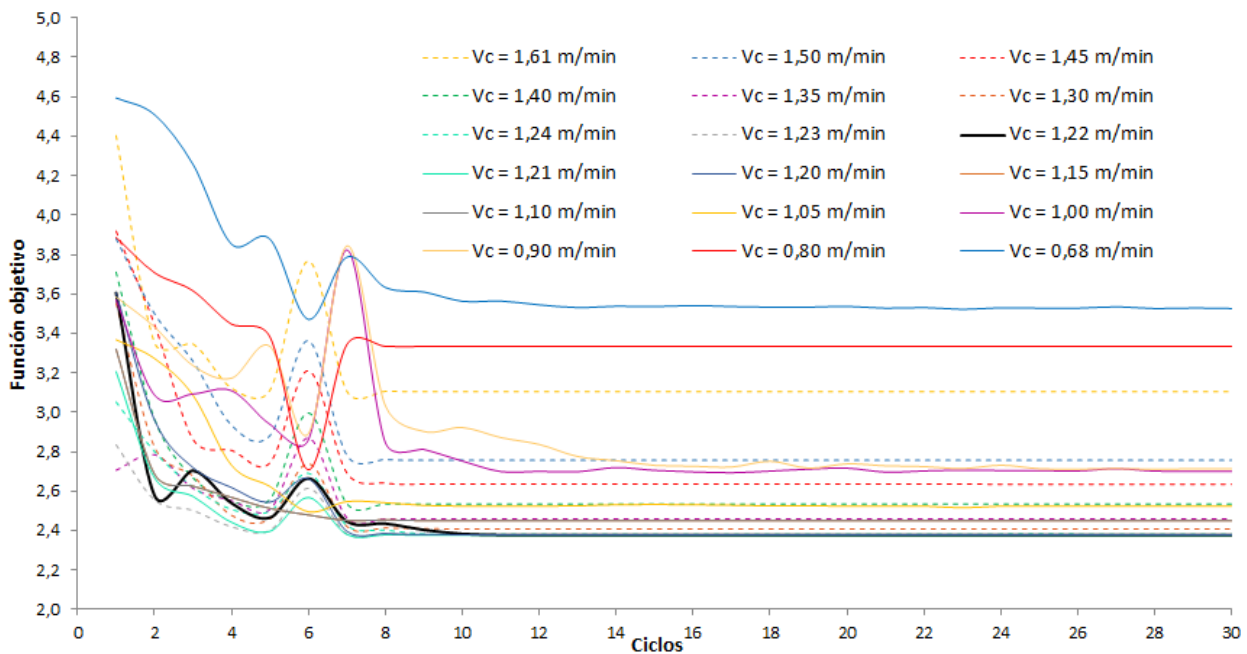


Figura 0.4 Variación de la función objetivo respecto a los ciclos del *PSO*, para diferentes velocidades de colada .

En la figura 3.4 se observa que el mínimo de la función objetivo (3,104) correspondiente a la más alta velocidad de colada ($1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$), mostró mayor magnitud con respecto a la siguiente velocidad de colada en descenso ($1,50 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$). Este comportamiento siguió

cumpliéndose hasta que la velocidad de colada fue de $1,22 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, para la cual el “mínimo” de la FO llegó a 2,377. Se continuó variando la velocidad de colada progresivamente (de forma descendiente) hasta $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, y en estas velocidades se pudo determinar que el “mínimo” de la FO mostró un comportamiento ascendente, es decir, fue aumentando hasta 3,526.

También se puede observar en la figura 3.4, que partir del ciclo 12, todas las curvas que representan las funciones objetivo del PSO, alcanzaron la estabilidad en el mínimo. Este comportamiento muestra la capacidad del algoritmo de conseguir soluciones en ciclos muy temprano y de manera estable. Todo este comportamiento hace al método *PSO* una herramienta versátil en cuanto al tiempo de cálculo.

Tabla 0.8 Parámetros del molde.

Parámetros	Rango de valores
Viscosidad (P)	1,00
Frecuencia de oscilación (cpm)	200
Carrera del molde (mm)	5,00
Temperatura solidus del polvo (°C)	1 148
Velocidad de drenaje del polvo ($\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$)	3,13
Densidad del fundente líquido ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 929
Longitud del molde (mm)	731
Velocidad del molde ($\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$)	2,22
Velocidad de colada ($\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$)	1,22

Luego de finalizar la ejecución del algoritmo a la velocidad de colada $1,22 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, se mostró en pantalla, los parámetros del molde, según se muestran en la tabla 3.8, Estos parámetros corresponden a la mejor solución que pudo alcanzar el algoritmo para obtener el menor “mínimo” en la FO, y con ellos se espera que en la colada de acero aparezcan la menor cantidad de defectos.

A manera de verificar los valores de los parámetros reportados en la tabla 3.8, se procedió hacer un análisis detallado en una hoja de cálculo sobre el cumplimiento de las restricciones en los criterios matemáticos de la tabla 3.2. En la tabla 3.9 se muestra en detalle estos cálculos, y se puede apreciar que los criterios y las funciones de pérdida se determinaron de manera correcta para lograr obtener como valor mínimo en la función objetivo 2,377. En L_1 y L_{10} se obtuvieron

los resultados con mayor desviación del valor meta, sin embargo en L_3 , L_6 y L_7 , los valores fueron mucho mejores, y en L_2 , L_4 , L_5 , L_8 y L_9 pudiera estarse hablando de mínima desviación del valor meta.

Los resultados mostrados en la tabla 3.9, permiten corroborar el buen funcionamiento del algoritmo mediante el método *PSO*, cumpliéndose cada una de las restricciones, lo que representa una herramienta versátil para cálculos de optimización. Otro tipo de revisión que se realizó, fue la comparación de los valores de la tabla 3.8 con los reportados en los antecedentes de este trabajo, y se observó consistencia en cada uno de los parámetros del molde.

Tabla 0.9 Modelos y funciones de pérdida del *PSO*.

Crterios	Valor	Función de Pérdida	Valor
$1 \leq Q_1 \leq 3$	1,220	$L_1 = (Q_1 - 2)^2$	0,608
$1\ 125 \leq Q_2 \leq 1\ 175$	1\ 148	$L_2 = 1,6x10^{-3}(Q_2 - 1\ 150)^2$	0,006
$0,15 \leq Q_3 \leq 0,45$	0,229	$L_3 = 44,5(Q_3 - 0,3)^2$	0,227
$0,15 \leq Q_4 \leq 0,45$	0,308	$L_4 = 44,5(Q_4 - 0,3)^2$	0,003
$Q_5 \leq 25$	6,100	$L_5 = 1,6x10^{-3}(Q_5)^2$	0,060
$Q_6 \leq 400$	232,379	$L_6 = 6,25x10^{-6}(Q_6)^2$	0,338
$Q_7 > 1,2$	1,820	$L_7 = 1,44(1/Q_7)^2$	0,435
$0,15 \leq Q_8 \leq 0,45$	0,301	$L_8 = 44,5(Q_8 - 0,3)^2$	0,000
$0,15 \leq Q_9 \leq 0,45$	0,341	$L_9 = 44,5(Q_9 - 0,3)^2$	0,076
$Q_{10} \geq 1$	1,267	$L_{10} = (1/Q_{10})^2$	0,623
Sumatoria =			2,377

3.5 VALIDACIÓN DEL ALGORITMO *PSO*

La validación es un paso de mucha importancia para determinar qué tan confiable pueden ser los resultados que arroje el algoritmo *PSO*. Para esto, a continuación se hace una comparación entre el algoritmo *PSO* y un algoritmo de enseñanza aprendizaje (*TLBO*) en procesos de fundición a presión, compresión y colada continua. Los detalles sobre el análisis de esta validación se presentan en el anexo C.2 y C.4 de publicaciones.

3.5.1 Proceso de colada continua de acero

Venkata et al. (2014) desarrollaron un algoritmo de optimización de parámetros mediante el método enseñanza – aprendizaje (*TLBO*) para en un proceso de colada continua de palanquillas de acero 0,269 m x 0,269 m, donde consideraron criterios de calidad que combinó expresiones matemáticas de grados de aceros sensibles a grietas y sensibles a la adherencia. En el trabajo de Venkata et al. (2014) los resultados del algoritmo *TLBO* fueron comparados con un proceso de optimización por recocido simulado (*SA*) reportados por [32], y concluyeron en notables mejoras del mínimo de la función objetivo.

Para la validación del algoritmo *PSO* se tomaron las ecuaciones y criterios descritos en el estudio de [35] y se ajustaron al código *PSO*. Se configuraron las restricciones de los parámetros, funciones de pérdida, entre otros, según se muestra en el anexo de publicaciones C.2. En la tabla 3.10 se muestra un resumen de los resultados del algoritmo *PSO* con respecto al algoritmo *TLBO* y *SA*.

Se puede determinar en la tabla 3.10 una mejora considerable en todas las funciones de pérdida del *PSO*, excepto en L_6 , respecto al proceso de optimización por recocido simulado (*SA*) publicados por [35]. Y al comparar los resultados de las funciones de pérdida del *PSO* respecto al *TLBO*, se observó una mejora en seis de las diez (10) condiciones. En las funciones individuales donde hubo mejoras, las pérdidas aproximaron a los valores metas, es decir a cero, sin embargo la mejoría en L_7 y L_{10} no fue tan importante. En general, el *PSO* ajusto de manera adecuada las diferentes restricciones propuestas en [35], pese a existir parámetros comunes en los criterios de calidad que simultáneamente deben cumplir con restricciones.

Por su parte, el algoritmo *PSO* también mostró una leve mejoría respecto al *TLBO* en la función objetivo FO, logrando disminuir de 2,54 (en el *TLBO*) a 2,531, lo que representa un porcentaje muy pequeño, pero no deja de ser importante. El promedio de la función objetivo en el *PSO* con 50 corridas fue de 2,532, valor que es muy aproximado a la mejor solución, con una desviación estándar de 0,00043, lo que permite afirmar que desde un punto de vista estadístico la dispersión es mínima.

Tabla 0.10 Resultados obtenidos para los algoritmos *PSO*, *TLBO* y *SA* de un proceso de colada continua de acero.

Función de pérdida	SA	TLBO	PSO		
			Resultados	Media	D. Estándar
L ₁	0,24	0,23	0,136		
L ₂	0,80	0,002	0,005		
L ₃	0,09	0,01	0,088		
L ₄	0,12	0,05	0,023		
L ₅	0,19	0,14	0,069		
L ₆	0,15	0,13	0,817		
L ₇	0,30	0,30	0,265		
L ₈	0,67	0,0004	0,280		
L ₉	0,80	0,77	0,061		
L ₁₀	0,87	0,91	0,787		
FO	4,23	2,54	2,531	2,532	0,00043

3.5.2 Procesos de fundición a presión y compresión

En [35] demostraron la aplicabilidad de un algoritmo de optimización basado en enseñanza-aprendizaje (*TLBO*) en procesos de fundición a presión y compresión. Ahora en el presente estudio, se configuró el algoritmo *PSO* con los datos proporcionados en el trabajo de [143] con la finalidad de validar el *PSO* en los procesos mencionados.

En lo que respecta a la fundición por compresión, [35] utilizó como referencia el trabajo de [162], quienes hicieron uso de un método de optimización llamado experimental (Exp.). El objetivo de la optimización fue conseguir el mejor ajuste de parámetros que definen la máxima dureza y resistencia a la tracción, mediante la compresión de un material. Ahora en el presente estudio, se ajustó el *PSO* con los datos del estudio de [35], los detalles de la configuración de los modelos matemáticos se detallan en el anexo de publicaciones C.4. En las tablas 3.11 y 3.12 se muestran los resultados de los métodos Experimental (Exp.), *TLBO* y *PSO*.

Se observa en las tablas 3.11 y 3.12, que la máxima dureza (100,76 BHN) y la máxima resistencia a la tracción (278,45 MPa) en el método Exp., fueron superados por el método *TLBO* en

103,068 BHN y 290,30 MPa, respectivamente. Y ahora con el método de optimización *PSO* se alcanzó una máxima dureza de 103,072 BHN y una máxima resistencia de tracción 290,303 MPa, lo que representó una mínima respecto al estudio de [35]. En este sentido el *PSO* es capaz de cumplir objetivos de optimización en los procesos de compresión.

Tabla 0.11 Comparación de la máxima dureza entre los métodos Exp, *TLBO* y *PSO* .

Parámetros	Exp.	<i>TLBO</i>	<i>PSO</i>		
			Resultados	Media	D. Estándar
Presión de compresión (MPa)	100	119	120		
Temperatura de fusión (°C)	725	686	713		
Temperatura de compresión (°C)	200	225	226		
Tiempo de compresión (s)	45	15	15		
Máxima dureza(BHN)	100,76	103,068	103,072	103,071	0,001

Tabla 0.12 Comparación de la máxima resistencia a la tracción entre los métodos Exp, *TLBO* y *PSO*.

Parámetros	Exp.	<i>TLBO</i>	<i>PSO</i>		
			Resultados	Media	D. Estándar
Presión de compresión (MPa)	100	119	119		
Temperatura de fusión (°C)	725	675	709		
Temperatura de compresión (°C)	200	220	220		
Tiempo de compresión (s)	45	15	15		
Máxima R. Tracción (MPa)	278,45	290,30	290,303	290,229	0,124

En el caso del proceso de fundición a presión, se ejecutó el código *PSO* utilizando las restricciones y modelos matemáticos descritos por [35]. El trabajo de [143] utilizó como referencia el trabajo de [14], quien hizo uso de un método de optimización llamado algoritmo genético (*GA*). El objetivo de la optimización es conseguir el mejor ajuste de parámetros que definen la mínima porosidad en un material. Los detalles de la configuración de los modelos

matemáticos empleados se detallan en el anexo de publicaciones C.4. En la tabla 3.13 se muestran los resultados de los métodos *GA*, *TLBO* y *PSO*.

Tabla 0.13 Comparación de la porosidad en los métodos *GA*, *TLBO* y *PSO*.

Parámetros	<i>GA</i>	<i>TLBO</i>	<i>PSO</i>		
			Resultados	Media	D. Estándar
Temperatura Horno (°C)	729,4	730	730		
Temperatura Troquel (°C)	269,9	270	270		
Veloc. Embolo 1ra. Etapa (m/s)	0,336	0,34	0,34		
Veloc. Embolo 2da. Etapa (m/s)	1,20	1,20	1,20		
Presión Múltiple (Bar)	275,7	280	280		
Mínima Porosidad (%)	0,251	0,243	0,243	0,248	0,021

En la tabla 3.13 se observa que los resultados obtenidos con el código *PSO* fueron exactamente igual a los reportados por [143] con el algoritmo *TLBO*, por lo que se presume que estos resultados son la mejor solución. Para verificar la aceptación de los resultados del *PSO*, se procedió a calcular la media y la desviación estándar para una ejecución de 50 veces del código, donde la media fue de 0,248 y la desviación estándar 0,021.

En los procesos de fundición a presión, compresión y colada continua, los resultados mostraron que la dispersión entre el conjunto de la población y la media fue mínima. Con estos resultados, la técnica de la *PSO* sin duda representa una herramienta útil para mejorar el rendimiento de las plantas de fundición aquí estudiado.

3.6 APORTES DE LOS RESULTADOS DEL *PSO* AL MODELO NUMÉRICO

En este capítulo 3, se cumplieron los objetivos de determinar los parámetros y criterios de calidad para el molde de la colada continua de acero 20CrMnTi, y la optimización de los parámetros del molde mediante el método de enjambres de partículas (*PSO*).

Para obtener las mejores condiciones termofluidodinámicas en el molde que estén asociadas a una colada de calidad, se incorporará el uso de polvos coladores, con la finalidad de lubricar la interfaz entre la costra solidificada del acero y el molde, además, para conseguir una

adecuada extracción del calor del acero líquido. De esta manera se espera, que durante el proceso de solidificación la aparición de defectos superficiales en el acero sean mínimos.

Según la composición química del acero, de bajo carbono 20CrMnTi, se determinó que este tipo de acero es de grado sensibles a grietas, razón por la que el *PSO* sugiere que el grosor de la escoria sólida tendrá que aumentar, y para esto los fabricantes recurrirán a un aumento de la temperatura de ruptura.

El proceso de optimización, recomendó la aplicación de movimientos oscilatorios en el molde de colada, con los propósitos de contribuir en la mejora de la transferencia de calor entre el acero líquido y el agua de enfriamiento en el molde, y la disminución de poros y grietas superficiales que se crean en la palanquilla, pero sin descuidar, la formación de marcas de oscilación que aparecen en la superficie de la losa. En este sentido, la carrera del molde y la frecuencia de oscilación se han ajustado de manera de disminuir los defectos mencionados. En el estudio se optó por usar el movimiento sinusoidal en el molde, por ser el más aplicado en los procesos siderúrgicos, a pesar de que se ha escrito actualmente, que los movimientos no sinusoidal que se obtiene al modificar el tiempo de desmolde negativo (t_N) mejora la formación de marcas de oscilación.

El ajuste de la longitud del molde es otra característica que consideró el estudio, de este depende que el tiempo que dura el acero en el molde sea el necesario para crear una costra de acero solidificada, lo suficientemente fuerte para que resista la presión ferrostática que ejerce el acero líquido a la salida de la lingotera, y de esta manera se evite generar desgarros. También la velocidad de colada es de mucha importancia en el estudio, pues es el parámetro más crítico en el molde, y esto se debe a que un mínimo desajuste en su magnitud modificaría el comportamiento termofluidodinámico del molde, lo que traería como consecuencias una mayor aparición de defectos.

Por tales razones, el ajuste de los parámetros del molde mediante el algoritmo PSO, serán fundamentales para la primera aproximación del desarrollo del modelo numérico. Además de los parámetros reportados en el *PSO*, se hará uso de algunas características del modelo numérico propuesto por [30]. Con estos parámetros se podrá observar mediante simulaciones numéricas el comportamiento termofluidodinámico en el molde de colada para una producción de palanquillas

de calidad. En la figura 3.5 se muestran las características más resaltantes en el molde de colada, que se tomaran para el desarrollo del modelo numérico.

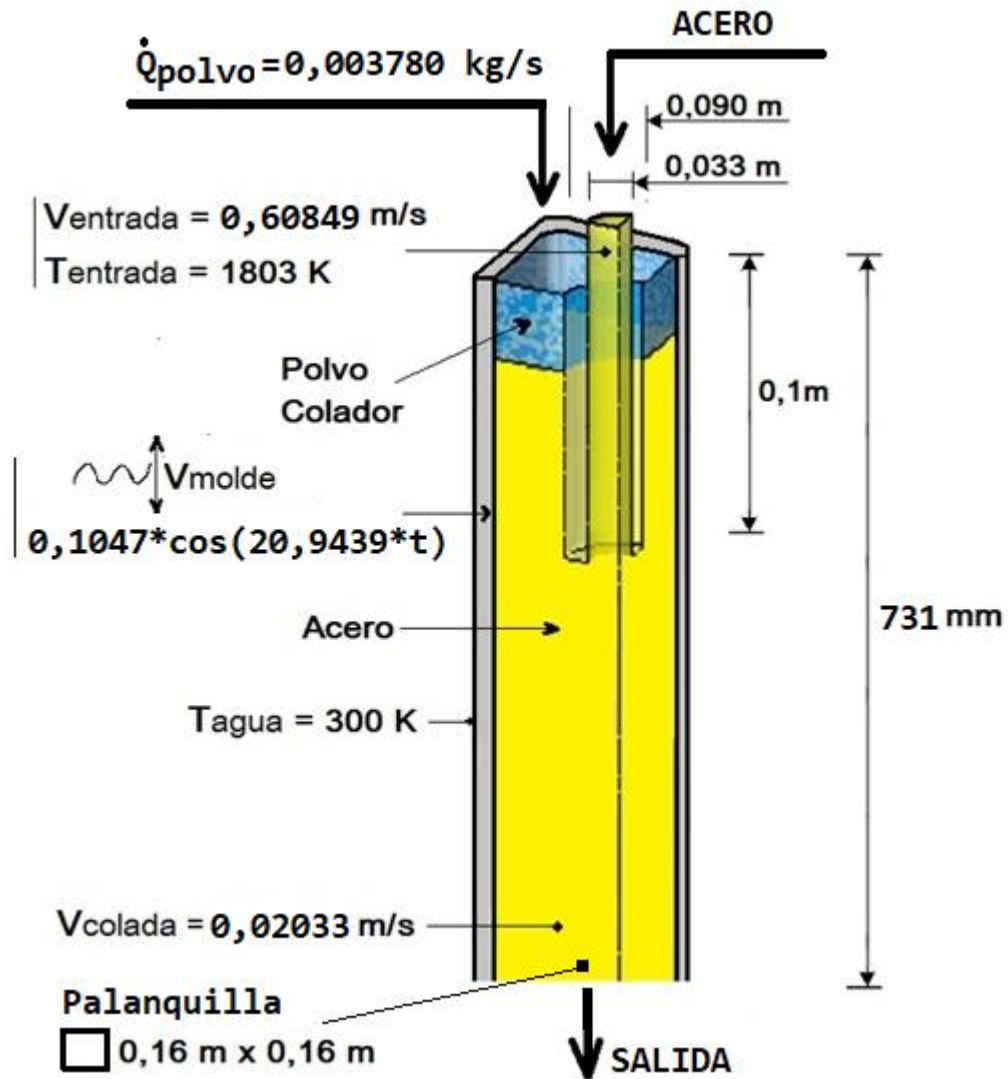


Figura 0.5 Características para el modelo numérico.

DISEÑO DEL MODELO NUMÉRICO BES - MOLDE

En el capítulo 3 se determinó mediante el algoritmo *PSO* los valores de algunos parámetros de la zona del molde asociados al movimiento oscilatorio y al uso de polvos coladores, los cuales influyen en la aparición de defectos en el acero. En el capítulo 4, se utilizan estos parámetros optimizados, para diseñar el modelo numérico en 3D de un molde recto con buza de entrada sumergida (BES) convencional para la colada de palanquillas de acero 20CrMnTi. La geometría del modelo BES – molde se simula numéricamente con el software *ANSYS Fluent* y los resultados son validados con el método analítico y con el estudio de [30].

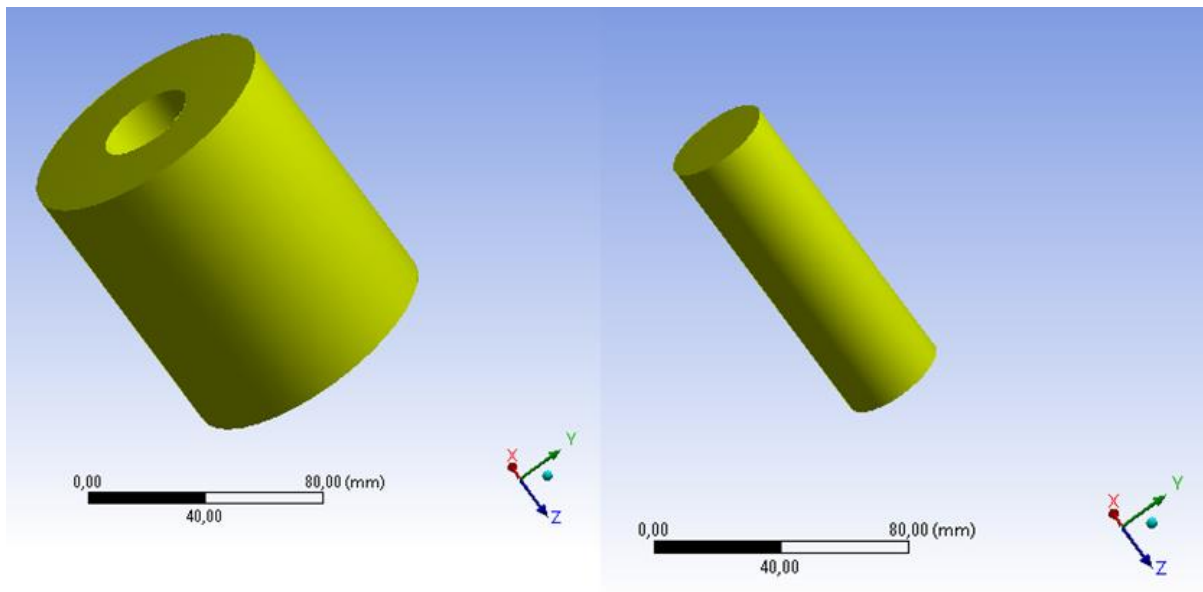
4.1 CONSTRUCCIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES - MOLDE

Para construir la geometría del modelo numérico BES – molde, se utilizó la herramienta “*DesingModeler*” disponible en *ANSYS Fluent*. Todas las dimensiones requeridas para la construcción del modelo geométrico se tomaron del estudio de [30] tal como se especifica en la tabla 4.1.

Tabla 0.1 Dimensiones del sistema BES – Molde [30].

Dimensiones	Valores
Sección de la palanquilla /m ²	0,160 x 0,160
Longitud del molde /m	0,800
Diámetro interno BES /m	0,033
Diámetro externo BES /m	0,090
Longitud inmersión BES /m	0,100

La figura 4.1 muestra la construcción de la buza de entrada sumergida (BES), con una longitud de inmersión de 0,1 m y diámetros interno y externo de 0,033 m y 0,09 m, respectivamente. La BES contiene en su interior un orificio con la finalidad de que el fundido de acero logre ingresar al molde de colada. El fluido de acero está representado por la geometría que se encuentra en la figura 4.1b.



a) Buza de entrada sumergida y b) fluido de acero.

Con la finalidad de construir la geometría que representara el fluido de trabajo en 3D, se generó una pieza de sección transversal 0,16 x 0,16 m y longitud máxima de 0,8 m, a la cual se le extrajo el volumen de la BES mostrada en la figura 4.1 mediante una función “*Boolean*” disponible en el “*DesingModeler*”. El fluido fue construido por conveniencia con secciones o bloques geométricos de diferentes tamaños con la finalidad de hacer mucho más fácil el proceso de discretización del modelo. En la figura 4.2 se presenta el fluido de acero a simular en este trabajo.

Debido al tipo de modelo BES – molde que se desea construir en este trabajo, se sugiere que la geometría del modelo esté representada por el fluido de trabajo y por el molde, con la finalidad de simular un proceso de colada continua de acero que sea lo más acorde a los existente en plantas siderúrgicas. Para esto se procedió a utilizar funciones “*Boolean*” y “*Extrude*” para construir la geometría del molde. Al igual que en el fluido, el molde fue construido por conveniencia en bloques geométricos En la figura 4.3 se muestra el modelo geométrico que acopla el fluido de acero, el molde de colada y la buza de entrada sumergida, para cumplir con los objetivos planteados en este estudio.

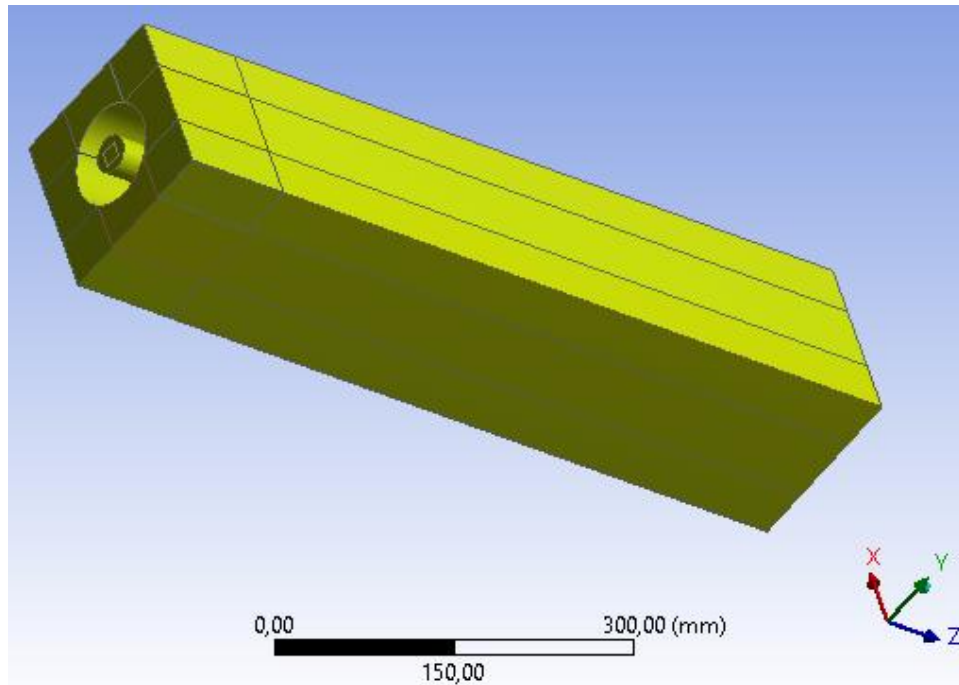


Figura 0.2 Fluido de acero en 3D .

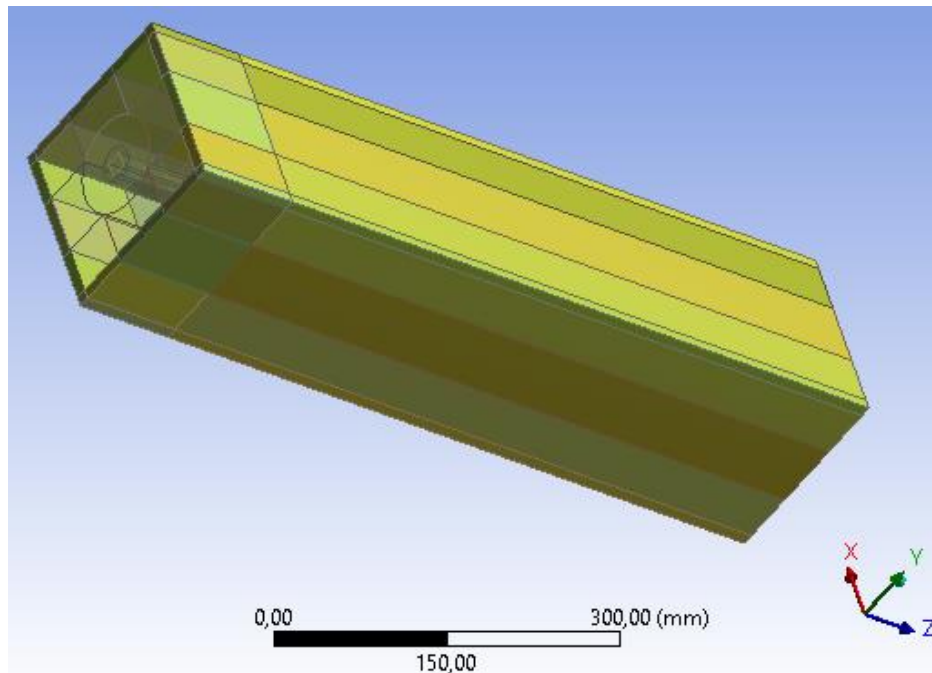


Figura 0.3 Modelo geométrico del sistema BES - Molde en 3D

Luego de construir la geometría del modelo BES – molde, se definieron las zonas límites para que en la etapa de configuración del modelo numérico, el software *ANSYS Fluent* reconozca

las condiciones de borde de la geometría. En la figura 4.4 se muestra las zonas de la geometría, con la letra “C” se identifica la superficie del fluido y menisco que se produce en el interior del molde, con la letra “E” se denota la entrada del fluido a la BES, con la letra “F” se identifica la salida del fluido del molde de colada, y con la letra “A” se representan las paredes externas del molde de la colada continua de acero.

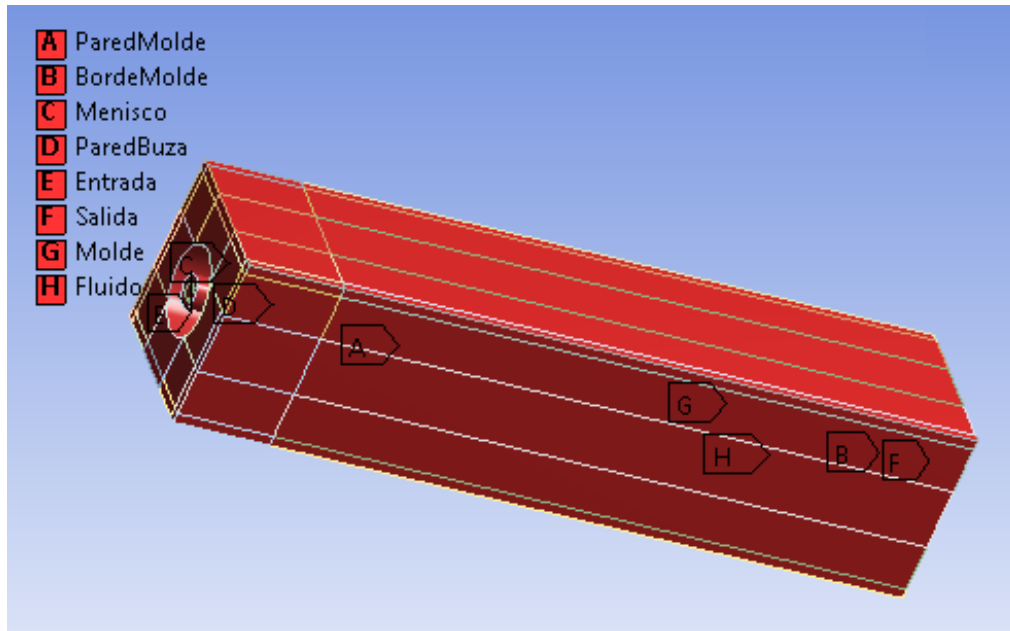


Figura 0.4 Zonas del sistema BES - Molde .

4.2 DISCRETIZACIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES – MOLDE

Luego de construir la geometría tridimensional del modelo BES – molde, se inició el proceso de mallado. El módulo “*ANSYS Meshing Application*” que se encuentra en el paquete de *ANSYS* fue el empleado para esta tarea, allí se aprovecharon varias ventanas para revisar la calidad de la malla. El diseño de la malla fue de tipo estructurado totalmente a gusto del diseñador para generar elementos hexaédricos. A pesar de que éste método es largo y tedioso, geoméricamente los elementos tienden a ser regulares, además, convergen rápidamente a una solución y hay optimización de espacio.

Durante el proceso de mallado, se buscó tener una buena relación en cuanto al tiempo y la calidad de simulación. Se empleó el método “*Multizone*” para la representación del fluido y el molde. Cada uno de los bloques geométricos de conforman la geometría, se trató

independientemente utilizando el comando “*Sizing*”. Se realizó ajuste en los tamaños de los elementos mediante la opción de números de divisiones, y así se le dio una orientación adecuada a la malla de cada geometría. En la figura 4.5 se muestra la malla de la geometría formada por el molde, el fluido y la buza de entrada sumergida, y los datos generales de la malla mostraron un número de nodos de 3 273 740 y un número de elementos de 3 068 325.

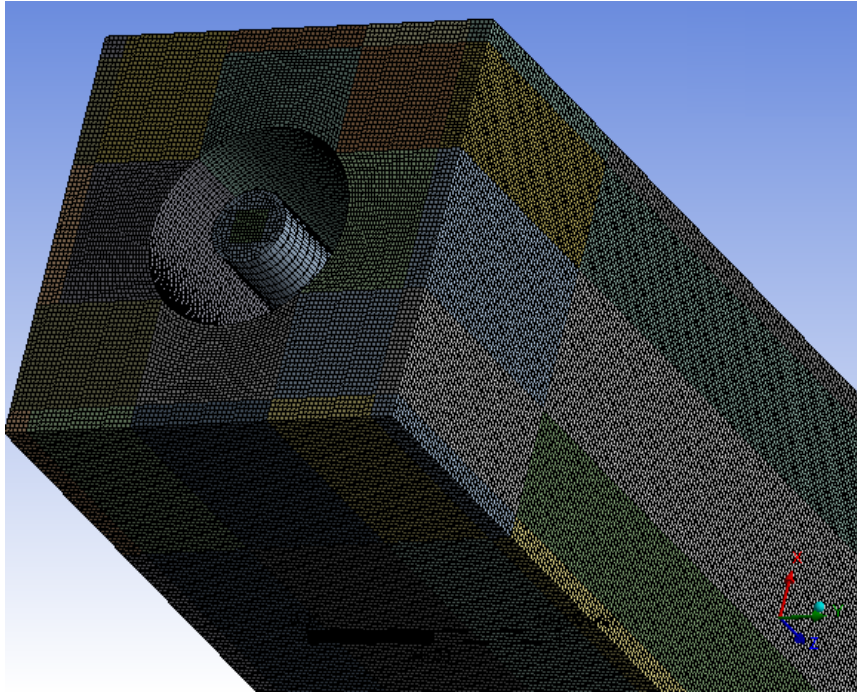


Figura 0.5 Malla con método “*Multizone*” / “*Edge Sizing*” en la geometría del modelo numérico .

La calidad de la malla juega un papel importante en la precisión y estabilidad de los cálculos numéricos. Por lo tanto, verificar la calidad de su malla es un paso importante para realizar una simulación robusta. Entre los parámetros de calidad que se deben analizar se tiene la asimetría u oblicuidad (en inglés, *Skewness*), porque determina qué tan cerca se está de una cara ideal en un elemento. Una cara ideal sería equiangular para elementos hexaedros, y los valores deberían estar ubicados según la escala de la figura 4.6 en valores menores a 0,80.

Evaluando el parámetro oblicuidad (en inglés, *Skewness*) a la malla de la figura 4.5, se determinó que el mayor número de elementos estuvo entre 0,00 y 0,25 tal como lo muestra la figura 4.7, y a su vez el promedio de los elementos estuvieron en 0,07182, por tal razón la malla

se considera desde el punto de vista de oblicuidad como excelente para los elementos están en el rango 0 – 0,25 y muy buena para los elementos están en el rango 0,25 – 0,50.

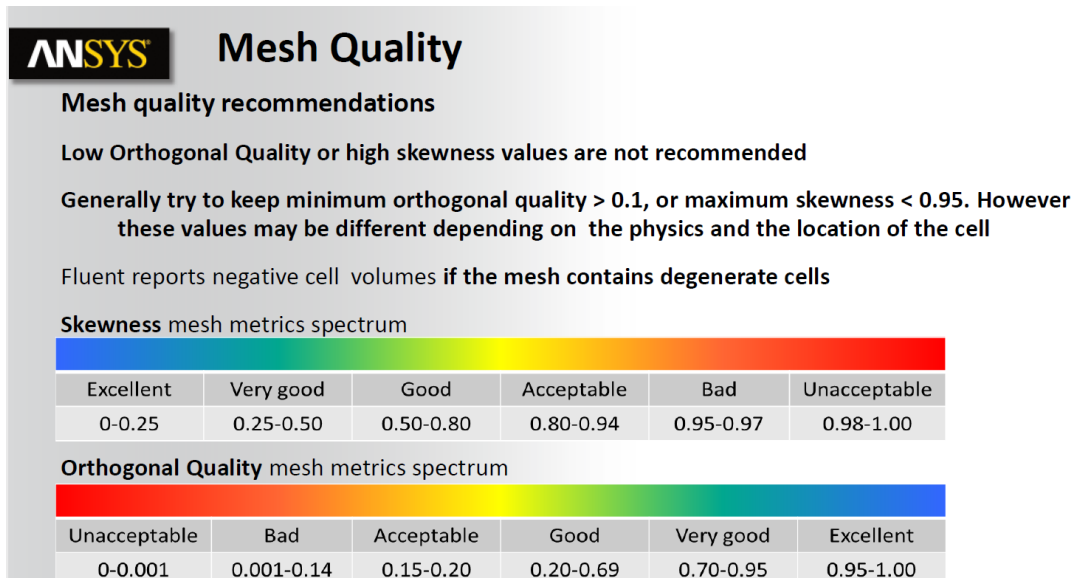


Figura 0.6 Intervalo de calidad de elementos recomendados por Ansys para una medición de calidad [163].

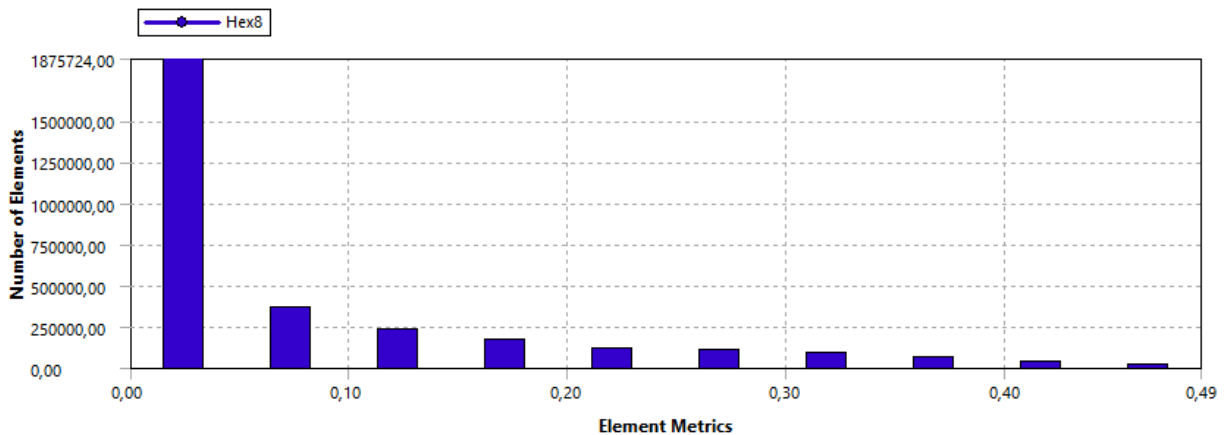


Figura 0.7 Diagrama de oblicuidad de la malla generada .

La Ortogonalidad (en inglés, *Orthogonal Quality*) es otro parámetro de calidad que se evaluó a la malla de la figura 4.5. Este parámetro relaciona qué tan bien compactados están unos elementos con respecto a otros. Si hay un desfase entre los distintos vectores normales de las caras como de los centroides de los elementos, disminuirá la calidad de la malla. A partir de valores de 0,20 puede ser aceptable la malla, como se muestra en la figura 4.6.

La evaluación del parámetro de calidad ortogonal a la malla de la figura 4.5, determinó que el mayor número de elementos estuvieron en valores cercanos a uno (1) y el promedio estuvo en 0,98. Para ser más específico, la malla del modelo numérico se considera muy buena donde los elementos tienen valores de calidad ortogonal entre 0,70 – 0,95 y excelente donde los valores corresponde al rango 0,95 – 1. En la figura 4.8 se puede observar la distribución de los elementos de la malla para la calidad ortogonal.

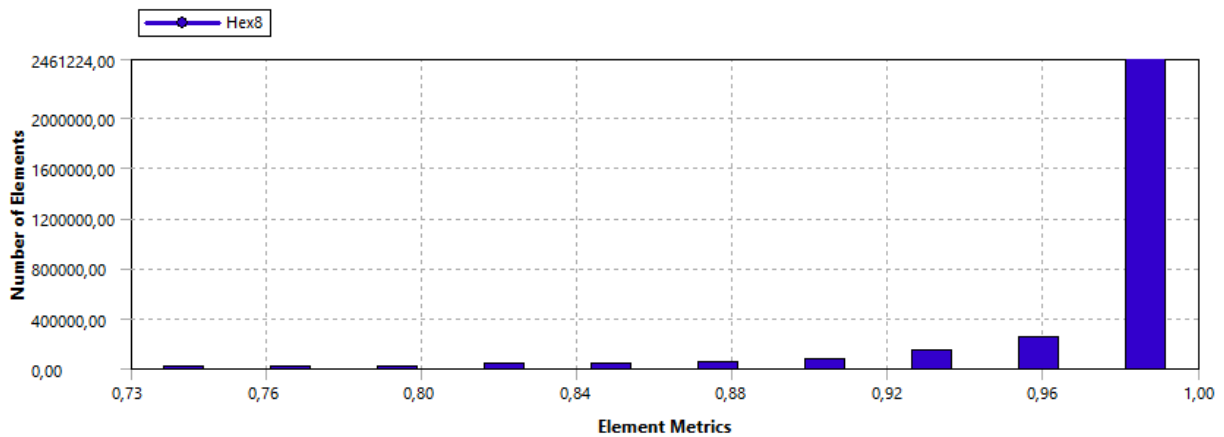


Figura 0.8 Diagrama de calidad ortogonal de la malla generada .

Los parámetros de calidad, también fueron chequeados en el apartado general del programa Fluent de ANSYS pinchando en “*Report Quality*”. Además, también es necesario que el programa realice su propia comprobación de la malla y para ello se le dio clicar en “*Check Mesh*”. En las próximas secciones, se mostrara el análisis de sensibilidad de la malla del modelo numérico, con el objetivo de evaluar la solidez de la solución y mejoras en la precisión de los resultados, a un menor coste computacional.

4.3 VALIDACIÓN DE LA GEOMETRÍA DEL MODELO BES - MOLDE

Con la finalidad de validar el diseño de la geometría del modelo BES – molde, se procedió a construir y simular en ANSYS Fluent un modelo numérico de validación, cuyos resultados se comparan con el estudio numérico de [30] y con un modelo analítico. Se debe mencionar, que mucha de la información necesaria para construir el modelo numérico de validación, no está

disponible en el estudio de [30] por tal razón, para determinarlos fue necesario hacer ensayos y ajustes, siguiendo recomendaciones en la literatura.

4.3.1 Suposiciones básicas para la validación de la geometría

A continuación se presentan varias suposiciones para validar la geometría del modelo BES – molde mediante simulaciones numéricas. Las suposiciones se basan en el estudio de [30] y se deben especialmente a la complejidad del sistema, dado que en un proceso real ocurren simultáneamente varios fenómenos que hacen que los recursos computacionales sean limitados. Las condiciones se asumen para simplificar el modelo de la geometría y hacerlo computacionalmente más eficiente:

- Se trató el acero fundido como un fluido newtoniano incompresible con parámetros termofísicos constantes, como la densidad, la viscosidad, la conductividad térmica y el calor específico.
- Los efectos de turbulencia se aproximan utilizando el modelo de turbulencia $K - \epsilon$.
- La superficie libre del acero en el molde fue plana y adiabática.
- A la costra solidificada se le especificó una velocidad igual a la velocidad de colada.
- Las condiciones de velocidad a la entrada y salida del molde se aplicaron para mantener la velocidad de flujo en el molde.

4.3.2 Selección de los modelos matemáticos para la validación de la geometría

En esta sección se hace una descripción de las expresiones matemáticas que describen el comportamiento de transferencia de calor y solidificación, flujo de fluidos y turbulencia en el molde según el estudio de [30]. A continuación se describen cada uno de ellos.

4.3.2.1 Modelo de flujo de fluidos para la validación de la geometría

La validación de la geometría se enfocó combinando la transferencia de calor y solidificación del acero en un molde de colada, usando el software *ANSYS – Fluent*, quien resuelve las ecuaciones de *Navier – Stokes*. En (4.1) se muestra la ecuación de continuidad, que es la que expresa la ley de la conservación de masa, y en (4.2) la ecuación que expresa la ley de conservación de la cantidad de movimiento [30, 50]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu_{eff} (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)] + \rho \vec{g} + S \quad (4.2)$$

donde, ρ es la densidad, \vec{v} es la velocidad del fluido, p es la presión estática, μ_{eff} es la viscosidad efectiva y representa la suma de la viscosidad laminar (μ_l) y la viscosidad turbulenta (μ_t) [89].

Para rastrear la interfase sólido – líquido de forma explícita, el modelo aplicado usa una formulación de entalpia – porosidad. De esta forma la fracción líquida indica que el volumen de la celda está en fase líquida, y si la zona llega a ser pastosa será una región que tendrá una fracción líquida entre cero y uno. Esta zona es modelada como un medio pseudoporoso en el cual la porosidad decrece desde uno hasta cero cuando el material solidifica, lo que indica que la velocidad en esta zona desaparece ya que no hay líquido [132]. Para tener en cuenta la presencia de material sólido y mover la zona solidificada en la dirección de la colada, el término fuente "S" se agregó al lado derecho de la ecuación de Navier-Stokes. Esto mueve el material recién solidificado a una velocidad de tracción constante, la cual se estableció para que fuese igual a la velocidad de colada. El término fuente se expresa como [90]:

$$S = \frac{(1 - f_l)^2}{(f_l^3 + \xi)} A_{mush} (\vec{v} - \vec{v}_s) \quad (4.3)$$

donde f_l es la fracción líquida, ξ es una pequeña constante positiva que se proporciona en el denominador para evitar la división entre cero (0,001), $(\vec{v} - \vec{v}_s)$ es la velocidad relativa entre el fundido y la fase solidificada, y A_{mush} denota la constante de la zona blanda y está influenciada por la morfología del grano en el frente de solidificación. A_{mush} se puede escribir de la siguiente manera,

$$A_{mush} = \mu_l + k_0 \quad (4.4)$$

donde μ_l se establece en $0,0062 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$, k_0 se obtiene de,

$$k_0 = \frac{180}{\lambda_2^2} \quad (4.5)$$

donde λ_2 es el espacio del brazo de la dendrita secundaria, y el valor es 10^{-4} m. El valor de la constante de la zona blanda se considera entre 10^4 y 10^8 [97], y en este trabajo se tomó como 1×10^8 según [30]. En el término fuente “S”, se usa la velocidad relativa entre el fundido líquido y la del sólido en lugar de la velocidad absoluta del líquido. La velocidad del sólido (\vec{v}_s) se estableció a la velocidad de colada para tener presente el retiro de la costra solidificada [89].

4.3.2.2 Modelo de turbulencia para la validación de la geometría

Para considerar los efectos de turbulencia en el flujo de fluidos del molde, autores [164, 165], han informado que el modelo de turbulencia $K-\varepsilon$ realizable es el más adecuado para el modelado de solidificación. El modelo está basado en la hipótesis de difusividad de remolino y permite expresar los esfuerzos de Reynolds en términos del gradiente de la velocidad. Este modelo de turbulencia $K-\varepsilon$ evita la singularidad para un valor bajo de turbulencia [164, 165], que se puede encontrar en la zona blanda. La constante de proporcionalidad es denominada viscosidad turbulenta y se obtiene mediante la solución de las ecuaciones de transporte de la energía cinética turbulenta (K) y la velocidad de disipación de energía (ε). Las ecuaciones diferenciales parciales para la energía cinética turbulenta y la tasa de disipación están dadas por [112]:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \vec{v}) = \nabla \cdot [(\mu_l + \alpha_k \mu_t) \nabla k] + G + \rho \varepsilon + S_k \quad (4.6)$$

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \vec{v}) = \nabla \cdot [(\mu_l + \alpha_\varepsilon \mu_t) \nabla \varepsilon] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{u \varepsilon}} + S_\varepsilon \quad (4.7)$$

donde α_k y α_ε son los números de Prandtl efectivos inversos ajustable en el modelo ($\alpha_\varepsilon = 1,30$; $\alpha_k = 1,00$), $C_{1\varepsilon} = 1,44$ y $C_{2\varepsilon} = 1,92$ [112, 166, 167] son coeficientes del modelo basados en constantes empíricas, G es la generación de la energía cinética de turbulencia debido al gradiente de velocidad media. Por su parte la viscosidad turbulenta se define por [30, 112]:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.8)$$

donde C_μ es un coeficiente ajustado al modelo basado en constantes empíricas ($C_\mu = 0,09$) [89] que guarda relación con la deformación y rotación del fluido [50]. Los términos fuente S_k y S_ε se agregan a las ecuaciones de turbulencia cinética y disipación, para tener en cuenta la presencia de material sólido, quedando expresado de la siguiente manera [30]:

$$S_\emptyset = \frac{(1 - f_l)^2}{(f_l^3 + \xi)} A_{mush} \emptyset \quad (4.9)$$

donde, \emptyset es la cantidad de turbulencia, que resuelve (k, ε) . De esta manera se explica cómo en este trabajo, el modelo de turbulencia $K-\varepsilon$ viscoso y las funciones de pared estándar, aplicaran la turbulencia en el sistema.

4.3.2.3 Modelo de transferencia de calor y solidificación para la validación de la geometría

El calor sensible y el calor latente del fundido de acero es extraído en el molde de colada por el agua refrigerante que circula en las paredes del molde, producto del enfriamiento, el acero solidificará gradualmente durante el recorrido en el molde. La entalpía total, H , en el acero se calcula como la suma de la entalpía sensible, h , y la entalpía latente, ΔH [30, 90]:

$$H = h + \Delta H \quad (4.10)$$

siendo;

$$h = h_{ref} + \int_{T_{ref}}^T c_p dT \quad (4.11)$$

donde, h_{ref} es la entalpía de referencia, T_{ref} es la temperatura de referencia, c_p es el calor específico a presión constante. La fracción líquida ($f_l = 1 - f_s$) es determinada por la regla de la palanca y dada de la siguiente manera [89, 90]:

$$\begin{cases} f_l = 0 & \text{si } T \leq T_s \\ f_l = \frac{T - T_s}{T_l - T_s} & \text{si } T_s < T < T_l \\ f_l = 1 & \text{si } T \geq T_l \end{cases} \quad (4.12)$$

donde f_s es la fracción sólida, T_s la temperatura de solidus y T_l la temperatura de liquidus. El contenido de entalpia latente ahora se puede escribir en términos del calor latente del acero solidificado, L , de la siguiente manera [89, 90]:

$$\Delta H = f_l L \quad (4.13)$$

$$H = h_{ref} + \int_{T_{ref}}^T c_p dT + f_l L \quad (4.14)$$

El contenido de calor latente puede variar entre cero (para un sólido) y 1 (para un líquido). La ecuación de conservación de energía que modela el solucionador puede describirse de la siguiente manera [30, 31]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla \cdot (\rho v H) = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) + S \quad (4.15)$$

donde, H es la entalpía total, ρ es la densidad, v es la velocidad del fluido, el término $\nabla \cdot (k_{eff} \nabla T)$ es la conducción de calor, S es el término fuente descrito en la ecuación 4.15, y k_{eff} es la conductividad térmica efectiva que se puede definir de la siguiente manera:

$$k_{eff} = k_l + \frac{c_p \mu_t}{Pr_t} \quad (4.16)$$

donde k_l es el coeficiente de conductividad térmica y Pr_t es el número de Prandtl turbulento que es configurado en 0,9 [89, 90].

4.3.3 Condiciones de simulación para la validación de la geometría

Las condiciones de simulación en este apartado siguen las sugeridas por [30]. Como fluido de trabajo se presenta un acero de bajo carbono 20CrMnTi y cuya composición química, así como los parámetros del proceso y las propiedades físicas del acero se describen en detalle en las tablas

4.2 y 4.3. Respecto a las propiedades físicas del cobre que definen al material de construcción del molde de colada, se tomaron las sugeridas por [31], tales como densidad $8\,978\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$, calor específico $381\text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ y conductividad térmica $387,6\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$.

Tabla 0.2 Composición química del acero 20CrMnTi [30].

Elementos	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Cu
Masa (%)	0,19	0,89	0,24	0,016	0,001	0,01	1,08	0,01

Tabla 0.3 Parámetros del proceso y propiedades físicas del acero [30].

Parámetros del proceso	Valores	Propiedades físicas del acero	Valores
Velocidad de colada $/\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$	1,700	Densidad $/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	7 000
Temperatura de colada /K	1 803	Viscosidad $/\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$	0,0062
Temperatura del agua de enfriamiento /K	300	Conductividad térmica $/\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	31
Temperatura ambiente /K	300	Calor específico $/\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	650
Temperatura de liquidus /K	1 783	Calor latente de fusión $/\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$	250 000
Temperatura de solidus /K	1 757	Coefficiente Expansión térmica $/\text{l}\cdot\text{kg}^{-1}$	0,002

4.3.4 Condiciones de frontera para la validación de la geometría

Las condiciones de borde se especificaron con el fin de obtener una solución única considerando que el problema está bien determinado, es decir, la solución existe y depende continuamente de sus condiciones de borde. En este sentido, la correcta definición de las condiciones constituye una parte fundamental en la definición del problema numérico, en la figura 4.4 se describieron las zonas adoptadas en el modelo tridimensional, las cuales se especifican a continuación siguiendo el modelo de [30].

- *Entrada.* La entrada de flujo de acero corresponde a la parte superior de la buza. Esta condición se especificó como *Velocity Inlet* para indicarle al modelo la entrada del flujo de acero al sistema BES – molde. La velocidad a la entrada, V_{inlet} , se calculó mediante la conservación de la masa (ecuación 4.17), obteniéndose $0,8473\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ y la temperatura fue

representada por la sumatoria de la temperatura de liquidus más el sobrecalentamiento, 1803 K. La presión a la entrada se fijó a la presión atmosférica, 101,3 kPa.

$$Q = V_{inlet} \cdot A_{inlet} = V_c \cdot A_{outlet} \quad (4.17)$$

- *Salida.* La salida de acero ocurre en la parte inferior del molde y las condiciones de borde en esta zona es caracterizada como *Outflow*.
- *Pared del molde.* La pared externa del molde de cobre se definió como una *Wall*, correspondiente a un proceso de transferencia de calor por convección con un coeficiente de $18\,000 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ [31].
- *Superficie del menisco.* Fue definida como una pared (*Wall*) adiabática.

4.3.5 Configuración del solucionador para la validación de la geometría

Se estableció la simulación del proceso como transitoria con efectos gravitacionales ($g = 9,81 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$), y las instrucciones sobre el mecanismo de la simulación se le dio al software *ANSYS Fluent*, mediante la configuración del solucionador.

4.3.5.1 Métodos de solución

El método para calcular la solución del modelo uso el algoritmo de Navier-Stokes basado en presión (*Pressure-Based*). En *ANSYS Fluent*, este algoritmo permite el acoplamiento total de presión-velocidad. Entre los esquemas disponible se utilizó el *SIMPLEC* (*SIMPLE-Consisten*), quien es un nuevo algoritmo proveniente de modificaciones del esquema *SIMPLE*, El resultado de la modificación a *SIMPLE* se traduce en una aceleración en la convergencia en problemas en los que el acoplamiento presión-velocidad es el principal obstáculo para obtener la solución. Se ha sugerido [30, 31] que para este tipo de problema que se estudia en este trabajo (de flujos complicados que involucran turbulencia y / o modelos físicos adicionales) donde la convergencia está limitada por el acoplamiento presión-velocidad, es posible obtenerse una solución convergente más rápida utilizando *SIMPLEC*. Por defecto, con *SIMPLEC* el factor de sub-relajación de corrección de presión generalmente se establece en 1.0, lo que ayuda a acelerar la convergencia. Sin embargo, en este trabajo se procedió a utilizar un valor de relajación más conservador (0,9).

4.3.5.2 Monitores de residuos

En la simulación de un modelo numérico, los residuos juegan un papel importante. Al final de cada iteración, la suma residual para cada una de las variables se calcula y almacena, registrando así el historial de convergencia. Este historial también se guarda en el archivo de datos. Los residuos disminuyen a un valor pequeño ("redondeo") y luego dejan de cambiar ("nivelación"). Para los cálculos de precisión (el valor predeterminado para las estaciones de trabajo y la mayoría de las computadoras), los residuos pueden caer hasta seis órdenes de magnitud antes de alcanzar el redondeo. En la configuración del modelo numérico del sistema BES – molde, los residuos para todas las variables dependientes en las ecuaciones de Navier-Stokes se ajustaron en el orden de 10^{-6} en cada paso del tiempo, excepto que en la ecuación de energía fue de 10^{-9} .

4.3.5.3 Inicialización

Antes de empezar con la simulación se debe realizar una inicialización para proveer a *Fluent* de condiciones iniciales sobre las cuales se realizarán los cálculos. Este paso es de vital importancia y se debe tener mucha cautela al realizarlo, ya que de este depende que el problema a simular tenga un buen resultado. En este proyecto se suministraron las condiciones iniciales correspondiente a la *entrada* de la siguiente manera:

$$T(x, y, z, t)|_{t=0} = T_c + \text{sobrecalentamiento} = 1\,803\,K \quad (4.18)$$

$$V(x, y, z, t)|_{t=0} = V_z = 0,8473\,m \cdot s^{-1} \quad (4.19)$$

$$P(x, y, z, t)|_{t=0} = P_{atm} = 101,3\,kPa \quad (4.20)$$

donde T_c fue la temperatura de colada, V_z la velocidad en la dirección de colada y P_{atm} la presión atmosférica. Este ajuste inicial fue el adecuado, porque con ellos se pudieron obtener las temperaturas en las paredes del molde que influyeron de manera satisfactoria en la solidificación del flujo de acero, ocurriendo en el tiempo debido y no en un tiempo mucho mayor. Luego de la inicialización, se activó la ventana de "Patch" y se especificó en "Z Pull Velocity" la velocidad de colada, con la idea de instruir al modelo que la costra solidificada de acero se mueva a la velocidad ($0,0283\,m \cdot s^{-1}$) de extracción en el sentido de la colada, y así poder observar el crecimiento de la costra solidificada de acero en la longitud del molde [135].

4.3.5.4 Actividades de cálculo

Para obtener una animación de la solución de la simulación se deberá configurar dentro del menú de actividades de cálculo las secuencias que se desea guardar, Fluent posee dependiendo de los modelos de estudio que se activen varios parámetros para visualizar. La configuración de las actividades estuvo ajustada en 1 000 (*Time Steps*) para ser auto salvado. El tamaño para el paso del tiempo (*Time Step Size*) se estableció en 0,0001 s, el número de pasos de tiempo (*Number of Time Step*) en 30 000 y la máximas iteraciones por cada paso del tiempo (*Max Iterations/Time Step*) en 20. Los resultados se obtuvieron en un tiempo de simulación de 298 horas (aproximadamente 12 días) en un computador Core i7 de ocho núcleos y 16 GB de memoria Ram.

4.3.6 Curvas de convergencias para la validación de la geometría

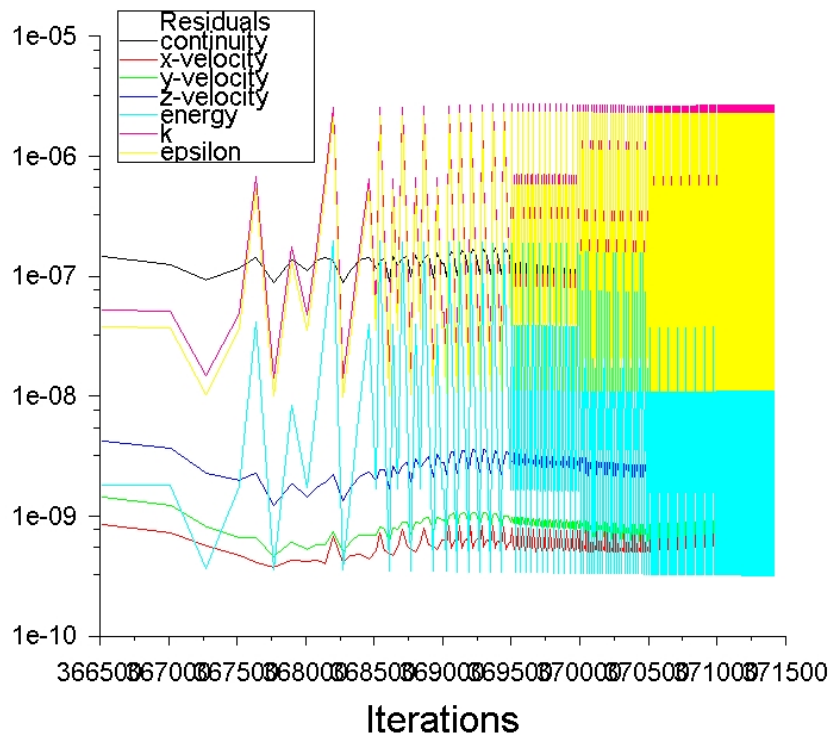


Figura 0.9 Curvas de convergencias.

Para realizar la evaluación del comportamiento termofluidodinámico en el sistema BES – molde, se ajustó el paso de tiempo en 0,0001, y para cada paso de tiempo solo se necesitó iterarse 5

veces para que los residuos cayeran a los valores más bajos. A pesar de que todos los criterios de convergencias no estuvieron por debajo de los criterios predeterminado ($1e^{-6}$, excepto la energía $1e^{-9}$), se observa en la figura 4.9 la estabilidad para un número de iteraciones 371 416.

4.3.7 Resultados de la validación de la geometría

La validación es un paso de mucha importancia para determinar qué tan confiable pueden ser los resultados que arroja la simulación de la geometría del modelo numérico de validación. Para esto, a continuación se hace un análisis de sensibilidad de la malla, una comparación entre el modelo analítico y el modelo numérico de validación, y una verificación entre los resultados numéricos de [30] y los resultados numéricos del modelo numérico de validación, cuyos detalles se presentan en el anexo C.3 de publicaciones.

4.3.7.1 Análisis de sensibilidad de la malla

En la simulación numérica, surge la inquietud sobre si los resultados de una simulación son correctos, o los resultados dependen de la malla, y la única respuesta que se tiene es hacer un análisis de sensibilidad a la malla. En este sentido, el número de elementos de la malla es un factor importante que debe evaluarse, además, que mientras estos elementos sean elevados los tiempos computacionales se incrementaran.

En este trabajo, se procedió a estudiar la evolución de la escala de la malla, y conocer que efecto tiene sobre la formación de la costra solidificada de acero, de esta manera pudiera escogerse la escala más apropiada de los elementos para el modelo numérico. La metodología consistió en fijar una densidad de malla (DM) en la geometría y simularla para determinar los resultados del espesor de la costra solidificada de acero. Luego estos resultados se comparan con los resultados numéricos de [30] y se determina el porcentaje de error relativo. Este proceso se repitió hasta determinar para que densidad de malla (DM) el porcentaje de error relativo fuese menor al 5%.

Para cumplir con la discretización del dominio físico de la geometría, se varió la densidad de la malla cuatro veces, DM1, DM2, DM3, DM4, mediante el módulo “*ANSYS Meshing Application*”, según se muestra en la tabla 4.4. Mientras más cercano a DM1 aumenta el número de elementos en la geometría, pero más pequeños es el tamaño de los elementos.

Tabla 0.4 Densidad de mallas y número de elementos.

Densidad de mallas	Número de elementos
DM1	1.650.872
DM2	2.780.498
DM3	3.068.325
DM4	3.326.436

Los resultados de los errores relativos de cada una de las mallas respecto a los resultados de [30] sobre el crecimiento del espesor de capa solidificada de acero se muestran en la tabla A.3 de los anexos, y en la figura 4.10 se grafica el comportamiento de la evolución del porcentaje de error relativo.

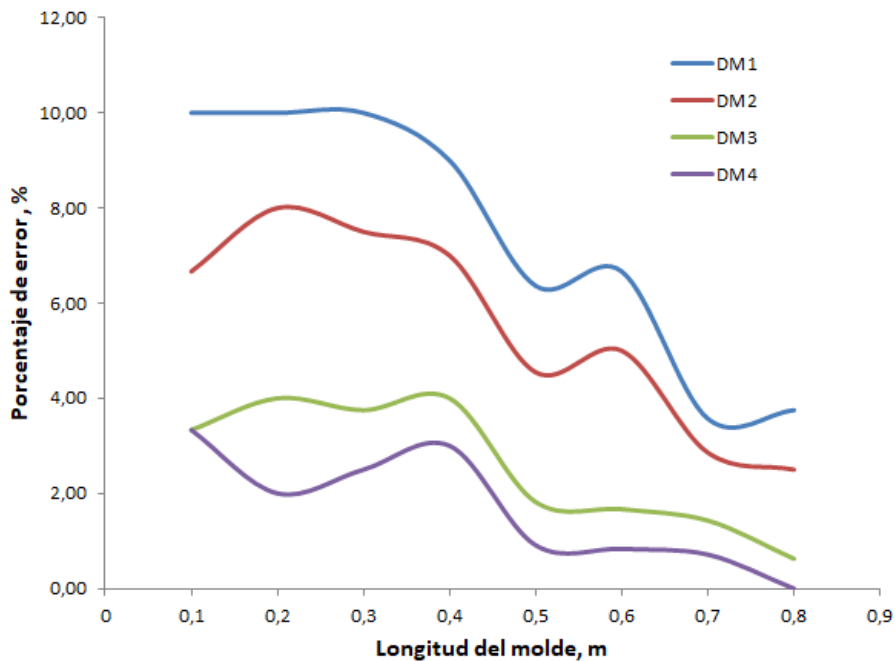


Figura 0.10 Análisis de sensibilidad de la malla DM3 .

En este trabajo se estableció que los errores relativos en la longitud del molde estuviesen por debajo al 5 % y el promedio en los errores relativos no superen al 3 %, para considerarse como buena la malla simulada. En este sentido, se puede observar en la figura 4.10, que la malla que tiene buena adaptación a los resultados reportado por [30] y un menor coste computacional es

la DM3. Aunque la malla DM3 no es mas más fina que DM4, tendrá una excelente independencia de resultados y un menor tiempo de simulación.

4.3.7.2 Conducción de calor acero – molde

Se presenta un análisis de la conducción de calor transitorio bidimensional en el molde de colada, y para esto, en la figura 4.11 se representa la vista superior del molde en el plano XY.

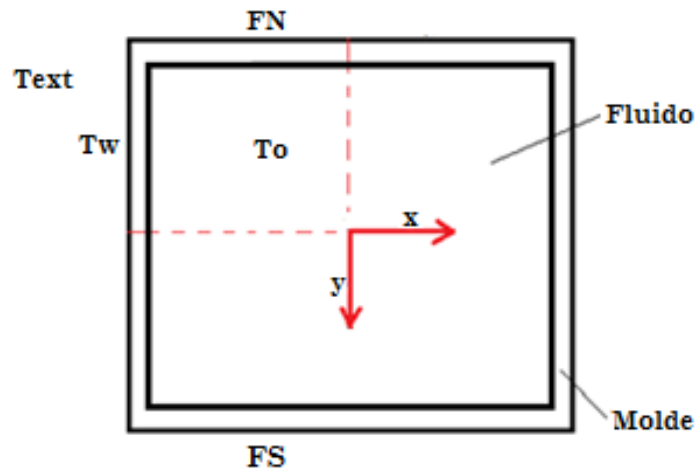


Figura 0.11 Zona bidimensional del sistema molde – acero .

La conducción de calor transitoria para un sólido, se define por [30, 31]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) \quad (4.21)$$

La expresión 4.21 no puede resolverse analíticamente, pero esto puede solucionarse, asumiendo en la figura 4.11 del sistema molde – acero que:

- Las fronteras norte (FN) y sur (FS) están aisladas para convertir el problema 2D en 1D.
- El molde en la dirección x es lo suficientemente largo como para que en el centro no cambie la temperatura durante el proceso (sistema semiinfinito).
- Las propiedades termofísicas no cambian con la temperatura.

Puede ahora (4.21) ser estudiada analíticamente, quedando de la siguiente manera [168]:

$$\frac{T - T_w}{T_o - T_w} = \text{fer}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (4.22)$$

donde, $\text{fer}()$ es la función error de Gauss definida como la integral de una distribución normal y α es la difusividad térmica, t es el tiempo de simulación, T_{ext} es la temperatura del agua de enfriamiento del molde (Figura 4.11), T_o es la temperatura del acero, T es la temperatura a una distancia x muy cerca del molde y T_w es la temperatura en la pared del molde.

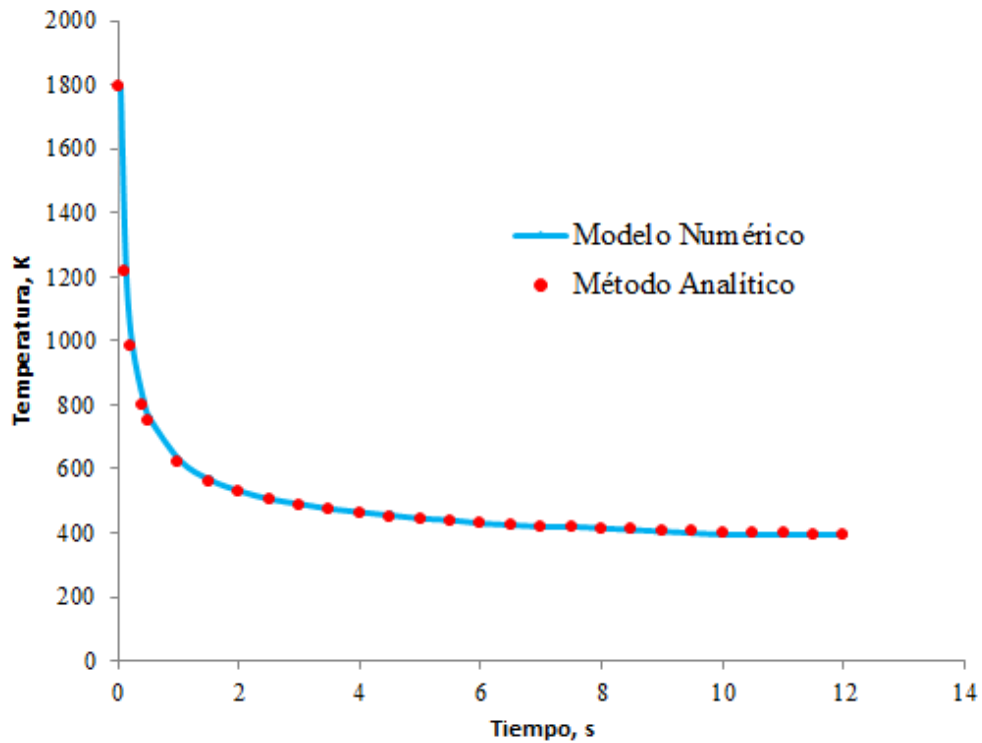


Figura 0.12 Variación de la temperatura a 1 mm de la pared del molde .

Para la validación se determinaron los cambios de temperatura en la dirección x a una distancia de 1 mm de la pared del molde en función del tiempo. En la figura 4.12 se muestra las variaciones temporales de las temperaturas obtenidas con el modelo numérico desarrollado en esta investigación y la solución analítica de (4.22). Se puede observar que ambas curvas tienen igual comportamiento, y los porcentajes de error son muy pequeños (ver tabla A.4 de los anexos) por lo que se confirma que la solución numérica es consistente y el modelo queda validado, sin embargo, es de resaltar que la manera de comprobar que el comportamiento de las temperaturas

obtenidas estén muy cercanas a la realidad, es hacer comparaciones con resultados experimentales, debido a las simplificaciones asumidas en la metodología de validación.

4.3.7.3 Crecimiento de la costra solidificada de acero

Se hace un análisis de la formación de la costra solidificada de acero durante la simulación de la geometría del modelo numérico de validación. La Figura 4.13 muestra la sección transversal de la palanquilla en el plano YZ y distintos cortes de la sección transversal en el plano XY localizados a 0,001 m, 0,500 m y 0,800 m desde el menisco.



Figura 0.13 Contornos de temperatura en la costra sólida en el Plano YZ y cortes transversales en el Plano XY a las distancias desde el menisco de 0,001 m, 0,500 m y 0,800 m .

Se observa en el plano YZ el crecimiento del espesor de la costra sólida que experimenta el acero durante su estadía en el molde, debido al diferencial de temperatura entre el molde refrigerado y el acero colado. En los planos XY se muestran que la fundición comienza a solidificar muy cerca del menisco, aumentando el espesor de manera significativa y uniforme en el sentido de la dirección del proceso de colada. Los contornos de temperatura en los planos XY indican que la solidificación del acero ocurre simétricamente en el molde y que en las aristas de la palanquilla, el espesor de la costra sólida es mayor que en otras zonas.

Con la finalidad de comparar el crecimiento del espesor de la costra solidificada de acero del modelo numérico de [30] y los resultados de simulación de la geometría, se construyó la tabla A.3 disponible en el anexo. En los resultados se observa que muy cerca del menisco, al inicio de la formación de la costra solidificada, se alcanzaron los máximos error relativos, sin embargo estos porcentajes de error se consideran pequeños (<4 %), y a la salida del molde los errores fueron mucho más pequeños (<1 %). Estos resultados demuestran la consistencia de la solución numérica y la validación de la geometría diseñada.

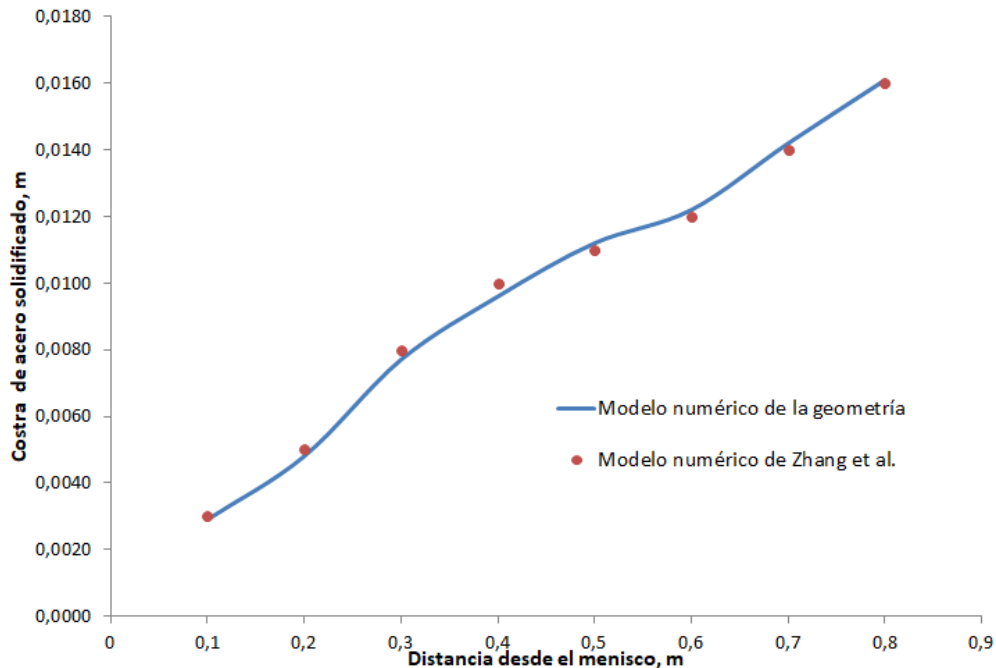


Figura 0.14 Crecimiento de la costra sólida de acero.

En la figura 4.14 se compara el crecimiento de la costra solidificada de acero entre los resultados arrojados por [30] y los obtenidos en esta investigación con el modelo numérico

desarrollado. Se observa gran similitud en ambas investigaciones, con igual tendencia del crecimiento del acero solidificado, coincidiendo que el máximo espesor de la costra a la salida del molde es aproximadamente 0,016 m, lo que representa un valor suficiente para que la costra no se fracture y se evite el desgarro del acero líquido [158]. Además, que en este tipo de colada convencional el sistema tiene alta capacidad de enfriamiento, debido a que el acero fundido en el molde solidifica rápidamente y el espesor de la costra sólida aumenta de manera significativa y uniforme.

4.3.7.4 Líneas de flujo del acero en el molde

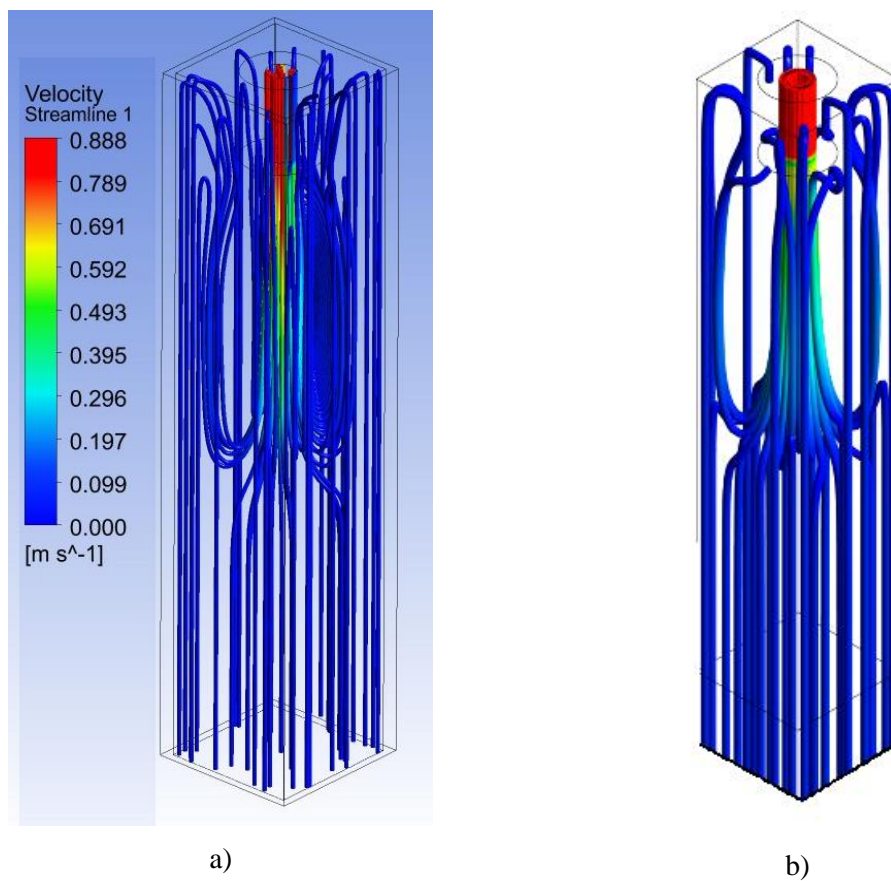


Figura 0.15 Líneas de flujo del acero en el molde de colada, según : a) la simulación de la geometría del modelo numérico , y b) los resultados de [30].

Los resultados de simulación de la geometría del modelo numérico de validación, mostraron el comportamiento de las líneas de flujo de acero en el molde de colada, según se muestra en la figura 4.15a. Se observa que el metal sale de la BES y se introduce con gran impulso a la mitad del molde (profundidad de aproximadamente de 0,45 m) en la dirección de colada. A medida que el acero fluye, el chorro arrastra el fluido circundante debido a la fricción, reduciendo el impulso y aumentando el ancho del chorro. Mientras tanto, la presión disminuye en la región cercana al flujo descendente del chorro. Todo este comportamiento que el fluido ha descrito conduce a un reflujo vertical desde la salida de la BES hasta la región media del molde. Parte del flujo rotacional llega cerca del menisco para luego descender por la región de las paredes del molde. Los resultados aquí obtenidos fueron comparados con los resultados de [30] que se presentan en la figura 4.15b, mostrándose gran similitud y consistencia para validar la geometría del modelo numérico.

4.4 CONFIGURACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO BES – MOLDE EN ANSYS

Luego de haber validado la geometría del modelo numérico BES – molde, se procede a la configuración del software *ANSYS Fluent*, para construir el modelo numérico planteado en los objetivos de este trabajo. Para esto, se utilizan los resultados de los parámetros optimizados en el capítulo 3, algunas características del modelo desarrollado por [30] y especificaciones disponibles en las literaturas sobre la configuración del *ANSYS Fluent* para el proceso de fundición continua.

4.4.1 Suposiciones básicas para el modelo numérico BES - molde

Las suposiciones para el modelo numérico se deben especialmente para cumplir el alcance de los objetivos planteados en este proyecto, y para satisfacer las sugerencias de los parámetros optimizados mediante *PSO*, así como también hacerlo computacionalmente más eficiente. El modelo se basa en los siguientes supuestos:

- El acero y el polvo colador se comportan como fluidos newtonianos incompresibles con parámetros termofísicos constantes, como la densidad, la viscosidad, la conductividad térmica y el calor específico.
- Los efectos de turbulencia se aproximan utilizando el modelo de turbulencia $K - \epsilon$.

- Se usa el modelo *VOF* para simular el cambio en el nivel de la superficie y fluctuaciones durante la colada continua.
- Se agrega la ecuación de transporte de energía al problema del flujo de fluido para simular la distribución de la temperatura en el molde de colada.
- Se acopla el modelo de flujo de fluido, transporte de energía y solidificación para estudiar cómo el sobrecalentamiento transportado por el fundido afecta el crecimiento de la costra.
- El conjunto de ecuaciones de momento, conservación de masa, fracciones de fase de la escoria y el acero, y el método *VOF*, modela el flujo de fluido transitorio en el fundido de acero y la escoria para resolver la forma en la que varía el menisco y el espacio interfacial que separa la escoria y el acero.
- La superficie del acero es ocupada por un volumen de polvo colador que lo hace adiabático.
- Se usó una condición adiabática en los borde del molde.
- Se aplicó oscilación a las paredes de la cara caliente del molde para mejorar la infiltración de polvo colador.
- Al sólido que se forma en el molde se le especificó una velocidad igual a la velocidad de colada.
- Las condiciones de velocidad a la entrada y salida del molde se aplicaron para mantener la velocidad de flujo en el molde.
- El sistema BES – molde representó un proceso convencional de colada continua vertical de molde recto para palanquillas.
- No se consideró la influencia de la conicidad del molde.

4.4.2 Configuración general para el modelo numérico BES - molde

Luego de optimizar los parámetros del molde y diseñar/discretizar/validar la geometría del modelo numérico BES – molde, se procede a la configuración del *ANSYS Fluent* para dar inicio al proceso de simulación, siguiendo los procedimientos descrito en el manual de *ANSYS Fluent* [135]. En la ventana del “*Workbench*” se accede al “*Setup*”, para elegir las opciones de procesamiento “*Paralelo*” y “*Doble precisión*”, esto debido a que la doble precisión es necesaria para resolver las diferencias de presiones que conducen al flujo. En la pestaña “*General*” del solucionador, por facilidad de cálculo se escoge “*Pressure – Based*”, por ser utilizado para

modelado de flujos incompresibles, además este es el único que tiene compatibilidad con el modelo *VOF*.

En el *ANSYS Fluent* sección “*Models*” se selecciona la opción “*Multifase*” para trabajar las fases acero y polvo colador. Se define el modelo *VOF* “*Volume of Fluids*” y el esquema implícito para el cálculo de la solución dependiente del tiempo, debido a que mejora la convergencia y permite grandes pasos de tiempo, aunado a que produce una precisión suficientemente alta. [169]. También se activa la casilla “*Implicit Body Force*”, para mejorar la convergencia de la solución, gracias a que en la ecuación de *Momentum* se representa el equilibrio parcial del gradiente de presión y las fuerzas del cuerpo, y esto hace que se obtenga una solución más robusta.

Debido a que el flujo entre la BES y el molde es turbulento, se escoge un modelo que trate este fenómeno, por lo que se selecciona el modelo *k – ε realizable*. También se selecciona los modelos de solidificación/fusión y energía. Los basamentos matemáticos de estos modelos mencionados anteriormente, se describieron en el apartado 4.3.2, y en el próximo apartado 4.4.3, se presentan los fundamentos matemáticos que describen los modelos para un flujo multifásico acero – polvo colador. En la pestaña “*Materials*” se definen las propiedades de las fases del fluido (acero y polvo colador) y el molde de cobre. En cuanto al acero y el cobre, se mantienen las propiedades especificada en la tabla 4.3, y en el caso del polvo colador, se realiza una búsqueda en la literatura disponible sobre las propiedades del polvo que más se ajustara al acero 20CrMnTi de grado sensibles a grietas y depresiones, obteniéndose los presentados en la tabla 4.5.

Tabla 0.5 Propiedades del polvo colador [15, 27, 31, 100, 112, 170].

Propiedades físicas del Polvo	Valores
Densidad / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	2 929
Viscosidad / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$	0,10
Conductividad térmica / $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	1,10
Calor específico / $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	830
Calor latente de fusión / $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$	350 000

Temperatura de <i>liquidus</i> /K	1 456
Temperatura de <i>solidus</i> /K	1 421

En la pestaña “*boundary Conditions*”, se define cada condición de contorno seleccionando las superficies que se definieron en la etapa de mallado. El software *Fluent* dispone de una lista de tipos de contornos, pero en esta simulación se mantuvieron los especificados en la sección 4.3.4, excepto el contorno “Menisco” que se configura como “*Flow-masa-inlet*” para permitir la entrada del flujo másico de polvo colador ($0,00256372 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$) al molde de colada.

Para darle movimiento oscilatorio al molde, de forma sinusoidal, se establecieron las expresiones matemáticas para determinar el tiempo de desmolde negativo, la posición y velocidad del molde:

$$tN = \frac{60}{\pi f} \cos^{-1} \left(\frac{0,001V_c}{\pi A f} \right) \quad (4.23)$$

$$P_m = A \sin \left(\frac{2\pi f}{60} t \right) \quad (4.24)$$

$$V_m = \left(\frac{2\pi f}{60} \right) A \cos \left(\frac{2\pi f}{60} t \right) \quad (4.25)$$

donde V_c es la velocidad de colada ($\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$), P_m es la posición del molde (m), A es la amplitud de oscilación del molde (m), f es la frecuencia de oscilación (cpm) y V_m es la velocidad del molde ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$). Se creó una función definida por el usuario (*UDF*) como se muestra en la figura 4.16, la cual se compila. Para compilar la *UDF* en *ANSYS Fluent* se utiliza *Microsoft Visual Studio*, y en “*Dynamic Mesh*” se especifica el fluido de trabajo como deformable y el molde como un elemento rígido.

Se procedió a establecer un criterio de convergencia para todas las ecuaciones que se van a resolver: continuidad, velocidades en X, Y y Z, energía cinética turbulenta y su tasa de disipación, solidificación/fusión y la ecuación de *VOF*. Según el manual de *ANSYS Fluent* [135], se considera que los resultados son buenos si los valores de los residuales alcanzan valores del orden de 10^{-6} y 10^{-4} ; pero en la simulación se estableció 10^{-6} en cada paso del tiempo, excepto que en la ecuación de energía fue de 10^{-9} .

En cuanto a los métodos de solución, para obtener mejores resultados se utilizaron discretizaciones espaciales de segundo orden con el objetivo de garantizar mayor certeza en los resultados. *ANSYS Fluent* propone diferentes esquemas, entre los que se encuentran *SIMPLE*, *SIMPLEC*, *PISO* y *COUPLED*; pero en este estudio se utilizó el método *SIMPLEC* debido a que ya se demostró su buena aplicación en la simulación de la geometría del modelo numérico y su fundamentación se explicó en la sección 4.3.5 [135]. Finalmente, en las actividades de cálculo, el “*Time Step Size*” se estableció en 0,0001 s, el “*Number of Time Step*” en 30 000 y las “*Max Iterations/Time Step*” en 20. Los resultados se obtuvieron en un tiempo de simulación de 445 horas (aproximadamente 18 días) en un computador Core i7 de ocho núcleos y 16 GB de memoria Ram.

```
#include "udf.h"

static real velz = 0.0;

DEFINE_CG_MOTION(box,dt,vel,omega,time,dtime)
{
    NV_S(vel, =, 0.0);
    NV_S(omega, =, 0.0);

    velz = 0.1047*cos(20.9439*time);
    vel[2] = velz;
    Message ("time = %f, vel[2] = %f\n", time, vel[2]);
}
```

Figura 0.16 Desarrollo de una función definida por el usuario (*UDF*) para el movimiento sinusoidal del molde .

4.4.3 Selección de los modelos matemáticos el modelo numérico BES - molde

Tal como se describió en el apartado 4.3.2, sobre el modelo de validación de la geometría, el software comercial *ANSYS – Fluent* resuelve las ecuaciones de *Navier – Stokes*, y se acoplan algunos modelos como el $k - \varepsilon$ viscoso y las funciones de pared estándar para explicar el fenómeno de turbulencia. La ecuación de energía y la ecuación de Fourier se resuelven, y el modelo de solidificación se aplica para considerar la transferencia de calor y la solidificación en el molde. Ahora, como se requiere simular dos fases (acero y polvo colador) es necesario acoplar

otro modelo que combine un enfoque de flujo multifásico, con transferencia de calor, flujo de fluidos, y solidificación en un molde durante la colada continua de palanquillas de acero.

Para cumplir con el modelo numérico planteado en este estudio, a las ecuaciones descritas en el apartado 4.3.2 se le añade el modelo de volumen de fluido (*VOF*) para el cálculo de las fracciones de fase y el modelo de tensión de superficie que se basa en el modelo de fuerza de superficie continua (*CFS*) para el seguimiento de la Interfaz acero – polvo. A continuación se describen los modelos matemáticos:

4.4.3.1 Modelo de volumen de fluido (*VOF*)

Para investigar la fluctuación en la interfaz polvo colador – acero, se empleó el modelo *VOF*, la cual es una técnica de seguimiento transitorio de superficie diseñada para dos o más fluidos inmiscibles donde la posición de la interfaz fase-a-fase es de interés. En el modelo *VOF* las propiedades de la mezcla, donde existe la interfaz, vienen dadas por las siguientes ecuaciones:

$$\rho_{mix} = \alpha_{acero}\rho_{acero} + (1 - \alpha_{polvo})\rho_{polvo} \quad (4.26)$$

$$\mu_{mix} = \alpha_{acero}\mu_{acero} + (1 - \alpha_{polvo})\mu_{polvo} \quad (4.27)$$

donde α es la fracción de la fase, ρ es la densidad y los subíndices *polvo* y *acero* representan las dos fases, y μ representa la viscosidad.

4.4.3.2 Modelo de flujo de fluidos

El modelo *VOF* modela las dos fases inmiscibles, resolviendo las ecuaciones de conservación de masa para las fracciones volumétricas de cada fase secundaria. Para la fase acero se tendrá:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{acero}\rho_{acero}) + \nabla \cdot (\alpha_{acero}\rho_{acero}\vec{v}) \\ = S_{\alpha_{acero}} + \sum (\dot{m}_{polvo-acero} - \dot{m}_{acero-polvo}) \end{aligned} \quad (4.28)$$

donde \vec{v} es el vector de velocidad, $\dot{m}_{polvo-acero}$ es la transferencia de masa de la fase *polvo* a la fase *acero*, $\dot{m}_{acero-polvo}$ es la transferencia de masa de la fase *acero* a la fase *polvo*, $S_{\alpha_{acero}}$ es el término fuente de fracción volumétrica de la fase *acero*.

Se resuelve una única ecuación de momento que depende de las fracciones de volumen de todas las fases a través de la mezcla de densidad efectiva ρ_{mix} y la mezcla de viscosidad efectiva μ_{mix} . En (4.29) se muestra la ecuación que expresa la ley de conservación de la cantidad de movimiento:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{mix}\vec{v}) + \nabla \cdot (\rho_{mix}\vec{v}\vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu_{mix}(\nabla\vec{v} + \nabla\vec{v}^T)] + \rho_{mix}\vec{g} + \vec{F}_\sigma \quad (4.29)$$

donde, ρ_{mix} es la densidad de la mezcla, \vec{v} es la velocidad del fluido, p es la presión estática, μ_{mix} es la viscosidad de la mezcla, \vec{g} es el vector de la fuerza gravitacional, \vec{F}_σ es el termino fuente debido a la tensión interfacial entre el acero y el polvo, que se expresa como [169].

$$\vec{F}_\sigma = \sigma_{polvo-acero} \frac{\rho_{mix}k\nabla\alpha_{polvo}}{\frac{1}{2}(\rho_{polvo} + \rho_{acero})} \quad (4.30)$$

donde $\sigma_{polvo-acero}$ es la tensión interfacial entre el polvo y el acero, y k es la curvatura de la superficie local.

4.4.3.3 Modelo de turbulencia

Para el modelado de la turbulencia, el modelo $K-\varepsilon$ realizable se utilizó para resolver dos ecuaciones de transporte adicionales para la energía cinética de turbulencia, K , y su tasa de disipación, ε , como se indicó en (4.6) y (4.7) respectivamente. El modelo $K-\varepsilon$ realizable contiene una formulación alternativa para la viscosidad turbulenta y una ecuación de transporte modificada para la tasa de disipación, que satisface ciertas restricciones matemáticas sobre los esfuerzos de Reynolds, consistentes con la física de los flujos turbulentos, como se muestra a continuación:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{mix}k) + \nabla \cdot (\rho_{mix}k\vec{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_{mix} + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k + \rho_{mix}\varepsilon \quad (4.31)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{mix}\varepsilon) + \nabla \cdot (\rho_{mix}\varepsilon\vec{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_{mix} + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \rho_{mix}S_\varepsilon C_1 - \rho_{mix}C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu\varepsilon}} \quad (4.32)$$

donde,

$$C_1 = \max \left[0,43 + \frac{\eta}{\eta + 5} \right] \quad (4.33)$$

$$\eta = S \frac{k}{\varepsilon} \quad (4.34)$$

$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (4.35)$$

la generación de energía cinética de turbulencia, G_k , es:

$$G_k = \mu_t S^2 \quad (4.36)$$

la viscosidad, μ_t , se calcula combinando k y ε como sigue:

$$\mu_t = \rho_{mix} C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.37)$$

donde,

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU}{\varepsilon}} \quad (4.38)$$

$$U = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (4.39)$$

y,

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (4.40)$$

$$\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (4.41)$$

siendo, $\bar{\Omega}_{ij}$ es el tensor de la tasa de rotación media visto en un marco de referencia en movimiento con la velocidad angular, ω_k . Las constantes del modelo A_0 y A_s están dadas por:

$$A_0 = 4,04 \quad (4.42)$$

$$A_s = \sqrt{6} \cos \phi \quad (4.43)$$

donde,

$$\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W) \quad (4.44)$$

$$W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3} \quad (4.45)$$

$$\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}} \quad (4.46)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (4.47)$$

las otras constantes son, $C_2 = 1,9$, $\sigma_k = 1,0$, y $\sigma_\varepsilon = 1,2$.

Dado que la técnica de entalpía-porosidad trata la región blanda como un medio poroso, los sumideros se agregan a las ecuaciones de momento y turbulencia en las zonas blanda y solidificada para dar cuenta de la presencia de materia sólida, respectivamente [89].

$$S_m = \frac{(1 - \beta)^2}{(0,001 + \beta^3)} A_{mush} (\vec{v} - \vec{v}_{pull}) \quad (4.48)$$

$$S_t = \frac{(1 - \beta)^2}{(0,001 + \beta^3)} A_{mush} \phi \quad (4.49)$$

donde β es la fracción de volumen de líquido, A_{mush} es la constante de la zona blanda, \vec{v}_{pull} es la velocidad de tracción y ϕ representa la cantidad de turbulencia que se está resolviendo (k y ε). La constante de la zona blanda mide la amplitud de la amortiguación; cuanto mayor sea este valor, más pronunciada será la transición de la velocidad del material a cero a medida que se solidifica. En esta investigación, A_{mush} se establece en 1×10^8 [30].

4.4.3.4 Modelo de energía para fluidos

La ecuación de conservación de energía, descrita en (4.15), también se calcula para toda la mezcla de forma similar a la ecuación de momento (4.29), siendo compartida por todas las fases, utilizando valores ponderados para la densidad, y valores promediados como la masa y fracción volumétrica para la energía y la temperatura. La ecuación de conservación de energía para la mezcla se describe en (4.50).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{mix}E_{mix}) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho_{mix}E_{mix} + p)) = \nabla \cdot (k_{eff}\nabla T + (\tau_{eff}\vec{v})) + S_h \quad (4.50)$$

donde E_{mix} es la energía interna promediada de la masa en la mezcla, \vec{v} es el vector velocidad de la mezcla, k_{eff} es la constante de intercambio de calor efectiva, y S_h es el termino fuente de energía.

4.4.3.5 Modelo de transferencia de calor y solidificación

El modelo que describe el comportamiento de la transferencia de calor en el molde y la solidificación del acero y el polvo colador durante el proceso de colada, fue el planteado en el apartado 4.3.2.3.

COMPORTAMIENTO TERMOFLUIDODINÁMICO DEL MODELO NUMÉRICO BES – MOLDE

En el capítulo 4 se diseñó el modelo numérico BES – molde planteado en los objetivos de este trabajo. Durante el desarrollo del diseño se utilizaron los parámetros optimizados del molde, asociados al uso de polvos coladores y movimientos oscilatorios, así como el estudio de [30] y otras literaturas. En el capítulo 5, se presentan los resultados de simulación del comportamiento termofluidodinámico del modelo numérico BES – molde mediante el software *ANSYS Fluent*.

5.1 COMPORTAMIENTO DE LAS LÍNEAS DE FLUJO EN EL MOLDE

En la figura 5.1a se muestra el comportamiento de las líneas del flujo que describió el acero en el molde de colada en el plano YZ que corta con el centro a la palanquilla ($X = 0$). Se observa que el fundido recorrió el canal de la buza de entrada sumergida (BES) a una velocidad de $0,60 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ y penetró con gran impulso al molde hasta $0,5 \text{ m}$ aproximadamente (tomando como referencia el límite superior del menisco), con una velocidad que descendió a $0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Durante el descenso una parte del fluido salió del molde debido al impulso, y la otra parte del flujo arrastró el acero circundante por efecto de la fricción entre las capas límites, lo que generó una disminución del impulso del chorro, una disminución en la presión, pero un aumento en el ancho del torrente. Este fenómeno condujo a reflujos que van desde un poco más abajo del centro del molde, hasta la parte superior que colinda con la descarga de la BES. Los reflujos utilizaron las paredes del molde para ascender y el centro de la palanquilla para descender. Se observa que durante el recorrido ascendente de los reflujos las líneas del flujo de acero pasaron rozando las paredes del molde, esto indica que la costra de acero que recién se ha formado (producto de la transferencia de calor con el molde refrigerado) debió ser afectada por el impacto que tuvieron los reflujos y probablemente por la cantidad de sobrecalentamiento presente en el acero circundante [30, 39, 46]. Otra característica que pudo haber ocurrido debido al gran impulso presente en el patrón de flujo, es que las posibles inclusiones que acompañaron al flujo de acero (proveniente de la artesa) se hayan distribuido en todo el molde, y las que llegaron a estar muy cerca del frente de solidificación, por la parte inferior del molde, quedaron atrapadas en la costra

de acero que recién solidificó. Por esta razón, los grandes impulsos en los patrones de flujo, no favorecen a que las inclusiones lleguen a la superficie y el acero pueda ser lavado [93, 110, 171].

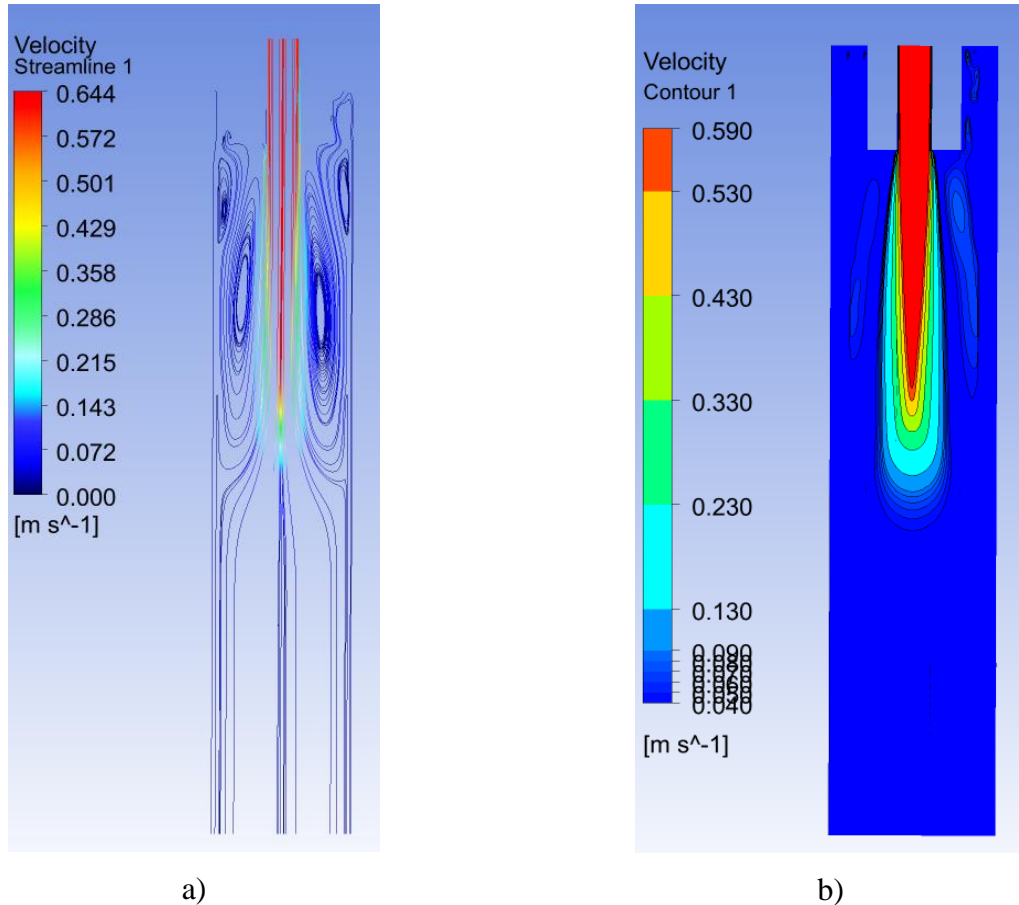


Figura 0.1 Velocidad del acero en el molde de colada en el plano YZ ($X=0$) a) líneas de flujo, b) contornos de velocidad.

También puede observarse en la figura 5.1a, que parte de los flujos rotacional que colinda con la descarga de la BES, llegaron hacia la zona del menisco con velocidades que no superaron los $0,080\ m\cdot s^{-1}$, formando otros reflujos en la parte superior de menor intensidad a los producidos en la parte inferior del molde. Es muy probable que estos reflujos superiores pudieran haber impactado con la interfaz que se crea entre el polvo colador y el flujo de acero, sin embargo, debido a las bajas velocidades, la probabilidad de haberse generado turbulencias de gran impacto disminuye, y por lo tanto la probabilidad de haber atrapamiento de escoria también se hace menor. Además, debido a las bajas velocidades registradas, es posible que se haya favorecido de

manera acelerada la formación de la costra solidificada de acero y con esto la probabilidad de que el área del menisco solidificara debido a un efecto de estancamiento del acero [170, 172, 173]. Por otra parte, las inclusiones que hayan logrado llegar a esta zona de superficie pudieron haber quedado atrapada en los polvos coladores y de esta manera limpiado el acero.

5.2 COMPORTAMIENTO DEL ACERO Y EL POLVO COLADOR EN LA SUPERFICIE DEL MOLDE

La figura 5.2 representa un corte en el plano YZ ($X = 0$) entre la cara caliente del molde (lado izquierdo) y la pared de la BES (lado derecho). En ella se muestra el comportamiento de las fases de polvo colador y el acero en la zona del menisco que corta al centro de la palanquilla. Se puede observar que el polvo colador que ha sido agregado por la parte superior del molde a 300 K experimento varias capas, producto del contacto con el acero en estado líquido (temperatura de *liquidus* 1 783 K) quien le suministró calor. Debido a ese aumento de temperatura, el polvo colador sintetizó, y luego fundió formando una capa de escoria líquida (por encima de 1 423 K) que permaneció flotando sobre el acero fundido. La altura de la piscina que la escoria líquida alcanzo, está relacionada con la propiedad de fusión del polvo y con la tasa de consumo de la escoria en el molde. Por tal razón, un aumento en la velocidad de colada influiría en un mayor nivel de la escoria líquida, debido a un menor consumo de escoria, además que se mejoraría la transferencia de calor vertical.

Otro efecto que se observa en la figura 5.2, es que el acero mostro un ligero aumento del nivel en la cercanía de las paredes de la BES en comparación al presentado hacia la pared del molde, esto se puede explicar por el efecto que tienen los reflujos llegan con menor intensidad en la zona de la pared de la BES produciéndose este pequeño abultamiento debido a un efecto de estancamiento. De igual forma ocurrió con la piscina del polvo colador, pero con mayor pronunciamiento en comparación al acero, y esto tiene su explicación por un mayor efecto del fenómeno de estancamiento en el polvo, más adelante se mostrara que en esta zona se alcanzaron las velocidades más bajas del polvo colador, puesto que el patrón de flujo de acero no fue lo suficiente como para mantener la recirculación del polvo. Sin embargo, la altura del nivel del polvo colador se hizo menor en la dirección del molde, lo que indica que el patrón de flujo de

acero fue suficientemente turbulento como para mantener el movimiento de la escoria líquida que tiende a infiltrarse por las paredes del molde.

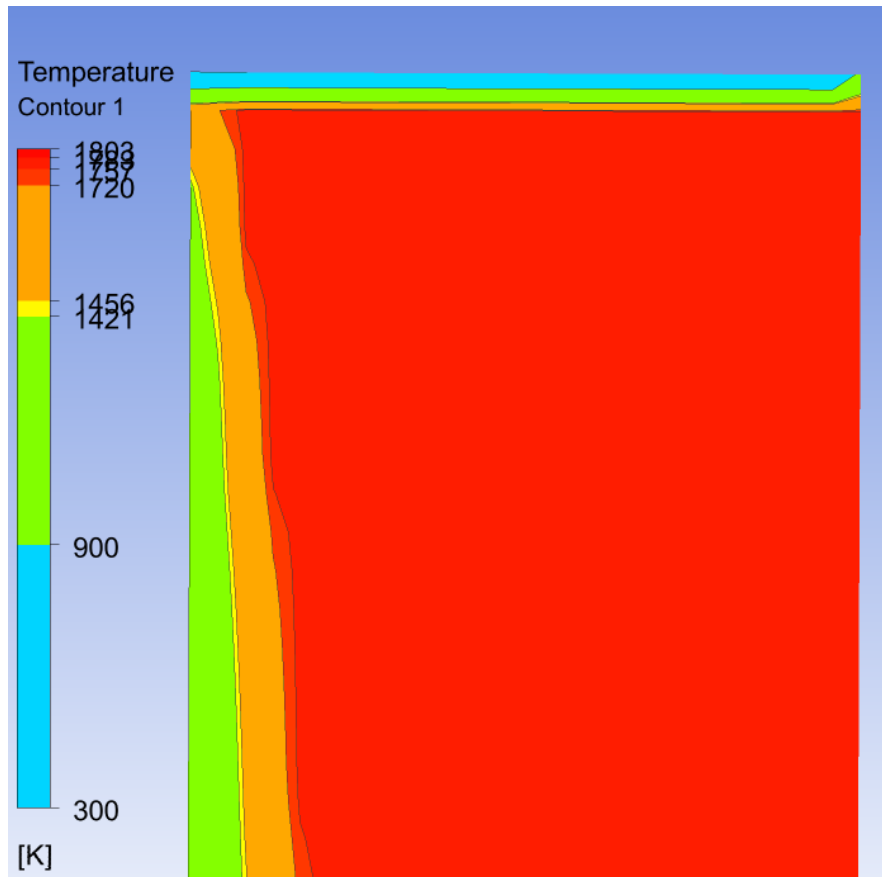


Figura 0.2 Distribución de temperaturas en el molde y el acero, en el menisco superior izquierdo del plano YZ ($X = 0$).

Se debe tener en cuenta, que si la velocidad del flujo de acero en la superficie es mucho mayor que la que presenta la escoria en la interfaz acero – polvo, se pudiera presentar un efecto engañoso al observar el proceso de colada desde arriba, debido a que la piscina del polvo colador ocultaría las fluctuaciones. Sin embargo, lo que realmente estaría ocurriendo es el fenómeno de atrapamiento de escoria líquida que lo causa el cizallamiento y desprendimiento por las diferencias en las velocidades de las fases de escoria y metal. Estas escorias quedarían atrapadas en la palanquilla formarían defectos, alterando las propiedades mecánicas y desmejorando la calidad del acero [3, 7, 30, 73, 81]. Por tal razón, las fluctuaciones en la zona superior del molde

son indeseables, puesto a que también se propagarían entre el molde y la costra solidificada de acero, generando variaciones importantes en la extracción del flujo de calor y cambios en la infiltración de escoria.

Los resultados de la figura 5.2 también mostraron que la capa de escoria líquida que se desplazó hacia la región del menisco, llegó a formar una ligera joroba que coincide con el borde de escoria que normalmente se acumula en el molde de un proceso de colada continua [53, 71, 31]. La forma de este borde se ajustó a la curvatura del menisco y se creó un canal de flujo con el perfil del menisco producto de la transferencia de calor bidimensional. Debido a que el molde realiza movimientos oscilatorios, este borde se mueve hacia abajo durante la infiltración de la escoria y hacia arriba cuando tiende a cerrarse el canal. Este movimiento en el menisco está asociado con la aparición de marcas de oscilación en la palanquilla [1, 20, 100, 173, 174]. Siguiendo el recorrido de la infiltración del polvo colador en el canal, la escoria que se consumió en el espacio interfacial acero – molde, llegó a enfriarse por el contacto con la pared del molde y formó una capa de escoria cristalina que finalmente sufrió una transición vítrea, es decir solidificó [3, 85, 170, 172]. Sin embargo, la capa de escoria que aún está en estado líquido, tendrá la función de disminuir la fricción entre el molde y la costra de acero que ha solidificado, además deberá contribuir en la mejora de la extracción de calor de manera uniforme en el molde [77, 85, 100].

Para comprender la estadía del polvo colador en el molde de colada, en la figura 5.3 se muestra el comportamiento de los contornos de velocidad de la escoria en un plano XY a 5 mm por encima de la superficie del acero. Se observa que el polvo colador presentó las velocidades más bajas en la cercanía de la pared de la buza de entrada sumergida, lo que permite afirmar que el fundente añadido en esta zona permanece estancado por más tiempo en comparación con el centro de la piscina. Además es de notar que la distribución de la velocidad en la piscina de escoria líquida es desigual, y esto se debe a que las fluctuaciones en el nivel de acero afectaron la estabilidad del polvo colador, que luego se fue propagando con mayor intensidad hacia la entrada del canal de flujo. Ahora, como anteriormente se demostró que la escoria que fluyó hacia el interior del canal formó una capa de escoria vítrea en contacto con la pared del molde y una capa de escoria líquida que acompañó a la costra solidificada de acero, es de suponer que la inestabilidad de la escoria que se observa en el canal, conducirá al origen de capas de escoria

desiguales, y esto a su vez, dificultaría la entrada de la escoria líquida. En este sentido, debe tenerse cuidado con las altas velocidades de colada, y por ende, el tipo de patrón de flujo en la superficie del molde que resulte en severas discontinuidades del flujo de escoria en algunos lugares.

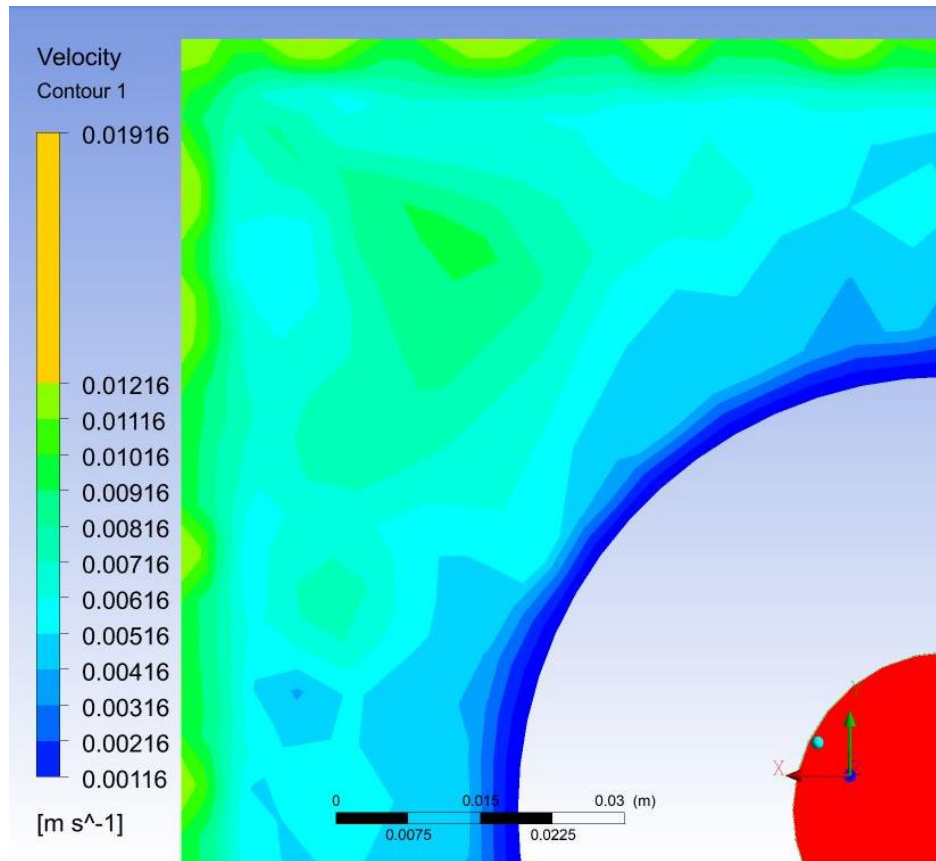


Figura 0.3 Velocidad del polvo colador en un plano XY a 5 mm por encima del flujo de acero.

El comportamiento de estancamiento, menor velocidad, en la zona de la buza también se observó en otro trabajo [135], efecto que se hizo más dominante a medida que aumentaba la inmersión de la BES. En otros estudios [170, 173, 175], se mostró que las velocidades más altas de la escoria se presentaron tanto en las paredes del molde como en las zonas de esquinas, y esto se atribuyó a que la tensión interfacial generó un mayor espacio que facilitó la infiltración (a pesar de que en esta zona la escoria tiene una mayor viscosidad por las bajas temperaturas), y a esto se le sumó que la velocidad de colada y la oscilación del molde, contribuyeron a que la

película de escoria fluyera rápidamente. En este sentido, la tasa de consumo de escoria en un proceso de colada continua, estará influenciada por la velocidad de drenaje de la escoria, la velocidad de colada, la viscosidad del fundente, y los parámetros de oscilación del molde. Lo que permite afirmar, que mediante el control de la alimentación del polvo colador en el molde, se puede llegar a una mejora sustancial en la extracción del flujo de calor al acero y una buena lubricación entre el molde y el acero, que se traduciría en un acero de calidad [174].

5.3 DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURAS EN EL ACERO

La figura 5.4 describe la distribución de temperatura en el plano XY ubicado a 5 mm por debajo de la superficie del acero. Las temperaturas más bajas se encontraron alrededor de las paredes del molde por efecto del enfriamiento forzado del agua, mientras que las temperaturas más altas correspondieron al centro de la palanquilla y la zona de la pared de la BES como se muestra en la figura 5.4, debido a que por allí recircula el flujo sobrecalentado que sube hacia el menisco. Este comportamiento, es interesante, puesto que la temperatura más alta promueve la fusión del polvo colador en el molde, y esto produce una región con mayor presencia de fundente líquido. Las temperaturas del flujo de acero que colinda con los vértices del molde fueron más bajas, debido a una mayor transferencia de calor por convección que experimento el acero con ambas caras del molde. También es de notar, que la escoria ocupó un buen espacio entre el acero y el molde, tal como se explicó anteriormente esto es atribuido a la tensión interfacial genera un mayor espacio que facilita la infiltración de la escoria, pero a esto debe agregarse que el acero durante el enfriamiento tiende a experimentar contracción y por lo tanto trata de separarse del molde.

Otra característica observada en la figura 5.4, fue la presencia de altas temperatura de manera discontinua en la cara caliente del molde, y esto se debió al efecto de las fluctuaciones del acero que se transmitieron al canal por donde se infiltró la escoria. En la práctica es común separar el flujo de calor en dos componentes, flujos de calor verticales y horizontales, sin embargo los dos están vinculados porque ambos tienen una fuente de calor común que es el acero líquido. Lo interesante, es que en [112] se explica que reduciendo el flujo de calor vertical mediante el uso de polvos adecuados retrasaría la solidificación de la costra de acero y las marcas de oscilación serían menos profundas debido a que se aumentaría la distancia de separación entre

ellas. En este sentido, el diseño de los polvos coladores cada día juega un papel sumamente importante en los procesos de colada continua de acero.

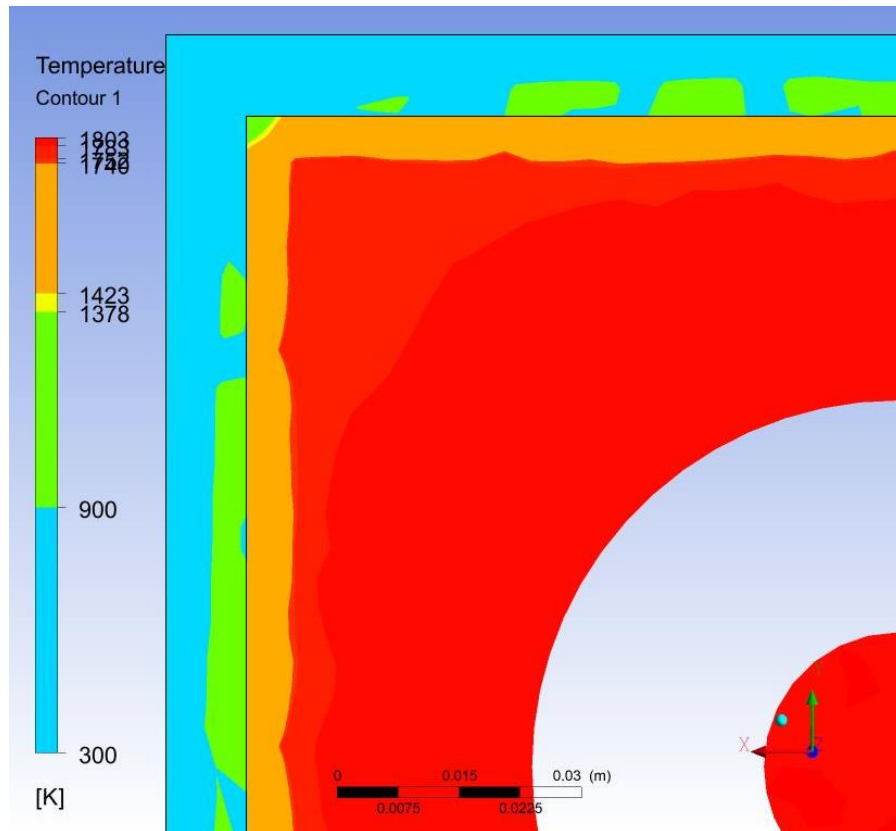


Figura 0.4 Distribución de temperatura en el plano XY localizado en 5 mm por debajo de la superficie del acero.

5.4 CRECIMIENTO DE LA COSTRA SOLIDIFICADA DE ACERO

La figura 5.5 muestra el perfil de temperatura del acero en el plano YZ ($X=0$) y los perfiles de temperatura del acero en los planos XY a distintas distancias desde el menisco hacia la salida del molde. Se observa en la figura 5.5a correspondiente a una sección transversal a 15 mm desde la superficie, que la costra solidificada de acero creció de manera irregular por el efecto ya explicado de las fluctuaciones en el acero que condujo a que la escoria líquida se infiltrara discontinuamente por el canal en toda la periferia de la palanquilla. De manera que el acero líquido estuvo expuesto directamente al molde de manera discontinua y por ende absorbiendo calor de una forma irregular, lo que causó la presencia de algunos puntos en el molde más

caliente que correspondió a los sitios donde la costra comenzó a formar un grosor mayor. Esto demuestra que un nivel inestable en la superficie del acero es muy perjudicial porque afecta una infiltración constante del polvo colador en el canal.

Los contornos de temperatura en los siguientes planos XY en la figura 5.5 permiten describir el crecimiento de la costra solidificada de acero y la infiltración de la escoria por el canal molde – acero. Se puede observar que la costra solidificada de acero crece rápidamente hasta una profundidad en el molde de 200 mm tomando como referencia la parte superior del molde, luego el crecimiento de la capa solidificada pareciera detenerse y disminuir su espesor hasta los 600 mm muy próximo a la salida del molde.

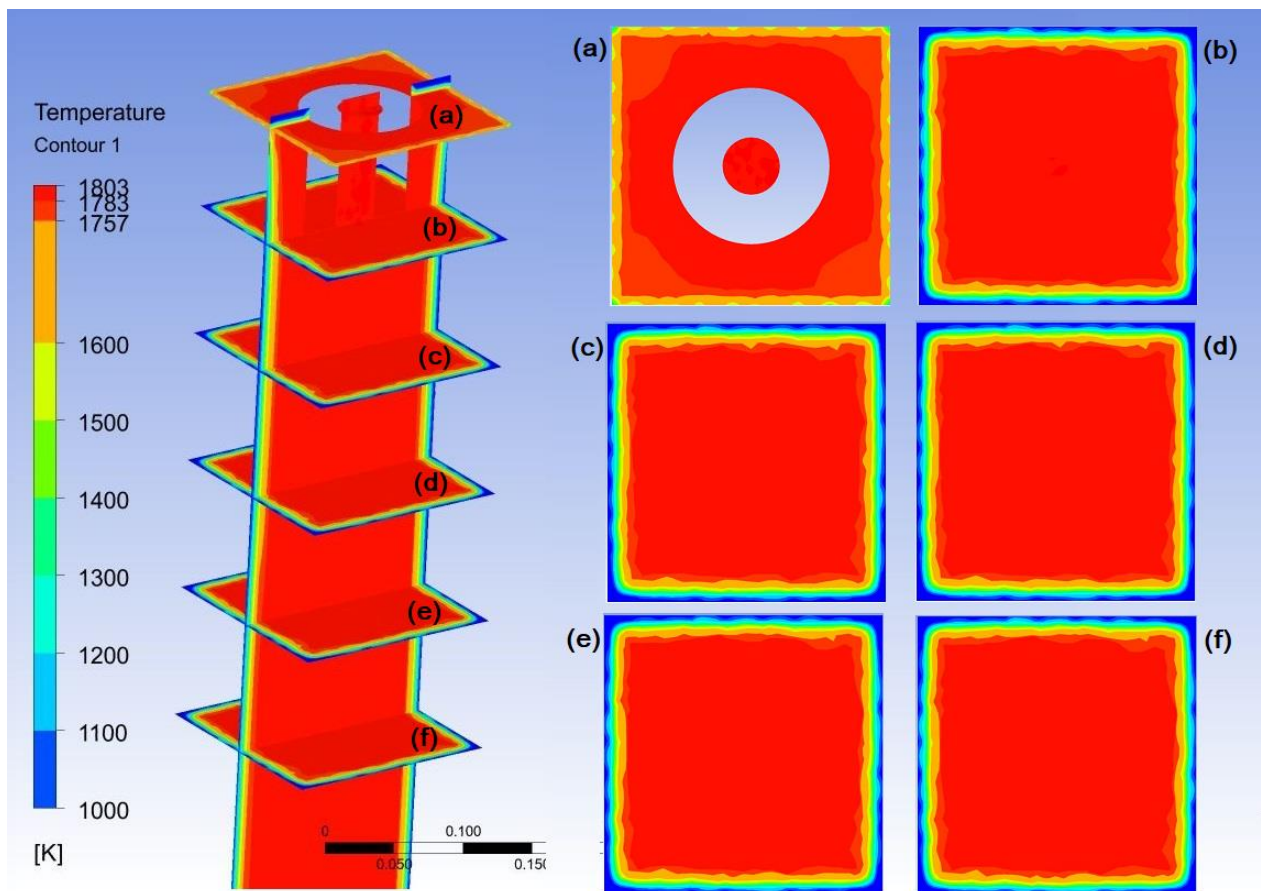


Figura 0.5 Perfiles de temperatura en el plano XY localizados a) 15 mm, b) 100 mm, c) 200 mm, d) 300 mm, e) 400 mm y f) 500 mm por debajo de la superficie del acero.

Para comprender con mayor detalle la solidificación del acero, se graficó en la figura 5.6 la formación de la costra desde la superficie hasta la salida del molde. Se puede verificar que el espesor de la costra se formó rápidamente en la dirección de colada desde la zona del menisco hasta $Z = 500$ mm, y luego comenzó a experimentar un descenso hasta $Z = 600$ mm. Este comportamiento en la disminución del espesor de la costra era el esperado, debido a que este descenso coincide con la zona de impacto de los reflujos inferiores en el molde. Como ya se explicó anteriormente, este comportamiento se explica por el efecto que tiene la penetración vertical del chorro de acero líquido en la lingotera, además, del movimiento oscilatorio del molde, que hace que el recalentamiento se distribuya homogéneamente [172]. También se puede notar, que después de $Z = 600$ mm hasta la salida del molde ($Z = 731$ mm) la costra recupero espesor producto de que la zona de los reflujos no tuvieron gran incidencia.

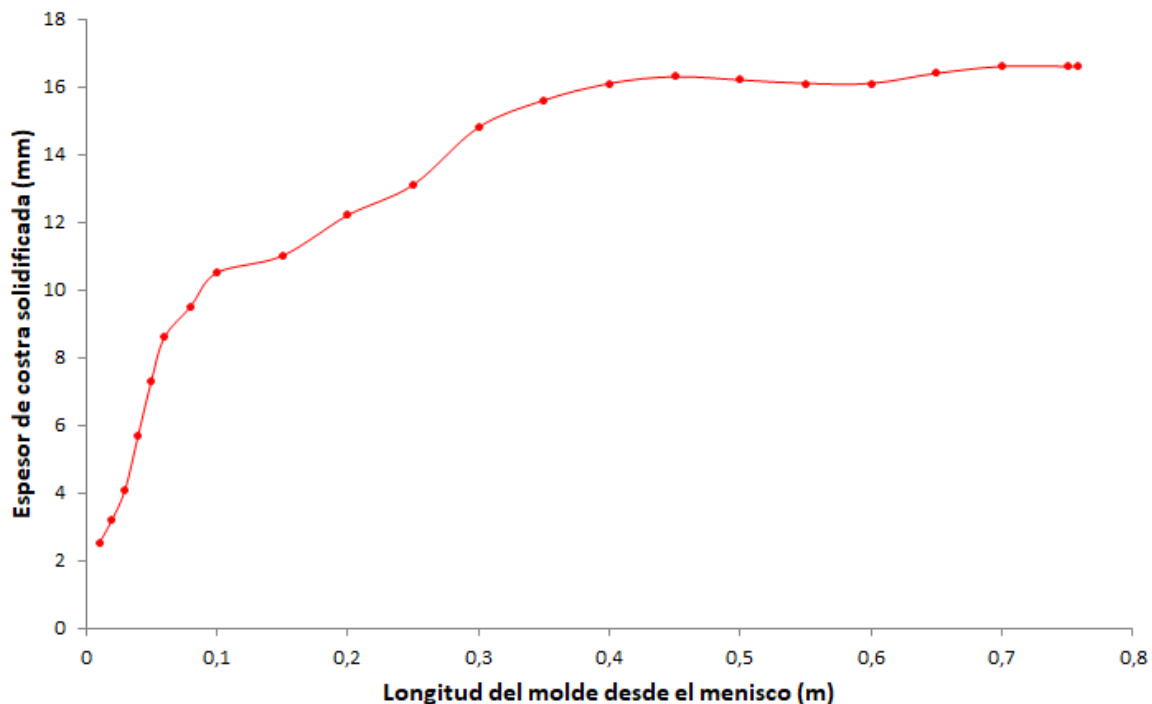


Figura 0.6 Crecimiento de la costra sólida de acero en el molde.

La figura 5.7 muestra el comportamiento de las temperaturas de las caras fría y caliente del molde de colada, en ella se puede notar que en ambas caras del molde se mantuvo el mismo comportamiento a lo largo del molde. En la zona del menisco se registraron las temperaturas más

altas, debido a que allí, el acero estuvo más cerca del molde y la resistencia al flujo de calor es menor, de manera que la transferencia calor que se registra en esta zona del molde es la mayor. También es importante comentar, que en el sentido de la colada, entre $Z = 450\text{mm}$ y $Z = 600\text{ mm}$ las caras del molde registraron un ligero aumento en las temperaturas, debido a que el espesor de la costra en esta zona sufrió refusión por el impacto de los reflujos y el sobrecalentamiento.

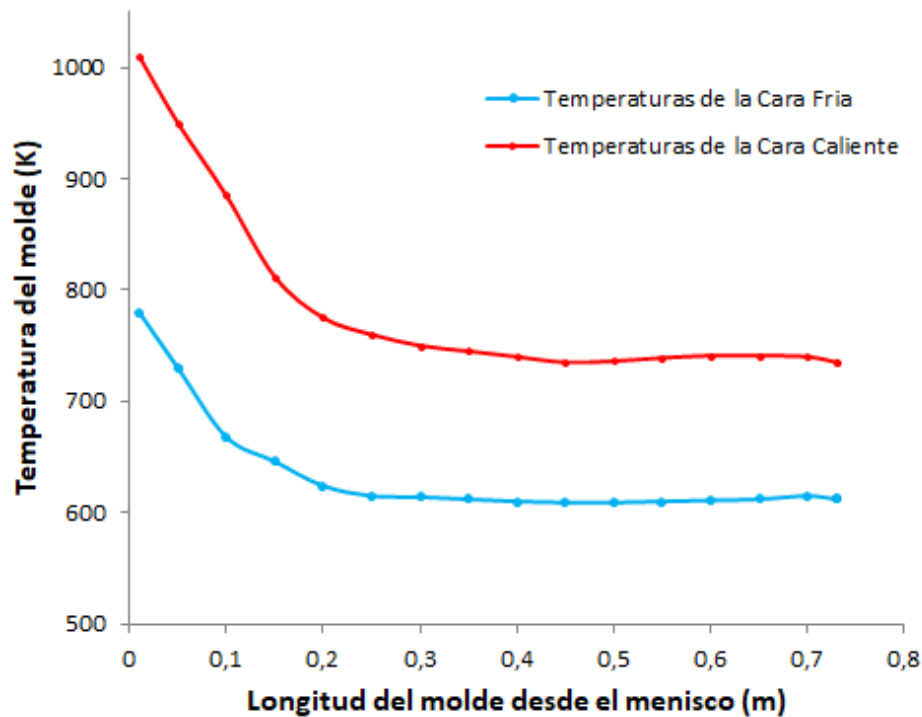


Figura 0.7 Comportamiento de la temperatura en las caras fría y caliente del molde.

Finalmente, para disminuir los efectos sobre el crecimiento de la costra de acero, es necesario controlar el patrón de flujo en el molde, puesto que los reflujos tienen una participación importante sobre la solidificación. El sobrecalentamiento es un poco más difícil de controlar porque depende de una serie de factores que incluyen la temperatura de vertido del acero fuera del horno, la temperatura de la artesa y el distribuidor, entre otros, por lo tanto, se requiere una fundición estable para mantener un sobrecalentamiento constante del acero. Otro parámetro que no deja de ser importante, a pesar de que su influencia es mínima es la conductividad térmica del molde [21]. Cuando el espesor del molde de cobre es pequeño la conductividad térmica del cobre cobra menos importancia, pero ciertamente tendrá un efecto mayor si el espesor fuese mayor. Y no puede dejar de mencionarse la composición química del acero que también tuvo que ver con la

forma del crecimiento de la costra de acero, puesto que cada composición tiene una conductividad térmica, y su influencia se ha observado [20, 21] de manera notable respecto a los otros factores discutidos anteriormente.

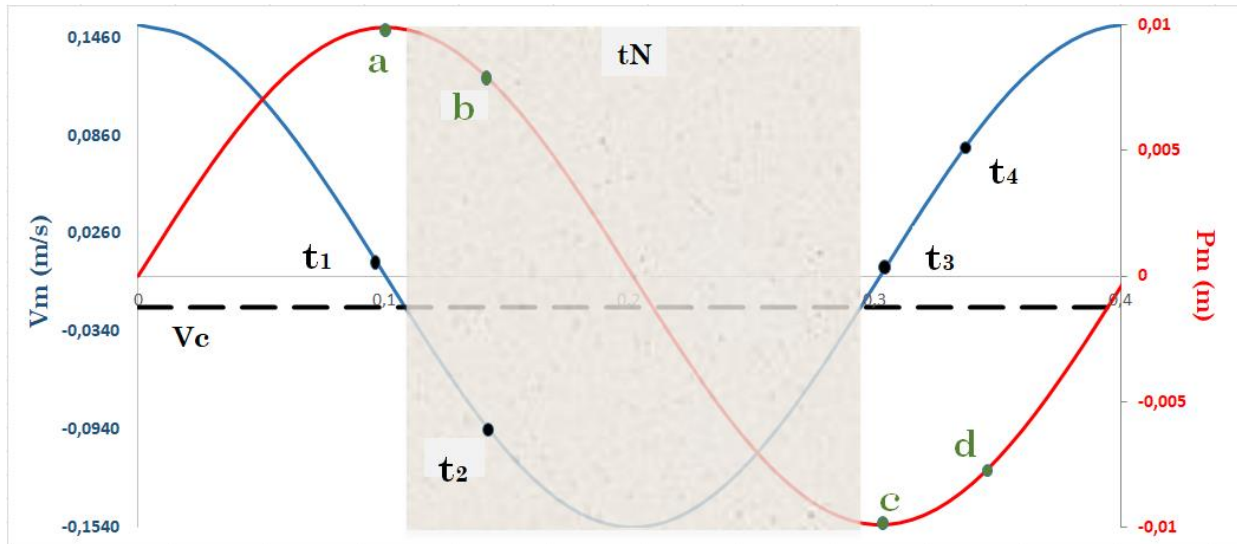
5.5 COMPORTAMIENTO DEL MENISCO DURANTE UN CICLO DE OSCILACIÓN DEL MOLDE

Producto de la optimización de los parámetros del molde, se construyó la figura 5.9a, quien describe el comportamiento de la oscilación del molde durante un ciclo. Este ciclo muestra las características del flujo de escoria líquida en el área del menisco durante cuatro momentos específicos (t_1, t_2, t_3, t_4) para una oscilación sinusoidal. La curva azul representa la velocidad del molde (V_m), la curva roja la posición del molde (P_m), y la línea punteada negra la velocidad de colada (V_c). También se muestra el tiempo de desmolde negativo ($tN = 0,18 s$) que se denota con el área sombreada, y corresponde a la zona en que la velocidad del molde supera a la velocidad de colada ($V_c = 0,02033 m \cdot s^{-1}$). La zona distinta a tN representa el tiempo de desmolde positivo (tP).

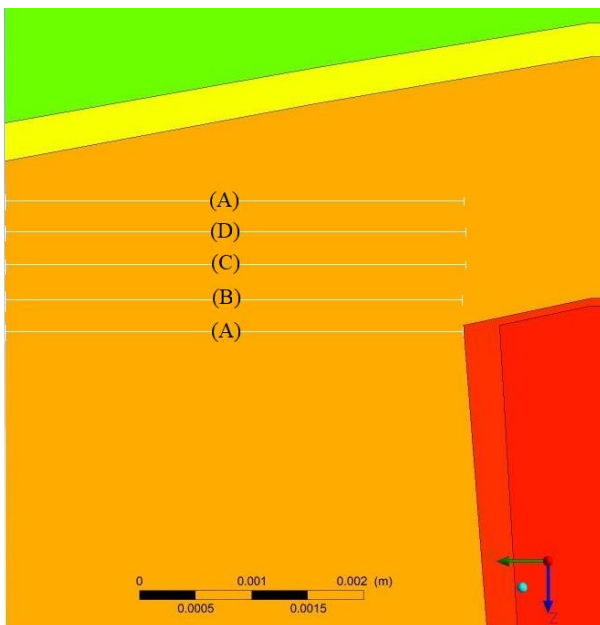
En la figura 5.8b se observa que cuando el molde descendió desde “a” hasta “b” el acero fundido se movió hacia la pared del molde por el efecto del impulso que toma el molde para bajar (desde una velocidad cero a una velocidad mayor) que hace que el canal de escoria se cierre momentáneamente. Luego el molde continuo bajando (b – c) a una velocidad mayor a la V_c , y el acero fundido se separó del molde, y el canal de escorias se hizo más ancho. Posteriormente, el molde comenzó el ascenso (c – d) y el canal de escoria se hizo más angosto hasta que el molde llego a su punto más alto. En la figura 5.8c se pudo notar, que la altura del borde de la escoria vario durante el ciclo de oscilación, es decir, mientras el canal llego a cerrarse, el borde de escoria subió y cuando el canal se hizo más ancho el borde de escoria bajo.

Este comportamiento que se ha descrito en la figura 5.8, permite suponer que durante la oscilación ascendente del molde, el canal de escoria se hace más angosto y la altura del borde de escoria sube, debido a que la escoria liquida es forzada a salir del canal por el efecto de arrastre que transmite la pared del molde a las capas límite de la escoria. Y durante la oscilación descendente del molde (cuando $V_m > V_c$), el canal de escoria se hace más ancho y la altura del borde de escoria baja por el mismo efecto de capa limite que hace que la escoria liquida se

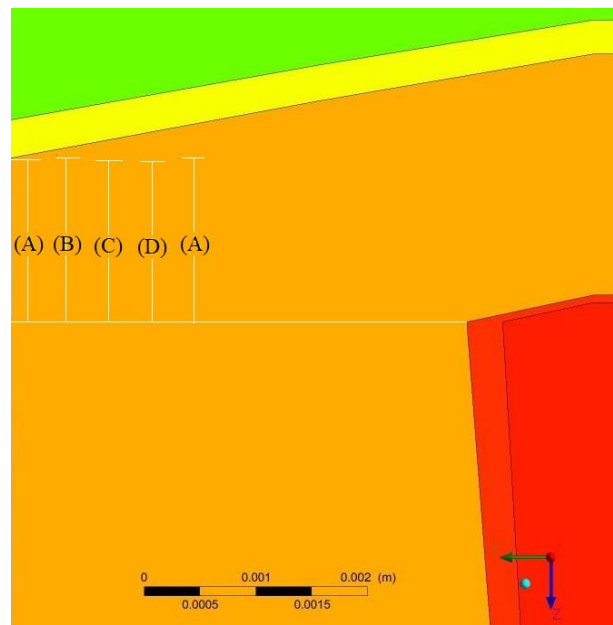
introduzca en el canal en una mayor tasa de flujo mientras la velocidad del molde se va incrementado.



a)



b)



c)

Figura 0.8 Comportamiento durante un ciclo de a) la oscilación del molde, b) canal de escoria horizontal, y c) canal de escoria vertical .

Los resultados que se han obtenido en esta investigación sobre los movimientos de escoria y acero en el menisco tienen la aceptación de varios estudios [1, 4, 8, 13, 20, 21, 98, 100], en

estos se ha afirmado que durante el descenso del molde la escoria líquida se infiltra en el canal para mejorar el proceso de lubricación y transferencia de calor, y mientras el molde asciende la costra solidificada de acero es despegada del molde. En [81] se ha observado que al inicio del descenso, el molde y el borde de escoria se encuentran en la posición más alta, y cuando finaliza el descenso, el molde y el borde de escoria llegan a la posición más baja. En [170, 174], se ha informado que en el desmolde negativo cuando la velocidad del molde ha superado a la velocidad de colada la escoria vítrea se mueve con la placa del molde hacia abajo, actuando como un pistón y llega a ocupar parte del espacio de la escoria líquida, por lo tanto, gran parte de la escoria líquida tiende a salir del canal y se regresa a la piscina de escoria en la superficie. En [86] determinaron que en el periodo que $V_m > V_C$ la costra se desprende de las paredes del molde bajo la influencia de pequeño esfuerzo de compresión y no se somete a esfuerzos de tracción, y esto mejora la calidad superficial de las piezas de fundición.

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

6.1 CONCLUSIONES

Los modelos de aproximación del equivalente de carbono “Wolf” y “Howe”, y el modelo de potencial ferrítico, determinaron que el acero 20CrMnTi tratado en esta investigación muestra un comportamiento peritéctico de grado sensible a depresiones y grietas.

Con base a la literatura se seleccionaron diez (10) criterios de calidad para tratar la aparición de defectos superficiales de marcas de oscilación y grietas en el acero. El cumplimiento de los criterios tienden a minimizar la fuerza de fricción entre el molde y el acero, la fluctuación de la temperatura de la pared del molde, la aparición de orificios, la variación del espesor de la película del fundente, la fluctuación de la transferencia de calor, y la ruptura del fundente que solidifica.

La selección de los criterios se basó en el uso de polvos coladores y movimientos de oscilación del molde para influir en una menor aparición de defectos para un acero de grado sensible a depresiones y grietas. Los parámetros tratados en estos criterios son: viscosidad y densidad del polvo colador, velocidad de colada, temperatura de solidificación del polvo colador, frecuencia de oscilación y carrera del molde, relación superficie/volumen de la sección de la palanquilla, velocidad de drenaje del polvo y longitud del molde.

Se desarrolló un algoritmo basado en metodología heurística, con el que se consiguió un ajustado rango en los parámetros de viscosidad del fundente, temperatura de solidificación del polvo, velocidad de drenaje del polvo y carrera de oscilación del molde, manteniendo los límites establecidos en cada uno de los criterios.

Los rangos de viscosidad y temperatura de solidificación del fundente se ajustaron hacia valores inferiores y superiores respectivamente. Estos valores traerán mejoras en la transferencia de calor de la etapa inicial de solidificación del acero. El rango de la velocidad de colada tendió hacia valores relativamente inferiores ($0,68 \text{ m}\cdot\text{mm}^{-1}$ y $1,61 \text{ m}\cdot\text{mm}^{-1}$), lo que favorecerá la formación de una costra de acero que resista la presión ferrostática a la salida del molde.

Se desarrolló un algoritmo de optimización con múltiples criterios y múltiples restricciones basadas en el método de enjambre de partículas (*PSO*), con el que se determinó

valores adecuados en los parámetros, que pudieran repercutir en una mínima aparición de defectos superficiales en el acero.

El algoritmo de optimización *PSO* alcanzó un valor mínimo en la función objetivo de 2,377, utilizando el concepto de función parabólica con vértice en el valor nominal propuesta por Taguchi.

El algoritmo *PSO* fue validado con un algoritmo de optimización de enseñanza y aprendizaje (*TLBO*) en procesos de fundición a presión, compresión y colada continua, demostrando buena convergencia de los resultados a menor costo computacional.

Se diseñó la geometría en 3D de un molde con buza convencional de un proceso de colada continua de palanquillas de acero mediante el método de los volúmenes finitos, y se validó con los resultados numéricos de [30]. Los reportes mostraron gran similitud en el comportamiento de las temperaturas, la formación de la costra solidificada de acero y la descripción de las líneas de flujo.

Se construyó el modelo numérico en 3D del molde basado en el acoplamiento del modelo matemático de volumen de fluidos (*VOF*) y el esquema implícito, el modelo de turbulencia *K-ε* realizable, el modelo de solidificación / fusión y el modelo de energía. El molde se hizo oscilar de forma sinusoidal con el desarrollo de una función definida por el usuario (*UDF*) y el sólido correspondiente a la solidificación se extrajo a la velocidad de colada.

Los resultados de la simulación del modelo numérico 3D mostraron la formación de una zona de pequeña recirculación en la parte superior del molde que impacto en la interfaz de la escoria – acero afectando la infiltración de escoria y la transferencia de calor; y una zona de recirculación de mayor expansión en la parte media del molde que influyó en el crecimiento de la costra solidificada de acero y en la distribución de temperaturas. Estas condiciones inducen la formación de grietas longitudinales y transversales en las palanquillas de acero.

En la zona del menisco se formó un canal entre las paredes del molde y el flujo de acero, que se hacía mayor cuando el molde oscilaba hacia abajo, lo cual favorece la infiltración de escoria líquida; y se cerraba cuando el molde ascendía a la posición inicial para iniciar el despegue de la costra de acero. Este comportamiento se ha reportado en otras investigaciones.

Se observaron fluctuaciones en las temperaturas de las paredes del molde debido a inestabilidades en el canal de infiltración de escoria, por lo que se esperaba la aparición de depresiones en la superficie de las palanquillas de acero.

La costra de acero experimento un crecimiento acelerado en el primer tercio de la longitud del molde debido a la alta capacidad de enfriamiento del modelo, y luego se mantuvo en los otros dos tercios debido a que los movimientos oscilatorios del molde contribuyeron en la distribución de temperaturas. La ligera disminución del espesor de la costra de acero en la parte baja del molde se debió al impacto de los reflujos inferiores.

6.2 RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS

Para futuros trabajos se recomienda abarcar otros tipos de defectos que tienen su origen en el inicio de la solidificación, para incluirlos en el algoritmo y de esta manera se pueda avanzar en conseguir las condiciones en el molde que sean muy similar a los presentados en los procesos siderúrgicos. Incorporar en el modelo numérico 3D parámetros termofísicos dependientes de la temperatura para interpretar el fenómeno de acumulación de escoria en el menisco.

También se sugiere estudiar la aplicación de campos electromagnéticos al modelo numérico, con la finalidad de establecer condiciones que minimicen el fenómeno de segregación de los elementos aleantes del acero en la palanquilla. Así como hacer modificaciones en la configuración de la buza de entrada sumergida, para conseguir un patrón de flujo que favorezca la calidad del acero.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] A. Nájera Bastidas, “Análisis del flujo de fluidos y transferencia de calor sobre la calidad de palanquillas de acero”, (Tesis Doctorado), Ingostituto Politécnico Nacional, México, 2010. [URL](#)
- [2] J. Calvo Muñoz, “Efecto de los elementos residuales e impurezas en la ductilidad y mecanismos de fragilización en caliente de un acero de construcción 0,23C – 0,9Mn – 0,13Si”, (Tesis Doctoral), Departamento de ciencia de los materiales e ingeniería, Metalurgia, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, 2006. [URL](#)
- [3] R. Mannheim, “Introducción general a la colada continua”, *Revista Remetallica*, no. 5, pp. 28-38. 1983. [URL](#)
- [4] B. Flores Garza, “Descripción del proceso de colada continua mediante CFD”, (Tesis de maestría), Universidad Autónoma de Nuevo León, 2010. [URL](#)
- [5] J. Coley Zapata, “Fundición continua, una oportunidad para mejorar la calidad de los hierros”, *Revista metalactual.com. Procesos*, pp. 10-17. 2010. [URL](#)
- [6] M. Aballe, “Colada continua y semicontinua de productos industriales”, en *Conference: 2ª Jornada de Ciencia y Tecnología de Materiales*. Barcelona 1992. [URL](#)
- [7] R. Kumar, “Computational Fluid Dynamic (CFD) simulation for continuous casting process of steels. (Tesis de Maestría), Department of Metallurgical and Materials Engineerin, National Institute of Technology Rourkela, 2015. [URL](#)
- [8] J. Romo Castañeda, “Estudio de la formación de especies mineralógicas en el molde de colada continua de planchón delgado de acero”, (Tesis de maestría), Instituto politécnico nacional. Ciudad de México, 2011. [URL](#)
- [9] J. Belisario, “Evaluación de la efectividad del proceso de colada en la reducción de defectos de salpicaduras en las palanquillas producidas en la acería 150 TM de Sidor”, (Tesis de grado), Universidad Nacional Experimental de Guayana, 2011. [URL](#)
- [10] S. Kumar, “Mould thermal response and formation of defects in the continuous casting of steel billets”, (Tesis Doctoral), Department of Metals and Materials Engineering, The University Of British Columbia. January 1996. [URL](#)
- [11] C. Real; L. Hoyos; F. Cervantes; R. Miranda; M. Palomar; J. González, “Influencia de la geometría de la buza sobre la transferencia de calor en un molde de colada continua de acero”, *8º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*, Cusco, 2007. [URL](#)
- [12] M. A. Clavijo, “Consideraciones sobre la colada continua del acero”, *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, vol. 13, no. 4, Jul. 1974. [URL](#)
- [13] S. Bockus, “Regulation of heat transfer in the horizontal continuous casting moulds”, *Proceedings of the 4th WSEAS Int. Conf. on Heat Transfer, Thermal Engineering And Environment*, Elounda, Greece, pp. 94-98, 2006. [URL](#)
- [14] V. Tsoukalas. “Optimization of porosity formation in AISi9Cu3 pressure die castings using genetic algorithm analysis”, *Mater. Des.* 29, 2027–2033. 2008.
- [15] B. G. Thomas. “Modeling of Continuous Casting”. Chapter 5. *The AISE Steel Foundation, Pittsburgh*, PA. 2003. [URL](#)
- [16] B. A. Pereira; J. A. Castro; A. J. Da Silva; J. A. Duran, “Modelado del proceso de colada continua de aceros libres de intersticios”, *Inf. tecnol.*, vol. 21, no. 6, 2010. <http://dx.doi.org/10.4067/S0718-07642010000600002>
- [17] V. Chang; P. Bolsaitis, “Simplified model for heat transfer and solidification in continuous casting”, *Latin American Journal of Metallurgy and Materials*, vol. 2, no. 2, pp. 130- 138,1982. [URL](#)
- [18] A. Grill; J. K. Brimacombe, “Influence of carbon content on rate of heat extraction in the mould

- of a continuous-casting machine”, *Ironmaking Steelmaking*, vol. 3, no. 2, pp. 76-79, 1976. [URL](#)
- [19] B.G Thomas; G. Li; A. Moitra; D. Habing, “Analysis of Thermal and Mechanical Behavior of Copper Molds during Continuous Casting of Steel Slabs”, *80th Steelmaking Conference*, Chicago, IL, April, 13-16. ISS Herty Award, 1997. [URL](#)
- [20] C. Cicutti, “Transferencia de calor en la colada continua de aceros, I parte, el molde”, *Revista Metalurgia, Madrid*, vol. 33, no. 5, pp. 333-344. 1977. <https://doi.org/10.3989/revmetalm.1997.v33.i5.846>
- [21] H. T. Abuluwefa; M. A. Al-Ahresh; A. Bosen, “Factors Affecting Solidification of Steel in the Mould During Continuous Casting of Steel Billets”, *Procedures of the international mulconference of engineers and computer scientists*, Hong Kong, Vol. II, 2012, pp. 14-16. [URL](#)
- [22] I. V. Samarasekera. “Thermal distortion of continuous casting moulds”. (Tesis Doctoral) The University of British Columbia, Vancouver, Canada, 1980. [URL](#)
- [23] I. V. Samarasekera; D. L. Anderson; J. K. Brimacombe, “The Thermal Distortion of Continuous-Casting Billet Molds”, *Metallurgical Transactions B.*, vol. 13B, pp. 91-104. Dec. 1980. <https://doi.org/10.1007/BF02666960>
- [24] J. Adilson, B. Amaral, R. Sampaio, E. Mendes and I. Leão. “Numerical Study of Turbulent Flows and Heat Transfer in Coupled Industrial-Scale Tundish of a Continuous Casting Material in Steel Production”. IntechOpen. Chapter 16. 2018.
- [25] M. Long; H. Chen; D. Chen; S. Yu; B. Liang; H. Duan, “A Combined Hybrid 3-D/2-D Model for Flow and Solidification Prediction during Slab Continuous Casting”, *Metals*, vol. 8, no. 3, Mar. 2018. <https://doi.org/10.3390/met8030182>
- [26] M. Shen; Z. Zang; K. Shu, “Mathematics simulation and experiments of continuous casting with strip feeding in mold”. *Metalurgija*, vol. 56, no. 3-4, pp. 315-318, 2017. [URL](#)
- [27] P. Ni; M. Ersson; L. Ingemar Jonsson; T. Zhang; P. Jönsson, “Numerical Study on the Influence of a Swirling Flow Tundish on Multiphase Flow and Heat Transfer in Mold”, *Metals*, vol. 8, no. 5, pp. 368, May. 2018. <https://doi.org/10.3390/met8050368>
- [28] Q. Wang; L. Zhang and S. Sridhar. “Modeling on fluid flow and inclusion motion in centrifugal continuous casting strands”. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 47 (4). pp. 2623-2642. 2016.
- [29] R. J. Chung Carrero, “Efecto del enfriamiento del líquido y la solidificación primaria en la aleación Al-0,55%Fe-0,37% Si”, (Tesis de grado), Universidad Simón Bolívar, Sartenejas, 2004. [URL](#)
- [30] W. Zhang; S. Luo; Y. Chen; W. Wang; M. Zhu. “Numerical Simulation of Fluid Flow, Heat Transfer, Species Transfer, and Solidification in Billet Continuous Casting Mold with M-EMS”. *Metals*, vol. 9, no. 1, pp. 66. Jan. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9010066>
- [31] X. B. Zhang; W. Chen; L. Zhang, “A coupled model on fluid flow, heat transfer and solidification in continuous casting mold”, *China Foundry*. vol. 14, no. 5, pp. 416-420, Sep. 2017. <https://doi.org/10.1007/s41230-017-7171-2>
- [32] M.S. Kulkarni, y A. Subash Babu, “Managing Quality in Continuous Casting Process Using Product Quality Model and Simulated Annealing”. *J. Mater. Process. Technol.* 166, 294–306. 2005.
- [33] E. Anglada; A. Meléndez; A. Obregón; E. Villanueva and I. Garmendia. “Performance of Optimization Algorithms in the Model Fitting of the Multi-Scale Numerical Simulation of Ductile Iron Solidification”. *Metals*, 10, 1071. 2020.
- [34] P. Larrañaga y J. Sertucha. “Estudio térmico y estructural del proceso de solidificación de fundiciones de hierro con grafito laminar”. *Revista de Metalurgia*, 46 (4), Julio-Agosto, 370-380. 2010.
- [35] R. Venkata; V.D. Kalyankar y G. Waghmare. “Parameters Optimization of Selected Casting Processes Using Teaching–Learning-Based Optimization Algorithm. *Applied Mathematical*

- Modelling”, 38, 5592–5608. 2014.
- [36] Z. Peng; Y. ping Bao; Y. nan Chen; L. kang Yang; C. Xie; F. Zhang, “Effects of calculation approaches for thermal conductivity on the simulation accuracy of billet continuous casting”, *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 21, 18–25. Jan. 2014. <https://doi.org/10.1007/s12613-014-0860-6>
- [37] D. Wu; Z. Ji; J. Yang; H. Gao; J. Yu and Z. Ju. “Coordinated Optimal Control of Secondary Cooling and Final Electromagnetic Stirring for Continuous Casting Billets”. Hindawi, Journal of Control Science and Engineering Volume 2020, Article ID 6502028, 9 pages. 2020.
- [38] Z. Ji and Y. Jiang. “Optimization of Cooling Parameters in Casting Processes Based on Adaptive Evolutionary Particle Swarm Algorithm”. *Advanced Materials Research Vols.* 468-471, pp 2399-2402. 2012.
- [39] Z. Lei and W. Su. “Research and Application of a Rolling Gap Prediction Model in Continuous Casting”. *Metals*, 9, 380. 2019.
- [40] X. Wang; Z. Wang and M. Yao. “Particle Swarm Optimization for Estimation on Mould Oscillation for Continuous Casting Process”. *Seventh International Conference on Natural Computation.* 978-1-4244-9953-3. 2011.
- [41] Y. Li and W. Zang. “Prediction and Analysis of Slab Quality Based on Neural Network Combined With Particle Swarm Optimization (PSO)”. *METABK* 60(1-2) 15-18. 2021.
- [42] X. Wang; Z. Wang; Y. Liu; F. Du; M. Yao and X. Zhang. “A particle swarm approach for optimization of secondary cooling process in slab continuous casting”. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 93; 250–256; 2016.
- [43] Y. Zhai; Y. Li; B. Ma; C. Yan and Z. Jiang, “The optimization of the secondary cooling water distribution with improved genetic algorithm in continuous casting of steels”, *Materials Research Innovations*, 19:sup1, S1-26-S1-31. 2015.
- [44] A. Maurya and P. Jha. “Effect of casting speed on continuous casting of steel slab” *Int. J. Mech. Eng. & Rob. Res.* 2014.
- [45] H. Arcos; G. Barrera y R. Escudero. “Simulación matemática para la optimización del patrón de flujo entregado por una buza para el molde de colada continua de planchón delgado. *Revista Materia*”. Vol. 23, No. 2. 2018.
- [46] T. Zhang; J. Yang; and P. Jiang. “Measurement of Molten Steel Velocity near the Surface and Modeling for Transient Fluid Flow in the Continuous Casting Mold”. *Metals*, 9, 36; 2019. doi:10.3390/met9010036.
- [47] A. Ramírez Cruz; O. Hernández Nava; A. Aldama Moreno; M. Ramírez Vargas, “Caracterización de fundentes para molde de colada continua de acero”, *Acta Universitaria*, vol. 17, no. 1, pp. 52-58. 2007. [URL](#)
- [48] I. Hahn; M. Schneider; J. Terhaar; J. Jarolimeck; R. Sauermann, “Quality Prediction of Cast Ingots”. *International Conference on Casting, Rolling and Forging ICRF*, 2012. [URL](#)
- [49] M. Long; H. Chen; D. Chen; S. Yu; B. Liang; H. Duan, “A Combined Hybrid 3-D/2-D Model for Flow and Solidification Prediction during Slab Continuous Casting”, *Metals*, vol. 8, no. 3, Mar. 2018. <https://doi.org/10.3390/met8030182>
- [50] R. Niu; B. Li; Z. Liu; X. Li, “Melting of Moving Strip during Steel Strip Feeding in Continuous Casting Process”, *Steel research international*, vol. 89, no. 5, 2-13. Feb. 2018. <https://doi.org/10.1002/srin.201700407>
- [51] G. Azizi, B. Thomas, and M. Asle Zaeem. “Review of Peritectic Solidification Mechanisms and Effects in Steel Casting”. *Metallurgical and materials transactions B*, Volume 51B, October 2020.
- [52] A. Huespe; A. Cardona and V. Fachinotti. “Thermomechanical model of continuous casting process”. *Computer Methods in Applied Mechanics Engineering*, vol. 182, n. 3-4, p. 439-455. 2000.
- [53] B.G. Thomas; L. Mika y F. Najjar. “Simulation of fluid flow inside a continuous slab-casting machine”. *Metallurgical Transactions B*: 21B(2), 387-400. 1990.

- [54] S. Choudhary; D. Mazumdar y A. Ghosh. “Mathematical modeling of heat transfer phenomena in continuous casting of steel”. *ISIJ International*: 33(7), 764-774. 1993.
- [55] X. Li; B. Li; Z. Liu; R. Niu; Y. Liu; C. Zhao; C. Huang; H. Qiao and T. Yuan. “Large Eddy Simulation of Multi-Phase Flow and Slag Entrapment in a Continuous Casting Mold”. *Metals*, 9, 7; 2018. doi:10.3390/met9010007.
- [56] M.S. Kulkarni, y A. Subash Babu, “Metamodels for continuous casting”, CARE Technical Report, Indian Institute of Technology. 2001.
- [57] M.S. Kulkarni, y A. Subash Babu, “A System of Process Models for Estimating Parameters of Continuous Casting Using Near Solidus Properties of Steel”, *Mater. Manufact. Process.* 18, 287–312. 2003.
- [58] M. El-Anwar; G. Megahed; M. Bedewy; M. El-Sherbiny; N. Chazly, “Simulation of Fluid Flow In Thin Slab Casting Process”, *Conference: 9th International Mining, Petroleum, and Metallurgical Engineering Conference (MPM)*, Cairo University, 2005. [URL](#)
- [59] K. Mills; P. Ramirez; P. Lee; B. Santillana; B. Thomas; R. Morales, “Looking into continuous casting mould”, *Ironmaking and Steelmaking*, vol. 41, no. 4, pp. 242-249, May. 2014. <https://doi.org/10.1179/0301923313Z.000000000255>
- [60] J. P. Pulgar Hormazábal, “Perfil de solidificación de acero bajo distintas condiciones operacionales en colada continua de palanquillas”, (Tesis de grado), Universidad de Concepción, Facultad de Ingeniería, 2018. [URL](#)
- [61] M. G. Shen; Y. J. Liu; X. L. Zhu; Z. Y. Xiao; Y. C. Liu., “Study on the influence of new riser structure on the quality of steel ingot”, *Metalurgija*, vol, 58, no. (1-2), pp. 47-50. 2019. [URL](#)
- [62] J. Barco, J. Palacios; C. Ojeda; M. Ojanguren, “Modelización global del proceso de colada continua”, *Revista de Metalurgia.*, Vol. Extr. pp. 463-468, 2005. <https://doi.org/10.3989/revmetalm.2005.v41.iExtra.1077>
- [63] J. L. Acevedo Cabello, “Predicción microestructural de palanquillas de acero al carbono obtenidas por colada continua empleando una aproximación macro-micro”, (Tesis Doctoral), Universitat Politècnica de Catalunya, España, 2013. [URL](#)
- [65] R. Albery; A. Leclercq; D. Aumary; M. Lahousse, “La lingotière de coulée continue de brames et son bilan thermique”, *Revista Metalúrgica.*, vol. 73, no. 7-8, pp- 545-558. Jul. 1976. <https://doi.org/10.1051/metal/197673070545>
- [66] R. Chaudhary; G. Lee; B. G. Thomas; S. Cho; S. H. Kim; O. D. Kwon. “Effect of Stopper-Rod Misalignment on Fluid Flow in Continuous Casting of Steel”. *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 42, no. 2, pp. 300-315, Feb. 2011. <https://doi.org/10.1007/s11663-011-9478-5>
- [67] B.G. Thomas; I. V. Samarasekera; J. K. Brimacombe. “Comparison of numerical modeling techniques for complex, two-dimensional, transient heat-conduction problems”., *Metall. Mater. Trans B.*, vol. 15, pp. 307–318, Aug. 1984. <https://doi.org/10.1007/BF02667334>
- [68] J. Szekely; V. Stanek. “On heat transfer and liquid mixing in the continuous casting of steel”., *Metall. Trans.*, vol. 1, pp. 119–126. Apr. 1970. [URL](#)
- [69] A. Ramírez-López; R. Aguilar-López; M. Palomar-Pardavé; M. A. Romero; D. Muñoz-Negrón, “Simulation of heat transfer in steel billets during continuous casting”., *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 17, pp. 403–416. Jul. 2010. <https://doi.org/10.1007/s12613-010-0333-5>
- [70] M. Vynnycky, “Applied mathematical modelling of continuous casting processes: A Review. *Metals*, vol. 8, no. 11, nov. 2018. <https://doi.org/10.3390/met8110928>
- [71] J. Madias, “Innovaciones en la colada continua de semiproductos para laminados largos”, *Acero Latinoamericano.*, no. 567, pp. 26- 37, Mar, 2018. [URL](#)
- [72] I. V. Samarasekera; J. K. Brimacombe, “The Influence of Mold Behavior on the Production of Continuously Cast Steel Billets”, *Metallurgical Transactions B*. vol. 13, pp. 105-116. Dec. 1982. <https://doi.org/10.1007/BF02666961>

- [73] R. Manojlovic, “Mathematical modeling of solidification Process of continuous casting steel slabs”, *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, vol. 48, no. 4, pp. 419-427, May. 2013. [URL](#)
- [74] J. L. Enríquez Berciano; E. Tremps Guerra; S De E. de Bengy; D. Fernandez Segovia, *Colada del Acero, Monografías sobre Tecnología del Acero, Parte II*. Madrid. 2009. [URL](#)
- [75] B.G. Thomas; L. Zhang, “Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting”, *ISIJ International*, vol. 41, no. 10, pp. 1181–1193, Oct. 2001. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.1181>
- [76] L. Bai; B. Wang; H. Zhong; J. Ni; Q. Zhai; J. Zhang, “Experimental and numerical simulations of the solidification process in continuous casting of slab”, *Metals*, vol. 6, no. 3, Mar. 2016. <https://doi.org/10.3390/met6030053>
- [77] A. Cwudziński; J. Jowša; P. Przegrałek, “Interaction of liquid steel with mould flux in continuous casting bloom mould – numerical simulations and industrial experiences”, *Arch. Metall. Mater.*, vol. 61, no 4, pp. 2013–2020. 2016. <http://doi.org/10.1515/amm-2016-0325>
- [78] E. I. Peterson. “Mold flux crystallization and mold thermal behavior”, (Tesis de Maestría), Missouri University of Science and Technology, 2017. [URL](#)
- [79] Y. Kong; D. Chen; Q. Liu; M. Long, “A Prediction Model for Internal Cracks during Slab Continuous Casting”, *Metals*, vol. 9, no. 5, pp. 587, May. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9050587>
- [80] K. Tsutsumi; T. Nagasaka; M. Hino, “Surface roughness of solidified mold flux in continuous casting process.” *ISIJ international*, vol. 39, no. 11, pp. 1150-1159. 1999. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.39.1150>
- [81] H. Cui; K. Zhang; Z. Wang; B. Chen; B. Liu; J. Qing; Z. Li, “Formation of Surface Depression during Continuous Casting of High-Al TRIP Steel”. *Metals*, vol. 9, no. 2, pp. 204, Feb. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9020204>
- [82] J. Saavedra Poma, “Influencia de la transferencia de calor en la formación de grietas internas”. (Tesis pregrado), Universidad Nacional de Ingeniería, Facultad de Ingeniería Geológica, Minera y Metalúrgica. Lima, Perú, 2009. [URL](#)
- [83] J. Elfsberg, “Oscillation Mark Formation in Continuous Casting Processes”. (Tesis pregrado), *Royal Institute of Technology SE-100 44 Stockholm*, Sweden, 2003. [URL](#)
- [84] L. Damiani. “Optimización Estocástica Acelerada con Aplicación a la Ingeniería de Procesos”. Tesis Maestría. Universidad Nacional del Sur. Argentina. 2019.
- [85] E. Brandaleze; E. González; M. Bentancour, “Mediciones del Porcentaje de Cristalinidad y Determinación del Comportamiento de Polvos Coladores en el Rango entre 1000 °C Y 1200 °C”, *Revista Matéria*, vol 8, no. 3, pp. 238 – 248. 2003. [URL](#)
- [86] A. Sorek; Z. Kudlinski, “The influence of the near-meniscus zone in continuous casting mold on the surface quality of the continuous casting ingots”. *Archives of Metallurgy and Materials.*, vol. 57, no. 1 2012. <https://doi.org/10.2478/v10172-012-0036-1>
- [87] A. Robles Álvarez; H. López García; P. Fernández-Cueto Arguedas; A. M. Díaz Fernández; L. F. Sancho Méndez “Predicción de CLOGGING en la colada continua mediante análisis del sistema de control de nivel”, *In XXIX Jornadas de Automática*, Tarragona, 2008. [URL](#)
- [88] H. Sun; J. Zhang, “Macrosegregation improvement by swirling flow nozzle for bloom continuous castings”, *Metall. Mater. Trans. B*, vol. 45, pp. 936–946, Dec. 2014. <https://doi.org/10.1007/s11663-013-9999-1>
- [89] H. Sun; L. Li; C. Liu, “Novel Opposite Stirring Mode in Bloom Continuous Casting Mould by Combining Swirling Flow Nozzle with EMS”, *Metals*, vol. 8, no. 10, pp. 842, 2018. <https://doi.org/10.3390/met8100842>
- [90] P. Wang *et al.*, “Initial Transfer Behavior and Solidification Structure Evolution in a Large Continuously Cast Bloom with a Combination of Nozzle Injection Mode and M-EMS”, *Metals*,

- vol. 9, no. 10, pp. 1083, Oct. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9101083>
- [91] C. Real; L. Hoyos; F. Cervantes; R. Miranda; M. Palomar; J. González, “Dinámica de fluidos en una Buza Bifurcada y su influencia en un molde de colada continua”, *8º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*, Cusco, 2007. [URL](#)
- [92] K. Rackers; B. Thomas, “Clogging in Continuous Casting Nozzles”, *78th Steelmaking Conference Proceedings*, Nashville, TN, 1995. [URL](#)
- [93] F. Saldaña-Salas; E. Torres-Alonso; J. A. Ramos-Banderas; G. Solorio-Díaz; C. A. Hernández-Bocanegra, “Analysis of the Depth of Immersion of the Submerged Entry Nozzle on the Oscillations of the Meniscus in a Continuous Casting Mold”, *Metals*, vol. 9, no. 5, pp. 596, May. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9050596>
- [94] M. H. Zare; A. H. Meysami; S. Mahmoudi; M. Hajisafari; M. MazarAtabaki. “Simulation of fluid flow and solidification in the funnel type crystalizer of thin slab continuous cast”. *Orient J Chem*, vol. 29, no. 4, Jan. 2014. [URL](#)
- [95] M. Vynnycky; S. Saleem; K. M. Devine; B. J. Florio; S. L. Mitchell; S. B. G. O’Brien, “On the formation of fold-type oscillation marks in the continuous casting of steel”, *R. Soc. open sci.* vol. 4, no. 6. Jun. 2017. <https://doi.org/10.1098/rsos.170062>
- [96] R. López; J. Usart; D. Cerutti, “Medición de nivel en los moldes de colada continua”. *46º Seminario de Aceria Internacional*. ABM Week, Rio de Janeiro, 2015. [URL](#)
- [97] J. A. Castro; B. Amaral Pereira; R. Sampaio de Souza; E. Mendes de Oliveira; I. L. Ferreira “Numerical study of turbulent flows and heat transfer in coupled industrial-scale tundish of a continuous casting material in steel production”, *Numerical Simulations in Engineering and Science*, Chapter 16, 2018. [URL](#)
- [98] X. Yan; B. Jia; Q. Wang; S. He; Q. Wang “Mold nonsinusoidal oscillation mode and its effect on slag infiltration for lubrication and initial shell growth during steel continuous casting”, *Metals*, vol. 9, no. 4, pp. 418, Apr. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9040418>
- [99] H. Wu; Y. Xu; Z. Huo; F. Yue; P. Lu, “Physical modeling of oscillation Effect on fluid flow in mold”, *Metalurgija* vol. 54, no. 3, pp. 465-468, 2015. [URL](#)
- [100] J. Sengupta; B. G. Thomas, “Visualization of Hook and Oscillation Mark Formation Mechanism in Ultra-Low Carbon Steel Slabs During Continuous Casting”. *JOME, Journal of Metals – electronic edition*, pp. 1- 21, Dec. 2006. [URL](#)
- [101] J. Cibulka; R. Krzok; R. Hermann; D. Bocek; J. Cupek; K. Michalek, “Impact of oscillation parameters on surface quality of cast billets”, *Arch. Metall. Mater.* vol. 61, no 1, pp. 283–288, 2016. <https://doi.org/10.1515/amm-2016-0054>
- [102] O. Pütz, O. Breinfeld, & S. Rödl. “Investigations of Flow Conditions and Solidification in Continuous Casting Moulds by Advanced Simulation Techniques”. *Steel Research International*, 74(11-12), 686–692. 2003. [URL](#)
- [103] D. Jiang; M. Zhu; L. Zhang, “Numerical Simulation of Solidification Behavior and Solute Transport in Slab Continuous Casting with S-EMS”, *Metals*, vol. 9, no. 4, pp. 452, Apr. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9040452>
- [104] G. Krauss, “Solidification, segregation, and banding in carbon and alloy steels”, *Metall Mater Trans B*, vol. 34, no. 6, pp. 781–792, Dec. 2003. <https://doi.org/10.1007/s11663-003-0084-z>
- [105] D. Pengfei, “Numerical modeling of porosity and macrosegregation in continuous casting of steel”, (Thesis Doctor) University of Iowa, 2013. <https://doi.org/10.17077/etd.h7xxkots>
- [106] M. Guimarães; A. L. Vasconcellos da Costa e Silva, “Evaluating segregation in HSLA steels using computational thermodynamics”, *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 4, no. 4, pp. 353–358, Dec. 2015. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2015.06.002>
- [107] M. C. Flemings, “Solute Segregation”, *Encyclopedia of Materials: Science and Technology* (Second Edition). pp. 8753-8755, 2001. <https://doi.org/10.1016/B0-08-043152-6/01566-7>
- [108] P. Emtage; K. Wunnenberg; T. Hatonen; M. Bobadilla; J. Llanos; M. De Santis, “Improved

- Control of Segregation in Continuous Casting and Hot Rolling Processes”, *European Commission, Luxembourg, International*, reporte EUR 20886 En, pp. 1-403, 2003. [URL](#)
- [109] Q. Fang; H. Ni; B. Wang; H. Zhang; F. Ye, “Effects of EMS Induced Flow on Solidification and Solute Transport in Bloom Mold”, *Metals*, vol. 7, no. 3, pp. 72, Feb. 2017. <https://doi.org/10.3390/met7030072>
- [110] L. Hui-cheng; L. Yu-xiang; Z. Yun-hu; L. Zhen; Z. Qi-jie Zhai, “Effects of hot top pulsed magneto-oscillation on solidification structure of steel ingot”, *China Foundry*, vol. 15, no. 2, pp. 110-116, Mar, 2018. <https://doi.org/10.1007/s41230-018-7198-z>
- [111] B. Wang; Z. Yang; X. Zhang, Y. Wang, C. Nie, Q. Liu; H. Dong, “Analysis of the effects of electromagnetic stirring on solidification structure of bearing steel”, *Metalurgija*, vol. 54, no. 2, pp. 327-330, 2015. [URL](#)
- [112] X. Sun; B. Li; H. Lu; Y. Zhong; Z. Ren; Z. Lei, “Steel/Slag Interface Behavior under Multifunction Electromagnetic Driving in a Continuous Casting Slab Mold”, *Metals*, vol. 9, no. 9, 983, Sep. 2019. <https://doi.org/10.3390/met9090983>
- [113] Concast Data Sheets. “Specification distribution sheets for thermal modelling”, Concast (I) Ltd. 1992.
- [114] J. García. “Algoritmos Basados en Cúmulos de Partículas Para la Resolución de Problemas Complejos”. Departamento de Lenguajes y Ciencias de la computación. Universidad de Málaga. 2006.
- [115] S. Sridhar, K. C. Mills, O. D. C. Afrange, H. P. Lorz, and R. Carli. “Break temperatures of mould fluxes and their relevance to continuous casting”. *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 27 No. 3, 2000.
- [116] E. G. Talbi. “Metaheuristics: From Design to Implementation”. New Jersey, Hoboken: John Wiley & Sons, Inc. 2009.
- [117] J. Kennedy and R. Eberhart. “Particle Swarm Optimization”. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Neural Networks*, volume 4, pages pp. 1942-1948, Perth, Australia, Nov. 1995.
- [118] J. Kennedy; R. Eberhart. and Y. “Shi. *Swarm Intelligence*”. San Francisco: Morgan Kaufmann Publishers. 2001.
- [119] O. Stephan, and A. Zomaya. “*Handbook Of Bioinspired Algorithms And Applications*”. CHAPMAN and HALL/CRC. 2005.
- [120] T. Bäck, D. Fogel, and Z. Michalewicz. “*Handbook of Evolutionary Computation*”. IOP Publishing and Oxford University Press, New York and Bristol (UK), Feb. 1997.
- [121] M. Dorigo. “The Ant Colony Optimization Metaheuristic: Algorithms, Applications and Advances”. Technical Report IRIDIA-2000-32, Universit'e Libre de Bruxelles, IRIDIA. 2000.
- [122] R. Rao, V. Savsani, and D. Vakharia. “Teaching–learning-based optimization: a novel method for constrained mechanical design optimization problems”, *Comput. Aided Des.* 43, 303–315. 2011.
- [123] R. Rao, V. Savsani, and D. Vakharia. “Teaching–learning-based optimization: an optimization method for continuous non-linear large scale problems”, *Inf. Sci.* 183, 1–15. 2012.
- [124] R. Rao, and V. Patel. “An elitist teaching–learning-based optimization algorithm for solving complex constrained optimization problems”, *Int. J. Ind. Eng. Comput.* 3 (4), 535–560. 2012.
- [125] H. L. Chun, “Diseño e implementación de algoritmos aproximados de clustering balanceado en PSO”. Tesis para optar al grado de Magister en ciencias mención computación. Universidad de Chile Facultad de físicas y matemáticas Departamento de ciencias de la computación. 2012.
- [126] A. Rojas. “Topologías de optimización por Enjambre de partículas basadas en información mutua”. Tesis Maestro. Centro de Investigación en Matemáticas A.C. 2015.
- [127] D. Gutiérrez, W. Villa, y J. López-Lezama. “Flujo Óptimo Reactivo mediante Optimización por Enjambre de Partículas”. *Información Tecnológica* Vol. 28(5), 215-224. 2017.
- [128] E. Boderó, y G. Leguizamón. “Efecto de los coeficientes de aceleración de PSO en el desempeño

- de una Red Neuronal Artificial aplicada a la Estimación de Costos”. Universidad Nacional de Chimborazo. NOVASINERGIA, Vol. 1, No. 1, Junio, (33-40) ISSN: 2631-2654. 2018.
- [129] Y. Zhang; S. Wang; and G. Ji. “A Comprehensive Survey on Particle Swarm Optimization Algorithm and Its Applications”. Hindawi Publishing Corporation Mathematical Problems in Engineering, Volume 2015, Article ID 931256, 38 pages. 2015.
- [130] L. Karlsson. “The Dynamics of Drops Freezing on Cold Surfaces”. Master of Science in Engineering Technology Engineering Physics and Electrical Engineering. Luleå University of Technology. 2013.
- [131] Naviers.xyz. Obtenido de Dinámica de Fluidos Computacional: naviers.xyz. 2017.
- [132] A. Bermúdez, “Modelos matemáticos en solidificación, Aplicaciones en metalurgia”, *Pub. Mat. UAB.* no. 22, pp. 213- 222. https://doi.org/10.5565/publmat_22180_43
- [133] M. Trovant and S. Argyropoulos. “Mathematical modeling and experimental Measurements of shrinkage in the casting of metals”. Canadian Metallurgical Quarterly, Vol. 35, No.1, pp. 75-84. 1996.
- [134] G. Valdés. “Solidificación dinámica de metales y aleaciones”. Tesis al título de Ingeniero en Metalurgia y Materiales. Instituto Superior Politécnico José Antonio Echevarría. La Habana. 2016.
- [135] Ansys Inc. ANSYS Fluent, Commercial licence, Release 14.5.7, March 2014.
- [136] P. Shen-Yeh Chen, FEA-Optimization. Obtenido de The Unofficial History of ANSYS, 2002.: <http://www.fea-optimization.com/ansys/ANS-history.txt>
- [137] B. Flores Garza, “Descripción del proceso de colada continua mediante CFD”, (Tesis de maestría), Universidad Autónoma de Nuevo León, 2010. [URL](#)
- [138] P. Presoly, C. Bemhardl. “Identification of defect prone peritectic steel grades by analyzing the high temperature phase transformations”, John Wiley & Sons. 2012.
- [139] P. Presoly, G. Xia, P. Reisinger, C. Bernhard. “Continuous casting of hypo-peritectic steels: mould thermal monitoring and DSC-analysis”. Springer, 2014, 430-437.
- [140] H. Bhadeshia, R. Honeycombe. “Steels: microstructure and properties”, Butterworth-Heinemann, 2017.
- [141] M. Wolf and W. Kurz. “The Effect of Carbon Content on Solidification of Steel in the Continuous Casting Mold”, Metallurgical Transactions B; Volume 12B, March 1981--85.
- [142] T.W. Clyne, M. Wolf, and W. Kurz. “The Effect of Melt Composition on Solidification Cracking of Steel, with Particular Reference to Continuous Casting”, Metallurgical Transactions B; Volume 13B, June 1982--259.
- [143] R. Pineda, “Cracking during Continuous Casting of Steels, Analysis tools and procedures to identify their causes on microalloyed Steel slabs”, Doctoral Thesis. Luleå University of Technology. 2020.
- [144] R. Saraswat, A. B. Fox, K. C. Mills, P. D. Lee and B. Deo. “The factors affecting powder consumption of mould fluxes”, Scandinavian Journal of Metallurgy; 33: 85–91, 2004.
- [145] S. Sridhar, K. C. Mills, and S. T. Mallaband. “Powder consumption and melting rates of continuous casting fluxes”. Ironmaking and Steelmaking, Vol. 29 No. 3, 2002.
- [146] J A. Kromhout. “Mould Powders for High Speed Continuous Casting of Steel”, PhD Thesis, Delft University of Technology, The Netherlands. 2011.
- [148] P. Hooli. “Study on the Layers in the Film Originating from the Casting Powder Between Steel Shell and Mould and Associated Phenomena in Continuous Casting of Stainless Steel”, PhD Thesis, Helsinki University of Technology, Finland. 2007.
- [149] K.C. Mills, “Continuous casting powders and their effect on surface quality and sticker breakouts”, in: Proceedings of the Molten Slags, Fluxes and Salts Conference, pp. 675–682. 1997.
- [150] K. C. Mills, “How Mold Fluxes Work”. Treatise on Process Metallurgy, Volume 3, Chapter 1.9, 2014.

- [151] M.M. Wolf, “Effects of mold oscillation”, in: Proceedings of the Steel Making Conference, ISS-AIME, vol. 74, pp. 547–552. 1991.
- [152] O.D. Kwon, J. Choi, I.R. Lee, J.W. Kim, K.H. Moon, K. Shin, “Mold oscillation parameters for optimum powder consumption”, in: Proceedings of the Steel Making Conference, ISS-AIME, vol. 74, pp. 547–552. 1991.
- [153] E. Takeuchi, J.K. Brimacombe, “The formation of oscillation marks in the continuous casting of steel slabs”, *Met. Trans. B* 15B 493–509. 1984.
- [154] H. Nakato, T. Nozaki, Y. Habu, H. Oka, T. Ueda, Y. Kitano, T. Koshikawa, “Improvement of surface quality of continuously cast slabs by high frequency mold oscillation”, in: Proceedings of the Second Process Technical Conference, Chicago, pp. 361–365. 1981.
- [155] M. Suzuki, H. Mizukami, T. Kitagawa, K. Kawakami, S. Uchida, Y. Komatsu, “Development of a new oscillation mode for high speed continuous casting of steel slabs”, *ISIJ Int.* 31 254–261. 1991.
- [156] G.J.W. Kor, “An analysis of the fluid flow of liquid mold powder in the space between the continuous casting mold and the steel shell”, in: Proceedings of the Second Process Technical Conference, Chicago, pp. 124–132. 1981.
- [157] A.M. Engoyan, “Determination of optimal mold oscillation frequency of continuous casting machine”, *Steel USSR* 12; 458–460. 1982.
- [158] Y. González-Rondón; J. E. Rengel-Hernández. “Comportamiento termo fluidodinámico del acero en un molde de colada continua: una revisión”, *TecnoLógicas*, vol. 24, nro. 51, e1856, 2021.
- [159] L.S. Rudoi, V.I. Baptizanskii, “Prospects of increasing the rate of continuous casting of steel and calculation of certain parameters of continuous casting machines”, *Steel USSR*, 447–473. 1979.
- [160] L. Tong, C. Su and C. Wang, “The optimization of multiresponse problems in the Taguchi method”. *International Journal of Quality & Reliability Management*, Vol. 14 No. 4, p. 367-380. 1997.
- [161] M. Nalbant, H. Gokkaya and G. Sur. “Application of Taguchi method in the optimization of cutting parameters for surface roughness in turning”. *Materials and Design* 28, 1379–1385. 2007.
- [162] P. Senthil and K.S. Amirthagadeswaran. “Optimization of squeeze casting parameters for non symmetrical AC2A aluminium alloy castings through Taguchi method”, *J. Mech. Sci. Technol.* 26 (4), 1141–1147. 2012.
- [163] J. Cardesa. *Notas sobre dinámica de fluidos computacional*. 2014. Disponible en la página web: <http://torroja.dmt.upm.es/~jose/notas.pdf>.
- [164] M.R.R.I. Shamsi and S.K. Ajmani. “Three dimensional turbulent fluid flow and heat transfer mathematical model for the analysis of a continuous slab caster”. *ISIJ International*, 47:433–42. 2007.
- [165] T.H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu. “A new k-ε eddy-viscosity model for high Reynolds number turbulent flows—Model development and validation, *Computers Fluids*”. 24:227–38. 1995.
- [166] P.K. Jha; S. K. Dash, and S. Kumar. “Fluid flow and mixing in a six strand billet caster tundish: A parametric study”, *ISIJ International*, 41:1437–46. 2001.
- [167] P.K. Jha, and S.K. Dash. “Employment of different turbulence models to the design of optimum steel flows in a tundish”, *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 14:953–79. 2004.
- [168] E. López, O. Vázquez, G. León. “Análisis de sensibilidad de los parámetros que afectan al espesor de la capa solidificada en el proceso de colada continua de aceros”, *RIDTEC* | Vol. 13, n.º 2, julio - diciembre 2017.
- [169] T. Liu and J. Yang. . “Three-dimensional Computations of Water–Air Flow in a Bottom Spillway During Gate Opening, *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*”, 8:1, 104-

115. 2014.
- [170] B. G. Thomas, “Review on Modeling and Simulation of Continuous Casting” Steel Research Int. 1700312. 2017. DOI: 10.1002/srin.201700312
- [171] E. A. Mizikar, “Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs”, The American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineers, PART XI – November.1968. [URL](#)
- [172] H. Yang, P. Ramirez and D. Vasallo, “New Concepts for Prediction of Friction, Taper, and Evaluation of Powder Performance with an Advanced 3D Numerical Model for Continuous Casting of Steel Billets” Metallurgical and Materials Transactions B, 2021. <https://doi.org/10.1007/s11663-021-02209-3>
- [173] Y. Yin, J. Zhang, Q. Dong and Y. Li. “Modelling on Inclusion Motion and Entrapment during the Full Solidification in Curved Billet Caster”, Metals 8, 320; 2018. doi:10.3390/met8050320
- [174] P. Lee, P. Ramirez – Lopez, K. Mills and B. Santillana, “Review: The butterfly effect in continuous casting” Ironmaking and Steelmaking, Vol 39, No 4. 2012. DOI 10.1179/0301923312Z.00000000062
- [175] J. Yang, D. Chen, M. Long and H. Duan, “Transient flow and mold flux behavior during ultra-high speed continuous casting of billet”, J Mater Res Technol; 9(3):3984–3993. 2020.

ANEXO A: Tablas

Tabla A.1 Rango de parámetros para el rango de velocidades de colada $0,68 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ hasta $1,61 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$.

Parámetros	Velocidades de colada ($\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$) / 10.000 iteraciones							
	1,61	1,60	1,59	1,58	1,57	1,56	1,55	1,54
η mínima	1,02	1,01	1,00	1,00	1,00	1,02	1,01	1,02
η máxima	1,02	1,02	1,09	1,09	1,13	1,10	1,13	1,24
T_{sol} mínima	1.129	1.126	1.128	1.128	1.130	1.131	1.130	1.128
T_{sol} máxima	1.129	1.131	1.135	1.137	1.138	1.140	1.141	1.145
s mínima	9,58	7,42	6,21	5,90	5,18	5,86	5,27	5,35
s máxima	9,58	13,41	11,06	10,24	14,59	12,81	12,11	12,99
f mínima	169	114	112	141	136	125	119	128
f máxima	169	196	178	194	197	176	199	197
R_p mínima	3,49	3,66	2,61	2,28	2,44	2,60	2,37	2,38
R_p máxima	3,49	3,94	3,65	3,91	3,95	3,98	3,72	3,85
ρ mínima	2.346	2.167	2.370	2.484	2.177	2.143	2.229	2.116
ρ máxima	2.346	2.893	2.939	2.988	2.898	2.980	2.989	2.939
L_m mínima	675	623	724	662	615	637	621	623
L_m máxima	675	673	888	874	854	865	889	884
V_m mínima	2,22	1,95	1,92	1,95	1,96	1,92	1,87	1,84
V_m máxima	2,22	2,01	2,20	2,13	2,17	2,02	2,16	2,12
	1,53	1,52	1,51	1,50	1,49	1,48	1,47	1,46
η mínima	1,01	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
η máxima	1,28	1,26	1,28	1,32	1,32	1,42	1,39	1,43
T_{sol} mínima	1.131	1.127	1.129	1.130	1.128	1.127	1.128	1.125
T_{sol} máxima	1.150	1.151	1.151	1.154	1.152	1.158	1.163	1.162
s mínima	5,33	5,43	5,02	5,06	5,36	5,20	5,01	5,01
s máxima	12,65	12,92	13,63	13,37	14,20	13,57	14,58	14,61
f mínima	102	105	102	106	104	109	109	101
f máxima	200	198	198	200	199	199	199	200
R_p mínima	2,25	1,97	2,22	2,03	1,94	2,25	2,06	1,89
R_p máxima	3,97	3,98	3,91	3,98	4,00	3,95	3,99	3,97

ρ mínima	2.052	2.008	2.068	2.057	2.070	2.003	2.007	2.004
ρ máxima	2.972	2.934	2.996	2.995	2.992	2.999	2.995	2.993
L_m mínima	604	605	608	600	604	600	609	601
L_m máxima	899	899	886	898	890	899	890	896
V_m mínima	1,83	1,83	1,81	1,80	1,79	1,79	1,77	1,76
V_m máxima	2,11	2,11	2,08	2,07	2,08	2,07	2,06	2,05
	1,45	1,44	1,43	1,42	1,41	1,40	1,39	1,38
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01	1,00	1,00	1,00
η máxima	1,42	1,50	1,54	1,58	1,61	1,64	1,65	1,65
T_{sol} mínima	1.129	1.128	1.128	1.125	1.128	1.128	1.126	1.128
T_{sol} máxima	1.165	1.166	1.170	1.171	1.174	1.176	1.175	1.180
s mínima	5,00	5,02	5,01	5,01	5,01	5,08	5,02	5,05
s máxima	13,82	14,12	14,55	14,02	13,88	14,15	14,27	14,52
f mínima	101	106	101	101	100	102	104	101
f máxima	199	200	200	200	198	200	200	199
R_p mínima	2,07	1,92	2,01	1,88	1,90	1,77	1,90	1,94
R_p máxima	4,00	3,97	3,98	3,99	3,99	3,99	4,00	3,99
ρ mínima	2.086	2.007	2.026	2.034	2.018	2.003	2.008	2.012
ρ máxima	2.999	2.998	2.993	2.997	2.999	2.982	2.983	2.988
L_m mínima	602	608	602	600	602	608	601	608
L_m máxima	894	900	896	898	892	899	898	899
V_m mínima	1,74	1,73	1,73	1,71	1,69	1,68	1,67	1,66
V_m máxima	2,04	2,02	2,01	1,99	1,99	1,98	1,96	1,95
	1,37	1,36	1,35	1,34	1,33	1,32	1,31	1,30
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01
η máxima	1,72	1,78	1,79	1,79	1,74	1,83	1,92	1,92
T_{sol} mínima	1.127	1.128	1.126	1.129	1.126	1.128	1.126	1.129
T_{sol} máxima	1.180	1.180	1.183	1.182	1.186	1.187	1.186	1.190
s mínima	5,03	5,01	5,01	5,01	5,06	5,09	5,01	5,01
s máxima	14,01	14,46	14,22	13,72	13,94	14,18	14,55	14,41
f mínima	101	101	101	101	100	104	101	100
f máxima	200	199	200	200	200	200	200	199
R_p mínima	1,86	1,74	1,73	1,77	1,77	1,88	1,70	1,74
R_p máxima	3,99	3,97	3,99	3,96	4,00	4,00	4,00	3,99

ρ mínima	2.031	2.002	2.000	2.010	2.007	2.006	2.001	2.010
ρ máxima	3.000	2.998	2.998	2.994	2.998	2.997	2.988	2.999
L_m mínima	607	609	601	602	600	601	600	601
L_m máxima	898	899	896	899	899	899	900	898
V_m mínima	1,66	1,63	1,62	1,61	1,60	1,59	1,57	1,56
V_m máxima	1,94	1,92	1,92	1,91	1,90	1,88	1,87	1,86
	1,29	1,28	1,27	1,26	1,25	1,24	1,23	1,22
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01
η máxima	1,99	1,97	2,01	2,02	2,04	2,16	2,13	2,20
T_{sol} mínima	1.129	1.126	1.126	1.128	1.125	1.130	1.127	1.126
T_{sol} máxima	1.188	1.191	1.191	1.192	1.194	1.194	1.195	1.196
s mínima	5,04	5,03	5,07	5,03	5,02	5,01	5,05	5,01
s máxima	14,72	14,69	14,41	14,23	14,56	14,20	14,26	13,88
f mínima	101	101	101	100	100	100	103	101
f máxima	200	200	200	200	200	200	200	200
R_p mínima	1,69	1,62	1,60	1,59	1,66	1,59	1,61	1,62
R_p máxima	3,99	3,99	4,00	3,99	3,99	3,99	3,99	3,98
ρ mínima	2.002	2.010	2.009	2.001	2.000	2.004	2.003	2.003
ρ máxima	2.997	2.994	2.994	2.998	2.996	3.000	2.998	3.000
L_m mínima	600	600	604	601	601	600	600	601
L_m máxima	900	898	900	899	898	900	900	899
V_m mínima	1,55	1,54	1,52	1,51	1,50	1,49	1,48	1,46
V_m máxima	1,85	1,84	1,82	1,81	1,80	1,79	1,77	1,76
	1,21	1,20	1,19	1,18	1,17	1,16	1,15	1,14
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01	1,01	1,00	1,00
η máxima	2,21	2,27	2,26	2,35	2,41	2,35	2,51	2,46
T_{sol} mínima	1.127	1.130	1.127	1.130	1.129	1.126	1.128	1.128
T_{sol} máxima	1.195	1.199	1.200	1.200	1.200	1.200	1.199	1.199
s mínima	5,05	5,03	5,03	5,03	5,04	5,05	5,01	5,01
s máxima	14,05	14,59	14,19	13,96	14,02	14,60	14,34	14,33
f mínima	100	100	100	101	100	100	101	101
f máxima	200	200	200	200	200	200	200	200
R_p mínima	1,57	1,57	1,53	1,62	1,49	1,53	1,49	1,52
R_p máxima	3,99	3,99	4,00	3,99	3,99	3,99	4,00	4,00

ρ mínima	2.002	2.004	2.002	2.007	2.006	2.001	2.001	2.005
ρ máxima	2.994	2.998	3.000	2.993	2.996	2.993	2.999	2.999
L_m mínima	600	600	601	603	600	601	600	600
L_m máxima	899	900	899	897	898	899	898	900
V_m mínima	1,45	1,44	1,43	1,42	1,40	1,39	1,38	1,37
V_m máxima	1,75	1,74	1,73	1,72	1,70	1,69	1,68	1,67
	1,13	1,12	1,11	1,10	1,09	1,08	1,07	1,06
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01
η máxima	2,55	2,41	2,55	2,53	2,61	2,56	2,77	2,82
T_{sol} mínima	1.127	1.128	1.130	1.131	1.128	1.126	1.127	1.128
T_{sol} máxima	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200
s mínima	5,02	5,01	5,05	5,02	5,04	5,01	5,03	5,02
s máxima	14,61	14,38	14,54	14,62	14,65	14,54	14,47	14,55
f mínima	101	100	100	100	100	101	100	101
f máxima	200	200	200	200	200	200	200	200
R_p mínima	1,47	1,46	1,40	1,47	1,44	1,39	1,46	1,36
R_p máxima	3,99	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00
ρ mínima	2.002	2.012	2.005	2.002	2.002	2.002	2.006	2.001
ρ máxima	2.999	2.999	2.998	3.000	3.000	2.998	2.999	3.000
L_m mínima	601	601	600	600	600	600	600	600
L_m máxima	899	900	897	899	898	899	900	899
V_m mínima	1,36	1,35	1,33	1,32	1,31	1,30	1,28	1,27
V_m máxima	1,65	1,64	1,63	1,62	1,61	1,59	1,58	1,57
	1,05	1,04	1,03	1,02	1,01	1,00	0,99	0,98
η mínima	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,01	1,02
η máxima	2,66	2,85	2,71	2,71	2,82	2,75	2,76	2,90
T_{sol} mínima	1.128	1.126	1.129	1.127	1.127	1.127	1.132	1.129
T_{sol} máxima	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200	1.199	1.200	1.199
s mínima	5,01	5,01	5,01	5,02	5,02	5,01	5,04	5,08
s máxima	14,52	14,50	14,44	14,59	14,66	14,36	14,67	14,24
f mínima	101	100	101	101	100	100	100	100
f máxima	200	200	200	200	200	200	200	200
R_p mínima	1,41	1,39	1,31	1,34	1,38	1,36	1,29	1,27
R_p máxima	4,00	4,00	3,99	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00

ρ mínima	2.002	2.001	2.001	2.010	2.006	2.000	2.005	2.009
ρ máxima	2.998	2.998	2.992	2.998	2.996	3.000	3.000	2.997
L_m mínima	600	600	600	601	600	601	600	601
L_m máxima	899	896	900	898	897	895	899	900
V_m mínima	1,26	1,25	1,24	1,22	1,21	1,20	1,19	1,18
V_m máxima	1,56	1,55	1,54	1,52	1,51	1,50	1,49	1,48
	0,97	0,96	0,95	0,94	0,93	0,92	0,91	0,90
η mínima	1,04	1,04	1,05	1,07	1,08	1,09	1,10	1,12
η máxima	2,95	2,95	3,05	2,84	2,71	2,84	2,81	2,52
T_{sol} mínima	1.131	1.129	1.130	1.132	1.134	1.130	1.134	1.135
T_{sol} máxima	1.200	1.200	1.199	1.200	1.200	1.200	1.200	1.200
s mínima	5,05	5,01	5,09	5,00	5,19	5,02	5,14	5,10
s máxima	13,78	14,53	14,36	14,11	14,47	14,20	14,08	13,99
f mínima	101	102	101	100	104	101	101	102
f máxima	200	200	200	200	200	200	199	199
R_p mínima	1,24	1,27	1,26	1,25	1,32	1,18	1,17	1,17
R_p máxima	3,99	4,00	3,97	3,98	4,00	3,97	3,99	3,94
ρ mínima	2.003	2.005	2.005	2.005	2.000	2.011	2.003	2.008
ρ máxima	2.991	2.994	2.998	2.999	2.998	3.000	2.996	2.995
L_m mínima	600	600	600	600	601	602	601	602
L_m máxima	897	896	897	899	897	896	890	886
V_m mínima	1,16	1,15	1,14	1,13	1,12	1,11	1,09	1,07
V_m máxima	1,46	1,45	1,44	1,43	1,42	1,40	1,39	1,37
	0,89	0,88	0,87	0,86	0,85	0,84	0,83	0,82
η mínima	1,14	1,15	1,17	1,18	1,19	1,21	1,24	1,24
η máxima	2,44	2,48	2,66	2,40	2,30	2,22	2,41	2,41
T_{sol} mínima	1.135	1.137	1.138	1.139	1.135	1.137	1.142	1.142
T_{sol} máxima	1.200	1.200	1.198	1.200	1.200	1.199	1.198	1.198
s mínima	5,12	5,12	5,03	5,04	5,95	5,26	5,06	5,06
s máxima	13,80	14,28	14,45	14,56	14,40	14,44	14,19	14,19
f mínima	100	102	100	108	105	102	105	105
f máxima	199	200	200	199	200	199	200	200
R_p mínima	1,19	1,13	1,20	1,24	1,16	1,15	1,12	1,12
R_p máxima	3,98	4,00	3,99	3,97	3,86	3,95	3,89	3,89

ρ mínima	2.005	2.005	2.007	2.006	2.009	2.026	2.021	2.021
ρ máxima	2.976	3.000	3	2.997	2.991	2.998	2.963	2.963
L_m mínima	600	600	600	601	602	600	602	602
L_m máxima	887	870	843	838	829	818	817	817
V_m mínima	1,06	1,04	1,03	1,02	1,01	1,00	0,98	0,98
V_m máxima	1,35	1,34	1,33	1,31	1,31	1,29	1,27	1,27
	0,81	0,80	0,79	0,78	0,77	0,76	0,75	0,74
η mínima	1,26	1,25	1,27	1,29	1,31	1,32	1,36	1,35
η máxima	2,02	2,16	2,05	2,05	2,16	1,90	2,10	2,10
T_{sol} mínima	1.141	1.138	1.139	1.145	1.141	1.148	1.150	1.146
T_{sol} máxima	1.200	1.200	1.199	1.199	1.199	1.200	1.199	1.196
s mínima	5,21	5,13	5,65	5,15	5,68	6,55	5,64	6,60
s máxima	14,01	14,25	13,87	14,42	13,35	13,91	13,49	11,15
f mínima	111	108	111	109	116	117	110	132
f máxima	199	200	197	199	200	198	199	188
R_p mínima	1,43	1,15	1,16	1,14	1,07	1,10	1,10	1,33
R_p máxima	3,84	3,90	3,64	3,81	3,91	3,64	3,82	3,87
ρ mínima	2.001	2.003	2.023	2.006	2.005	2.011	2.000	2.010
ρ máxima	2.937	2.980	2.997	2.985	2.965	2.985	2.995	2.967
L_m mínima	600	600	606	600	601	601	600	601
L_m máxima	758	799	765	733	784	745	738	721
V_m mínima	0,98	0,96	0,95	0,94	0,94	0,93	0,90	0,90
V_m máxima	1,26	1,25	1,24	1,22	1,22	1,21	1,19	1,19
	0,73	0,72	0,71	0,70	0,69	0,68		
η mínima	1,39	1,39	1,47	1,44	1,46	1,49		
η máxima	1,87	1,91	1,71	1,63	1,89	1,63		
T_{sol} mínima	1.148	1.145	1.168	1.150	1.157	1.151		
T_{sol} máxima	1.197	1.199	1.196	1.189	1.193	1.195		
s mínima	8,15	6,15	8,75	8,40	7,16	8,54		
s máxima	14,06	12,76	14,45	10,83	13,07	11,04		
f mínima	132	124	126	140	115	124		
f máxima	197	199	198	184	199	181		
R_p mínima	1,08	1,10	1,10	1,19	1,16	1,37		
R_p máxima	3,70	3,16	3,19	3,65	2,90	2,33		

ρ mínima	2.023	2.040	2.001	2.030	2.175	2.329
ρ máxima	2.939	2.983	2.909	2.911	2.943	2.996
L_m mínima	601	601	601	617	604	600
L_m máxima	711	683	676	645	677	656
V_m mínima	0,90	0,87	0,92	0,90	0,89	0,82
V_m máxima	1,16	1,15	1,13	1,11	1,07	1,03

Tabla A.2 Variación de la función de pérdida total en el PSO, para el rango de velocidades de colada 0,68 m•min⁻¹ hasta 1,61 m•min⁻¹ .

Iter	Vc=0,68	Vc=0,69	Vc=0,70	Vc=0,71	Vc=0,72	Vc=0,73	Vc=0,74	Vc=0,75	Vc=0,76
1	4,594	4,830	4,742	4,699	4,511	4,258	4,063	4,217	4,139
2	4,509	4,761	4,357	4,400	4,300	3,981	4,005	3,911	4,001
3	4,257	4,436	4,342	4,099	3,898	3,914	3,465	3,934	3,947
4	3,853	4,157	4,055	3,808	3,724	3,792	3,485	3,705	3,811
5	3,878	4,049	4,219	3,646	3,655	3,756	3,463	3,827	3,772
6	3,471	3,784	3,754	3,356	3,451	2,876	3,324	3,469	3,463
7	3,787	3,881	3,677	3,556	3,555	3,727	3,294	3,784	3,290
8	3,633	3,751	3,758	3,470	3,426	3,725	3,370	3,428	3,258
9	3,610	3,685	3,661	3,412	3,347	3,718	3,336	3,422	3,193
10	3,563	3,631	3,645	3,364	3,307	3,719	3,282	3,409	3,107
11	3,564	3,586	3,571	3,356	3,273	3,717	3,185	3,368	3,071
12	3,545	3,568	3,511	3,339	3,255	3,717	3,185	3,296	3,064
13	3,531	3,535	3,460	3,335	3,259	3,716	3,181	3,278	3,057
14	3,538	3,514	3,435	3,333	3,254	3,716	3,153	3,239	3,065
15	3,536	3,491	3,422	3,341	3,256	3,716	3,144	3,215	3,053
16	3,541	3,480	3,411	3,335	3,251	3,716	3,147	3,208	3,054
17	3,536	3,457	3,402	3,335	3,248	3,716	3,147	3,216	3,049
18	3,533	3,449	3,390	3,336	3,254	3,716	3,144	3,203	3,050
19	3,533	3,446	3,390	3,338	3,252	3,716	3,141	3,204	3,052
20	3,537	3,447	3,392	3,337	3,251	3,716	3,142	3,218	3,052
21	3,528	3,446	3,389	3,336	3,251	3,716	3,143	3,202	3,050
22	3,531	3,448	3,380	3,332	3,249	3,716	3,148	3,212	3,049
23	3,522	3,447	3,379	3,334	3,249	3,660	3,141	3,200	3,047
24	3,530	3,446	3,379	3,337	3,253	3,716	3,149	3,204	3,052
25	3,528	3,455	3,381	3,336	3,251	3,716	3,142	3,200	3,056

26	3,528	3,450	3,378	3,338	3,251	3,716	3,143	3,203	3,052
27	3,535	3,452	3,380	3,335	3,251	3,716	3,140	3,201	3,050
28	3,526	3,445	3,380	3,335	3,252	3,716	3,141	3,202	3,053
29	3,529	3,445	3,379	3,334	3,251	3,716	3,142	3,201	3,048
30	3,526	3,449	3,378	3,332	3,251	3,716	3,142	3,199	3,047

Continuación...

Iter	Vc=0,77	Vc=0,78	Vc=0,79	Vc=0,80	Vc=0,81	Vc=0,82	Vc=0,83	Vc=0,84	Vc=0,85
1	4,243	4,05	4,180	3,887	3,997	3,764	3,496	3,805	3,670
2	3,652	3,95	4,028	3,708	3,752	3,741	3,472	3,539	3,559
3	3,463	3,78	3,851	3,616	3,603	3,661	3,397	3,285	3,415
4	3,412	3,77	3,793	3,447	3,673	3,472	2,931	3,252	3,313
5	3,332	3,63	3,606	3,383	3,531	3,488	3,026	3,259	2,997
6	2,967	3,34	3,532	2,709	3,469	2,995	2,805	2,826	2,824
7	2,910	3,89	3,593	3,344	3,851	3,735	2,898	2,784	3,141
8	3,050	3,51	3,433	3,334	3,472	3,141	2,816	2,888	2,864
9	3,030	3,43	3,305	3,334	3,379	3,043	2,808	2,893	2,850
10	3,031	3,35	3,248	3,334	3,249	2,963	2,842	2,827	2,785
11	3,025	3,23	3,107	3,334	3,100	2,901	2,804	2,826	2,781
12	3,030	3,11	3,018	3,334	2,996	2,861	2,802	2,815	2,755
13	3,032	3,02	2,969	3,334	2,970	2,843	2,806	2,787	2,762
14	3,025	2,99	2,949	3,334	2,917	2,832	2,804	2,790	2,753
15	3,018	2,98	2,941	3,334	2,893	2,836	2,810	2,793	2,759
16	3,017	2,98	2,937	3,334	2,879	2,855	2,807	2,785	2,754
17	3,018	2,99	2,941	3,334	2,875	2,830	2,801	2,783	2,758
18	3,028	2,98	2,933	3,334	2,872	2,836	2,803	2,786	2,766
19	3,017	2,98	2,929	3,334	2,877	2,832	2,806	2,783	2,758
20	3,024	2,98	2,936	3,334	2,883	2,829	2,805	2,784	2,757
21	3,015	2,98	2,931	3,334	2,880	2,829	2,799	2,785	2,753
22	3,021	2,97	2,937	3,334	2,880	2,836	2,799	2,787	2,755
23	3,017	2,98	2,935	3,334	2,870	2,836	2,797	2,782	2,754
24	3,023	2,97	2,930	3,334	2,877	2,830	2,801	2,783	2,763
25	3,018	2,97	2,937	3,334	2,881	2,834	2,807	2,783	2,752
26	3,017	2,98	2,931	3,334	2,874	2,834	2,811	2,783	2,752
27	3,017	2,97	2,930	3,334	2,873	2,835	2,802	2,785	2,750
28	3,014	2,97	2,937	3,334	2,873	2,830	2,803	2,785	2,757
29	3,014	2,97	2,931	3,334	2,873	2,835	2,803	2,784	2,753
30	3,016	2,97	2,938	3,334	2,873	2,831	2,802	2,786	2,753

Continuación...

Iter	Vc=0,86	Vc=0,87	Vc=0,88	Vc=0,89	Vc=0,90	Vc=0,91	Vc=0,92	Vc=0,93	Vc=0,94
1	3,531	3,828	3,854	3,830	3,585	3,310	3,459	3,241	3,441
2	3,240	3,220	3,639	3,531	3,433	3,308	3,084	2,923	3,266
3	3,019	3,221	3,458	3,402	3,237	3,332	2,887	3,112	3,198
4	3,036	3,085	3,360	3,419	3,173	3,213	2,953	2,919	2,960
5	2,993	3,223	3,252	3,255	3,335	3,322	2,919	2,852	2,893
6	2,924	2,743	3,054	3,160	2,892	3,071	2,697	2,485	2,533
7	2,744	2,780	3,863	2,990	3,844	3,160	3,382	2,818	2,825
8	2,953	2,841	2,963	3,228	3,033	3,006	2,825	2,817	2,807
9	2,947	2,795	2,885	3,327	2,903	3,033	2,800	2,817	2,793
10	2,854	2,787	2,728	3,215	2,923	2,897	2,736	2,816	2,789
11	2,801	2,754	2,763	3,225	2,872	2,911	2,735	2,816	2,789
12	2,794	2,769	2,729	3,171	2,837	2,843	2,703	2,816	2,787
13	2,790	2,776	2,717	3,162	2,776	2,800	2,689	2,816	2,788
14	2,768	2,771	2,716	3,090	2,755	2,716	2,697	2,816	2,786
15	2,774	2,749	2,729	3,064	2,731	2,715	2,711	2,816	2,786
16	2,766	2,747	2,722	3,043	2,727	2,739	2,694	2,816	2,785
17	2,755	2,759	2,729	3,041	2,723	2,689	2,719	2,816	2,785
18	2,763	2,747	2,723	3,030	2,752	2,685	2,701	2,816	2,785
19	2,760	2,752	2,738	3,017	2,717	2,666	2,711	2,816	2,785
20	2,759	2,746	2,726	3,024	2,739	2,667	2,694	2,816	2,785
21	2,764	2,752	2,729	3,017	2,729	2,672	2,699	2,816	2,785
22	2,764	2,749	2,716	2,928	2,725	2,666	2,691	2,816	2,785
23	2,728	2,734	2,703	2,812	2,715	2,667	2,686	2,812	2,784
24	2,763	2,749	2,717	2,844	2,732	2,670	2,691	2,816	2,785
25	2,763	2,746	2,712	2,872	2,714	2,667	2,698	2,816	2,785
26	2,763	2,749	2,708	2,841	2,712	2,669	2,686	2,816	2,785
27	2,763	2,745	2,708	2,836	2,715	2,668	2,690	2,816	2,785
28	2,763	2,743	2,706	2,832	2,711	2,675	2,689	2,816	2,785
29	2,762	2,743	2,703	2,817	2,714	2,684	2,694	2,816	2,785
30	2,759	2,744	2,707	2,829	2,713	2,669	2,687	2,816	2,785

Continuación...

Iter	Vc=0,95	Vc=0,96	Vc=0,97	Vc=0,98	Vc=0,99	Vc=1,00	Vc=1,01	Vc=1,02	Vc=1,03
1	3,488	3,451	3,369	3,178	3,431	3,570	3,242	3,255	3,201
2	2,913	2,981	3,074	2,913	3,114	3,088	2,864	2,850	3,018
3	3,001	3,110	3,016	2,844	2,915	3,093	2,747	2,807	2,849
4	2,884	3,031	2,998	2,750	2,794	3,110	2,684	2,642	2,792

5	2,825	2,846	3,051	2,698	2,797	2,939	2,641	2,614	2,687
6	2,494	2,492	2,481	2,447	2,497	2,860	2,450	2,446	2,456
7	2,781	2,779	3,079	2,683	2,435	3,823	2,630	2,583	2,573
8	2,772	2,758	2,709	2,677	2,732	2,846	2,608	2,587	2,573
9	2,756	2,740	2,702	2,676	2,734	2,812	2,608	2,583	2,564
10	2,756	2,731	2,701	2,675	2,727	2,753	2,605	2,582	2,564
11	2,756	2,731	2,701	2,675	2,704	2,700	2,604	2,582	2,563
12	2,756	2,728	2,701	2,675	2,696	2,701	2,604	2,582	2,562
13	2,756	2,728	2,703	2,675	2,680	2,699	2,604	2,582	2,563
14	2,756	2,727	2,704	2,675	2,688	2,720	2,604	2,582	2,562
15	2,756	2,729	2,705	2,674	2,685	2,706	2,604	2,582	2,562
16	2,756	2,732	2,702	2,674	2,688	2,698	2,604	2,582	2,562
17	2,756	2,728	2,701	2,674	2,671	2,694	2,604	2,582	2,562
18	2,756	2,727	2,701	2,674	2,675	2,702	2,604	2,582	2,562
19	2,756	2,727	2,701	2,674	2,669	2,712	2,604	2,582	2,562
20	2,756	2,727	2,700	2,674	2,680	2,717	2,604	2,582	2,562
21	2,756	2,727	2,700	2,674	2,672	2,697	2,604	2,582	2,562
22	2,756	2,727	2,700	2,674	2,672	2,703	2,604	2,582	2,562
23	2,755	2,727	2,700	2,674	2,664	2,707	2,601	2,580	2,558
24	2,756	2,727	2,700	2,674	2,667	2,705	2,604	2,582	2,562
25	2,756	2,727	2,700	2,674	2,675	2,705	2,604	2,582	2,562
26	2,756	2,727	2,700	2,674	2,673	2,703	2,604	2,582	2,562
27	2,756	2,727	2,700	2,674	2,667	2,714	2,604	2,582	2,562
28	2,756	2,727	2,700	2,674	2,672	2,702	2,604	2,582	2,562
29	2,756	2,727	2,700	2,674	2,665	2,701	2,604	2,582	2,562
30	2,756	2,727	2,700	2,674	2,671	2,701	2,604	2,582	2,562

Continuación...

Iter	Vc=1,04	Vc=1,05	Vc=1,06	Vc=1,07	Vc=1,08	Vc=1,09	Vc=1,10	Vc=1,11	Vc=1,12
1	3,162	3,368	2,927	3,444	3,460	3,190	3,321	2,816	2,725
2	2,947	3,273	2,816	3,037	3,217	2,717	2,687	2,645	2,744
3	2,840	3,087	2,726	2,798	2,774	2,562	2,626	2,629	2,618
4	2,620	2,732	2,667	2,695	2,607	2,529	2,569	2,564	2,585
5	2,574	2,624	2,567	2,523	2,562	2,490	2,513	2,485	2,568
6	2,447	2,496	2,447	2,452	2,506	2,474	2,480	2,464	2,570
7	2,559	2,548	2,514	2,507	2,489	2,475	2,452	2,444	2,444
8	2,547	2,542	2,511	2,496	2,482	2,475	2,455	2,440	2,438
9	2,545	2,528	2,508	2,494	2,479	2,473	2,451	2,441	2,434

10	2,543	2,525	2,508	2,493	2,479	2,471	2,452	2,441	2,435
11	2,544	2,525	2,508	2,492	2,479	2,470	2,451	2,441	2,433
12	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,468	2,451	2,440	2,432
13	2,543	2,526	2,508	2,492	2,478	2,465	2,451	2,439	2,432
14	2,543	2,532	2,508	2,493	2,478	2,464	2,451	2,439	2,430
15	2,543	2,533	2,508	2,492	2,478	2,464	2,451	2,439	2,430
16	2,543	2,532	2,508	2,492	2,478	2,464	2,451	2,439	2,430
17	2,543	2,529	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,429
18	2,543	2,526	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,429
19	2,543	2,526	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,429
20	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,429
21	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
22	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
23	2,537	2,516	2,508	2,477	2,458	2,448	2,451	2,414	2,395
24	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,464	2,451	2,439	2,429
25	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
26	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
27	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
28	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
29	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428
30	2,543	2,525	2,508	2,492	2,478	2,463	2,451	2,439	2,428

Continuación...

Iter	Vc=1,13	Vc=1,14	Vc=1,15	Vc=1,16	Vc=1,17	Vc=1,18	Vc=1,19	Vc=1,20	Vc=1,21
1	2,955	2,741	2,719	2,988	3,102	3,139	3,003	3,606	3,207
2	2,755	2,649	2,560	2,849	2,910	2,706	2,704	2,961	2,668
3	2,606	2,528	2,427	2,560	2,738	2,546	2,518	2,720	2,574
4	2,537	2,504	2,433	2,493	2,586	2,425	2,456	2,619	2,443
5	2,477	2,431	2,422	2,450	2,522	2,428	2,418	2,545	2,397
6	2,518	2,493	2,502	2,523	2,599	2,530	2,537	2,663	2,568
7	2,437	2,416	2,407	2,402	2,419	2,396	2,385	2,397	2,381
8	2,424	2,413	2,408	2,399	2,408	2,395	2,383	2,385	2,379
9	2,422	2,411	2,405	2,396	2,401	2,388	2,384	2,381	2,378
10	2,420	2,410	2,403	2,397	2,393	2,387	2,383	2,380	2,378
11	2,419	2,410	2,403	2,396	2,391	2,387	2,383	2,380	2,378
12	2,419	2,410	2,403	2,396	2,391	2,387	2,383	2,380	2,378
13	2,419	2,411	2,404	2,396	2,391	2,387	2,383	2,380	2,378
14	2,419	2,411	2,403	2,396	2,391	2,386	2,383	2,380	2,378

15	2,419	2,411	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
16	2,419	2,410	2,403	2,396	2,391	2,386	2,383	2,380	2,378
17	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
18	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
19	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
20	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
21	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
22	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
23	2,404	2,367	2,403	2,325	2,353	2,342	2,321	2,380	2,378
24	2,419	2,411	2,403	2,396	2,391	2,386	2,383	2,380	2,378
25	2,419	2,410	2,403	2,396	2,391	2,386	2,383	2,380	2,378
26	2,419	2,410	2,403	2,396	2,391	2,386	2,383	2,380	2,378
27	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
28	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
29	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378
30	2,419	2,410	2,403	2,396	2,390	2,386	2,383	2,380	2,378

Continuación...

Iter	Vc=1,22	Vc=1,23	Vc=1,24	Vc=1,25	Vc=1,26	Vc=1,27	Vc=1,28	Vc=1,29	Vc=1,30
1	3,606	2,836	3,053	3,044	3,484	3,056	3,813	2,579	3,553
2	2,578	2,556	2,801	2,602	2,795	2,879	2,733	2,530	2,824
3	2,705	2,503	2,622	2,596	2,772	2,802	2,863	2,517	2,678
4	2,540	2,420	2,508	2,509	2,476	2,523	2,486	2,477	2,478
5	2,466	2,402	2,499	2,467	2,409	2,453	2,426	2,470	2,460
6	2,665	2,615	2,691	2,666	2,652	2,669	2,687	2,771	2,740
7	2,447	2,383	2,426	2,387	2,396	2,392	2,398	2,419	2,421
8	2,436	2,386	2,403	2,385	2,391	2,389	2,396	2,404	2,414
9	2,404	2,379	2,383	2,385	2,385	2,389	2,394	2,404	2,410
10	2,384	2,379	2,382	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,409
11	2,378	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
12	2,378	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
13	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
14	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
15	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
16	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
17	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
18	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
19	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408

20	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
21	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
22	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
23	2,377	2,379	2,381	2,319	2,320	2,329	2,309	2,305	2,408
24	2,377	2,379	2,382	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
25	2,377	2,379	2,382	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
26	2,377	2,379	2,382	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
27	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
28	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
29	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408
30	2,377	2,379	2,381	2,385	2,385	2,389	2,394	2,401	2,408

Continuación...

Iter	Vc=1,31	Vc=1,32	Vc=1,33	Vc=1,34	Vc=1,35	Vc=1,36	Vc=1,37	Vc=1,38	Vc=1,39
1	3,105	3,288	3,264	3,438	2,707	3,449	3,173	3,662	2,730
2	2,818	3,144	2,995	3,384	2,786	3,213	2,753	3,128	2,656
3	2,627	2,786	2,724	2,724	2,615	3,040	2,714	3,010	2,570
4	2,539	2,551	2,620	2,586	2,553	2,581	2,506	2,549	2,545
5	2,509	2,494	2,541	2,472	2,508	2,556	2,492	2,508	2,522
6	2,787	2,775	2,859	2,836	2,870	2,909	2,904	2,938	2,957
7	2,439	2,433	2,496	2,450	2,465	2,500	2,491	2,505	2,521
8	2,423	2,428	2,459	2,448	2,460	2,481	2,504	2,505	2,519
9	2,417	2,427	2,443	2,448	2,461	2,475	2,489	2,505	2,519
10	2,419	2,426	2,438	2,448	2,460	2,474	2,490	2,503	2,519
11	2,417	2,426	2,437	2,448	2,460	2,474	2,488	2,503	2,519
12	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,488	2,503	2,519
13	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,488	2,503	2,519
14	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,488	2,503	2,519
15	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
16	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
17	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
18	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
19	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
20	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
21	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
22	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
23	2,321	2,320	2,297	2,327	2,460	2,356	2,367	2,402	2,381
24	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,488	2,503	2,519

25	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
26	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
27	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
28	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
29	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519
30	2,417	2,426	2,436	2,448	2,460	2,473	2,487	2,503	2,519

Continuación...

Iter	Vc=1,40	Vc=1,41	Vc=1,42	Vc=1,43	Vc=1,44	Vc=1,45	Vc=1,46	Vc=1,47	Vc=1,48
1	3,711	3,623	3,703	2,890	3,619	3,919	3,853	3,633	4,010
2	2,966	3,019	2,847	2,873	3,494	3,445	3,267	3,163	3,622
3	2,668	2,780	2,920	2,773	2,955	2,863	3,005	3,022	3,293
4	2,551	2,679	2,647	2,638	2,677	2,808	2,752	2,875	3,006
5	2,560	2,622	2,584	2,610	2,627	2,744	2,689	2,772	2,770
6	2,997	3,018	3,051	3,080	3,113	3,212	3,178	3,273	3,271
7	2,537	2,569	2,575	2,596	2,617	2,692	2,660	2,684	2,721
8	2,536	2,556	2,573	2,594	2,613	2,641	2,658	2,682	2,707
9	2,536	2,554	2,573	2,593	2,614	2,636	2,658	2,683	2,707
10	2,536	2,554	2,573	2,593	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
11	2,536	2,554	2,573	2,593	2,613	2,636	2,657	2,681	2,706
12	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
13	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
14	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
15	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
16	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
17	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
18	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
19	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
20	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
21	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
22	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,636	2,657	2,681	2,705
23	2,536	2,402	2,421	2,465	2,484	2,636	2,475	2,523	2,544
24	2,536	2,554	2,573	2,593	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
25	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
26	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
27	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
28	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
29	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705

30	2,536	2,554	2,573	2,592	2,613	2,635	2,657	2,681	2,705
-----------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------

Continuación...

Iter	Vc=1,49	Vc=1,50	Vc=1,51	Vc=1,52	Vc=1,53	Vc=1,54	Vc=1,55	Vc=1,56	Vc=1,57
1	4,017	3,881	3,860	4,086	4,137	3,643	3,909	4,237	4,126
2	3,044	3,500	3,689	3,760	3,826	3,316	3,938	3,716	3,676
3	2,865	3,259	3,513	3,641	3,196	3,379	3,375	3,482	3,168
4	2,796	2,935	3,136	3,011	2,895	3,080	2,970	3,122	3,047
5	2,776	2,882	2,820	2,867	2,850	2,953	2,923	2,953	2,978
6	3,311	3,363	3,361	3,396	3,434	3,471	3,511	3,553	3,598
7	2,750	2,781	2,787	2,814	2,845	2,876	2,907	2,936	2,972
8	2,734	2,760	2,785	2,813	2,845	2,872	2,902	2,936	2,965
9	2,731	2,757	2,786	2,813	2,841	2,873	2,902	2,933	2,965
10	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
11	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
12	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
13	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
14	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
15	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
16	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
17	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
18	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
19	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
20	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
21	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
22	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
23	2,511	2,757	2,536	2,593	2,620	2,623	2,618	2,676	2,724
24	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
25	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
26	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
27	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
28	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
29	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965
30	2,731	2,757	2,784	2,812	2,841	2,871	2,901	2,933	2,965

Continuación...

Iter	Vc=1,58	Vc=1,59	Vc=1,60	Vc=1,61					
1	3,537	4,334	4,431	4,403					
2	3,630	3,761	3,807	3,353					

3	3,409	3,531	3,594	3,347					
4	3,273	3,146	3,193	3,123					
5	3,144	3,038	3,074	3,112					
6	3,674	3,676	3,718	3,767					
7	3,016	3,033	3,070	3,106					
8	2,999	3,033	3,068	3,107					
9	2,999	3,033	3,068	3,104					
10	2,999	3,033	3,068	3,104					
11	2,999	3,033	3,068	3,104					
12	2,999	3,033	3,068	3,104					
13	2,999	3,033	3,068	3,104					
14	2,999	3,033	3,068	3,104					
15	2,999	3,033	3,068	3,104					
16	2,999	3,033	3,068	3,104					
17	2,999	3,033	3,068	3,104					
18	2,999	3,033	3,068	3,104					
19	2,999	3,033	3,068	3,104					
20	2,999	3,033	3,068	3,104					
21	2,999	3,033	3,068	3,104					
22	2,999	3,033	3,068	3,104					
23	2,828	2,805	2,757	3,104					
24	2,999	3,033	3,068	3,104					
25	2,999	3,033	3,068	3,104					
26	2,999	3,033	3,068	3,104					
27	2,999	3,033	3,068	3,104					
28	2,999	3,033	3,068	3,104					
29	2,999	3,033	3,068	3,104					
30	2,999	3,033	3,068	3,104					

Tabla A,3 Espesor de costra de acero para diferentes configuraciones de mallas y porcentajes de errores relativos respecto a Zhang et, al [30] ,

Longitud del molde	DM1		DM2		DM3		DM4	
	Espesor m	Error %	Espesor m	Error %	Espesor m	Error %	Espesor m	Error %
Punto 1	0,0033	10,00	0,0032	6,67	0,0029	3,33	0,0029	3,33
Punto 2	0,0055	10,00	0,0054	8,00	0,0048	4,00	0,0049	2,00
Punto 3	0,0088	10,00	0,0086	7,50	0,0077	3,75	0,0078	2,50
Punto 4	0,0109	9,00	0,0107	7,00	0,0096	4,00	0,0097	3,00
Punto 5	0,0117	6,36	0,0115	4,55	0,0112	1,82	0,0111	0,91
Punto 6	0,0128	6,67	0,0126	5,00	0,0122	1,67	0,0121	0,83
Punto 7	0,0145	3,57	0,0144	2,86	0,0142	1,43	0,0141	0,71
Punto 8	0,0166	3,75	0,0164	2,50	0,0161	0,62	0,0160	0,00

Tabla A,4 Porcentajes de error en la temperatura a 1 mm entre el método analítico y el modelo numérico de esta investigación ,

Temperaturas	Tiempo de simulación, s													
	0,01	0,1	0,2	0,4	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0
% Error	0,42	0,86	1,24	1,38	1,58	1,30	1,35	1,47	1,26	1,68	1,77	1,83	1,92	1,29
	5,5	6,0	6,5	7,0	7,5	8,0	8,5	9,0	9,5	10,0	10,5	11,0	11,5	12,0
% Error	1,60	0,88	0,91	0,92	1,71	1,33	0,95	0,56	0,16	0,67	0,17	0,59	1,45	1,89

ANEXO B: Código de los algoritmos

B.1. CÓDIGO DEL ALGORITMO HEURÍSTICO

```
program HEURISTICAyordy
real*8::n0(1), Ts0(1), s0(1), f0(1), Vm0(1), Rp0(1), P0(1), Lm0(1)
real*8::Q10(1), Q20(1), Q30(1), Q40(1), Q50(1), Q60(1), Q70(1), Q80(1), Q90(1), Q110(1)
real*8::minin1, miniTs1, minis1, minif1, miniRp1, miniP1, miniLm1, miniVm1
real*8::maxin2, maxiTs2, maxis2, maxif2, maxiRp2, maxiP2, maxiLm2, maxiVm2
real*8::miniX11,miniX21,miniX31,miniX41,miniX51,miniX61,miniX71,miniX81
real*8::maxiX12,maxiX22,maxiX32,maxiX42,maxiX52,maxiX62,maxiX72,maxiX82
real*8::n1, Ts1, s1, f1, Rp1, P1, Lm1, Vm1
real*8::n2, Ts2, s2, f2, Rp2, P2, Lm2, Vm2
real*8::dim, Tsurf0
Integer::i, Validas
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) UNIVERSIDAD DE ORIENTE'
WRITE(*,*) NSTITUTO DE INVESTIGACIãN EN BIOMEDICINA Y CIENCIAS APLICADAS (IIBCAUDO)'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) DOCTORADO EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) HEURISTICA PARA LA DETERMINACIãN DE PARAMETROS'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*) Doctorando: Yordy Gonz lez Rondçn Tutor: Jos, Eduardo Rengel, PhD'
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)' PARAMETROS DE ENTRADA DEL CãDIGO HEURÖSTICO -'
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)' 2,- Indique el nñmero de ciclos a realizar, Np =
READ(*,*) ,Np
WRITE(*,*)'-----'
minin1=1000000000
maxin2=0,000000001
miniTs1=1000000000
maxiTs2=0,000000001
minis1=1000000000
maxis2=0,000000001
minif1=1000000000
maxif2=0,000000001
miniRp1=1000000000
maxiRp2=0,000000001
miniP1=1000000000
maxiP2=0,000000001
miniLm1=1000000000
maxiLm2=0,000000001
```

```

miniVm1=1000000000
maxiVm2=0,000000001
miniX11=1000000000
maxiX12=0,000000001
miniX21=1000000000
maxiX22=0,000000001
miniX31=1000000000
maxiX32=0,000000001
miniX41=1000000000
maxiX42=0,000000001
miniX51=1000000000
maxiX52=0,000000001
miniX61=1000000000
maxiX62=0,000000001
miniX71=1000000000
maxiX72=0,000000001
miniX81=1000000000
maxiX82=0,000000001
Validas=0
CALL initRandomSeed()
DO i= 1,Np,1
WRITE(*,*)'//////////////////////////////////// INICIO DE LA CORRIDA //////////////////////////////////////'
  Vc=1,22
  CALL random_number(X1)
  n0=1+(X1*2,05)
  CALL random_number(X2)
  Ts0=1125+(X2*75)
  CALL random_number(X3)
  s0=5+(X3*9,69)
  CALL random_number(X4)
  f0=100+(X4*100)
  CALL random_number(X5)
  Rp0=1,07+(X5*2,93)
  CALL random_number(X6)
  P0=2000+(X6*1000)
  CALL random_number(X7)
  Lm0=600+(X7*300)
  CALL random_number(X8)
  Vm0=Vc*1,2+(X8*0,3)
  dim=0,160
  Tsurf0=1350
  Q10=n0*Vc
  Q10_1=sum(Q10)
  if (Q10_1>3) then
    Q10=0
    Q10_1=0
  end if
  if (Q10_1<1) then
    Q10=0
    Q10_1=0
  end if
  Q20=Ts0/(n0**0,0472)
  Q20_1=sum(Q20)
  if (Q20_1>1175) then

```

```

Q20=0
Q20_1=0
end if
if (Q20_1<1125) then
Q20=0
Q20_1=0
end if
Q30=1,801-(0,2461*Vc)-(0,044*n0)-(0,00107*Ts0)
Q30_1=sum(Q30)
if (Q30_1>0,45) then
Q30=0
Q30_1=0
end if
if (Q30_1<0,15) then
Q30=0
Q30_1=0
end if
Q40=0,74*((2/s0)**(0,3))*(60/f0)*((n0*(Vc**2))**(-0,5))+0,17
Q40_1=sum(Q40)
if (Q40_1>0,45) then
Q40=0
Q40_1=0
end if
if (Q40_1<0,15) then
Q40=0
Q40_1=0
end if
Q50=(Vc*1000)/f0
Q50_1=sum(Q50)
if (Q50_1>25) then
Q50=0
Q50_1=0
end if
Q60=600*((s0/10)/(f0/60))**(0,5)
Q60_1=sum(Q60)
if (Q60_1>400) then
Q60=0
Q60_1=0
end if
Q70=Vm0/Vc
Q70_1=sum(Q70)
if (Q70_1<1,2) then
Q70=0
Q70_1=0
end if
Q80=((Rp0*0,001*P0)/(Vc))*((dim*dim)/(2*(dim+dim)))
Q80_1=sum(Q80)
if (Q80_1>0,45) then
Q80=0
Q80_1=0
end if
if (Q80_1<0,15) then
Q80=0
Q80_1=0

```

```

end if
  Q90=0,251*(Tsurf0/Ts0)*((Lm0*0,001)/Vc)*((((n0)**(0,5))*(s0*0,001)**(-
0,25))*((f0)**(0,25))*((Vc)**(0,25))))/7,7)
  Q90_1=sum(Q90)
  if (Q90_1>0,45) then
    Q90=0
    Q90_1=0
  end if
  if (Q90_1<0,15) then
    Q90=0
    Q90_1=0
  end if
  Q110=(Lm0/1000)/((dim)**0,3)
  Q110_1=sum(Q110)
  if (Q110_1<1) then
    Q110=0
    Q110_1=0
  end if
  WRITE(*,*) VALORES ALEATORIOS DE "X" ENTRE 0 y 1 '
  WRITE(*,*)x1 para n =', X1
  WRITE(*,*)x2 para Ts =', X2
  WRITE(*,*)x3 para s =', X3
  WRITE(*,*)x4 para f =', X4
  WRITE(*,*)x5 para Rp =', X5
  WRITE(*,*)x6 para P =', X6
  WRITE(*,*)x7 para Lm =', X7
  WRITE(*,*)x8 para Vm =', X8
  WRITE(*,*) VALORES DE LOS PARAMETROS: '
  WRITE(*,*)n (1-4) = ', n0
  WRITE(*,*)Ts (1000-1200) =', Ts0
  WRITE(*,*)s (5-15) = ', s0
  WRITE(*,*)f (100-200) = ', f0
  WRITE(*,*)Rp (1-4) = ', Rp0
  WRITE(*,*)P (2000-3000) = ', P0
  WRITE(*,*)Lm (600-900) = ', Lm0
  WRITE(*,*)Vm (1,2-2,2) = ', Vm0
  WRITE(*,*)'-----'
  WRITE(*,50), Q10, Q20, Q30, Q40, Q50, Q60, Q70, Q80, Q90, Q110
  WRITE(*,*)'-----'
  WRITE(*,*)'//////////////////// FIN DE LA CORRIDA //////////////////////////////////////'
  n1=sum(n0)
  if (minin1<n1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
  Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
    minin1=minin1
  else if (minin1>n1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
  ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
    minin1=n1
  end if
  n2=sum(n0)
  if (maxin2>n2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
  Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
    maxin2=maxin2
  else if (maxin2<n2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
  ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then

```



```

maxin2=n2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
Ts1=sum(Ts0)
if (miniTs1<Ts1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniTs1=miniTs1
else if (miniTs1>Ts1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniTs1=Ts1
end if
Ts2=sum(Ts0)
if (maxiTs2>Ts2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiTs2=maxiTs2
else if (maxiTs2<Ts2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiTs2=Ts2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
s1=sum(s0)
if (minis1<s1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
minis1=minis1
else if (minis1>s1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
minis1=s1
end if
s2=sum(s0)
if (maxis2>s2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxis2=maxis2
else if (maxis2<s2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxis2=s2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
f1=sum(f0)
if (minif1<f1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
Q70_1/=0 &,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
minif1=minif1
else if (minif1>f1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 & ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
minif1=f1
end if
f2=sum(f0)
if (maxif2>f2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxif2=maxif2
else if (maxif2<f2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxif2=f2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

Rp1=sum(Rp0)
if (miniRp1<Rp1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniRp1=miniRp1
else if (miniRp1>Rp1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniRp1=Rp1
end if
Rp2=sum(Rp0)
if (maxiRp2>Rp2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiRp2=maxiRp2
else if (maxiRp2<Rp2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiRp2=Rp2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
P1=sum(P0)
if (miniP1<P1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and,
Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniP1=miniP1
else if (miniP1>P1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniP1=P1
end if
P2=sum(P0)
if (maxiP2>P2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiP2=maxiP2
else if (maxiP2<P2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiP2=P2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
Lm1=sum(Lm0)
if (miniLm1<Lm1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniLm1=miniLm1
else if (miniLm1>Lm1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniLm1=Lm1
end if
Lm2=sum(Lm0)
if (maxiLm2>Lm2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiLm2=maxiLm2
else if (maxiLm2<Lm2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiLm2=Lm2
end if
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
Vm1=sum(Vm0)
if (miniVm1<Vm1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then

```

```

miniVm1=miniVm1
else if (miniVm1>Vm1 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
miniVm1=Vm1
end if
Vm2=sum(Vm0)
if (maxiVm2>Vm2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0
, and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiVm2=maxiVm2
else if (maxiVm2<Vm2 ,and, Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and,
Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and, Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
maxiVm2=Vm2
end if
if (Q10_1/=0 ,and, Q20_1/=0 ,and, Q30_1/=0 ,and, Q40_1/=0 ,and, Q50_1/=0 ,and, Q60_1/=0 ,and, Q70_1/=0 ,and,
Q80_1/=0 ,and, Q90_1/=0 ,and, Q110_1/=0) then
Validas=Validas+1
end if
END DO
WRITE(*,*)' VALOR MÖNIMO Y MAXIMO DE LOS PARAMETROS DONDE SE CUMPLIERON CORRIDAS
VALIDAS: '
WRITE(*,*)'Par metro n(1-4):'
WRITE(*,200), minin1,maxin2
WRITE(*,*)'Par metro Ts(1000-1200):'
WRITE(*,200), miniTs1,maxiTs2
WRITE(*,*)'Par metro s(5-15):'
WRITE(*,200), minis1,maxis2
WRITE(*,*)'Par metro f(100-200):'
WRITE(*,200), minif1,maxif2
WRITE(*,*)'Par metro Rp(1-4):'
WRITE(*,200), miniRp1,maxiRp2
WRITE(*,*)'Par metro P(2000-3000):'
WRITE(*,200), miniP1,maxiP2
WRITE(*,*)'Par metro Lm(600-900):'
WRITE(*,200), miniLm1,maxiLm2
WRITE(*,*)'Par metro Vm(0,82-1,40):'
WRITE(*,200), miniVm1,maxiVm2
200 FORMAT(26X,F8,3,1X,F8,3,1X,F8,3)
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)'CORRIDAS VALIDAS =', Validas
WRITE(*,*)'-----'
end program PSoyordy

```



```

WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)'                                NACIMIENTO DE PARTÍCULAS                                '-
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*) '1.- Se inicia de forma aleatoria, la asignación de los par metros del molde
WRITE(*,*) '2.- Se determina el valor de la Función Objetivo para cada par metro, usando la Función de Perdas
correspondiente '
WRITE(*,*) '3.- Se inicia de forma Aleatoria, una velocidad (V0) para los par metros del molde
WRITE(*,*)'-----'
CALL initRandomSeed()          !Esta subrutina inicializa las semillas de manera que siempre sean distintas
miniF0=1000000000
DO i= 1,Np,1
  CALL random_number(X1)
  n0=1+(X1*2.05)
  CALL random_number(X2)
  Ts0=1125+(X2*75)
  CALL random_number(X3)
  s0=5+(X3*9.69)
  CALL random_number(X4)
  f0=100+(X4*100)
  CALL random_number(X5)
  Rp0=1.07+(X5*2.93)
  CALL random_number(X6)
  P0=2000+(X6*1000)
  CALL random_number(X7)
  Lm0=600+(X7*300)
  CALL random_number(X8)
  Vm0=Vc*1.2+(X8*0.3)

  Q10=n0*vc
  L10=(Q10-2)**2
  Q20=Ts0/(n0**0.0472)
  L20=0.0016*(Q20-1150)**2
  Q30=1.801-(0.2461*vc)-(0.044*n0)-(0.00107*Ts0)
  L30=44.5*(Q30-0.3)**2
  Q40=0.74*((2/s0)**(0.3))*(60/f0)*((n0*(vc**2))**(-0.5))+0.17
  L40=44.5*(Q40-0.3)**2
  Q50=(vc*1000)/f0
  L50=0.0016*(Q50)**2
  Q60=600*((s0/10)/(f0/60))**(0.5)
  L60=0.00000625*(Q60)**2
  Q70=Vm0/vc
  L70=1.44*(1/Q70)**2
  Q80=((Rp0*0.001*P0)/(Vc))*((dim*dim)/(2*(dim+dim)))
  L80=44.5*(Q80-0.3)**2
  Q90=0.251*(Tsurf/Ts0)*((Lm0*0.001)/vc)*(((n0)**(0.5))*((s0*0.001)**(-
0.25))*((f0)**(0.25))*((vc)**(0.25)))/7.7)
  L90=44.5*(Q90-0.3)**2
  Q100=(Lm0/1000)/((dim)**0.3)
  L100=(1/Q100)**2

  open(10, file='Posicionn0.dat')
  write(10,*, n0)
  Pbestn0=n0
  open(11, file='Pbestn0.dat')

```

```

write(11,*), Pbestn0
open(12, file='PosicionTs0.dat')
write(12,*), Ts0
PbestTs0=Ts0
open(13, file='PbestTs0.dat')
write(13,*), PbestTs0
open(14, file='Posicions0.dat')
write(14,*), s0
Pbests0=s0
open(15, file='Pbests0.dat')
write(15,*), Pbests0
open(16, file='Posicionf0.dat')
write(16,*), f0
Pbestf=f
open(17, file='Pbestf0.dat')
write(17,*), Pbestf0
open(18, file='PosicionVm0.dat')
write(18,*), Vm0
PbestVm0=Vm0
open(19, file='PbestVm0.dat')
write(19,*), PbestVm0
open(20, file='PosicionRp0.dat')
write(20,*), Rp0
PbestRp0=Rp0
open(21, file='PbestRp0.dat')
write(21,*), PbestRp0
open(22, file='PosicionP0.dat')
write(22,*), P0
PbestP0=P0
open(23, file='PbestP0.dat')
write(23,*), PbestP0
open(24, file='PosicionLm0.dat')
write(24,*), Lm0
PbestLm0=Lm0
open(25, file='PbestLm0.dat')
write(25,*), PbestLm0

```

Z0=L10+L20+L30+L40+L50+L60+L70+L80+L90+L100

ZZ0=sum(Z0)

open(30, file='ZZ0.dat')

write(30,*), ZZ0

if (miniF0<ZZ0) then !Ciclo para determinar el mínimo valor de la función objetivo (miniF) y el mejor global (Gbest)

miniF0=miniF0

Gbestn0=Gbestn0

GbestTs0=GbestTs0

Gbests0=Gbests0

Gbestf0=Gbestf0

GbestVm0=GbestVm0

GbestRp0=GbestRp0

GbestP0=GbestP0

GbestLm0=GbestLm0

else if (ZZ0<miniF0) then

```

miniF0=ZZ0
Gbestn0=n0
GbestTs0=Ts0
Gbests0=s0
Gbestf0=f0
GbestVm0=Vm0
GbestRp0=Rp0
GbestP0=P0
GbestLm0=Lm0
end if

```

```
CALL random_number(V)
```

```
V0=V
```

```
open(31, file='Velocidad0.dat')
```

```
write(31,*) , V0
```

```
WRITE(*,50), Q10, Q20, Q30, Q40, Q50, Q60, Q70, Q80, Q90, Q100
```

```
WRITE(*,50), L10, L20, L30, L40, L50, L60, L70, L80, L90, L100
```

```
WRITE(*,50), n0, Ts0, s0, f0, Rp0, P0, Lm0, Vm0
```

```
50 FORMAT(2X,F8.2,3X,F8.2,3X,F8.2,5X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,3X,F8.2)
```

```
WRITE(*,*)
```

```
END DO
```

```
close(10)
```

```
close(11)
```

```
close(12)
```

```
close(13)
```

```
close(14)
```

```
close(15)
```

```
close(16)
```

```
close(17)
```

```
close(18)
```

```
close(19)
```

```
close(20)
```

```
close(21)
```

```
close(22)
```

```
close(23)
```

```
close(24)
```

```
close(25)
```

```
close(30)
```

```
close(31)
```

```
WRITE(*,*) '-----'
```

```
WRITE(*,*)'- Minimo Valor de la funciøn Objetivo:',miniF0
```

```
WRITE(*,*)'-----'
```

```
WRITE(*,*)'- ITERACION No. 1 -'
```

```
WRITE(*,*)'-----'
```

```
WRITE(*,*)'1.- Se determina el Factor de Inercia:  $W = ((W_{min} - W_{max}) / (IterMax - 1)) * (Iter - 1) + W_{max}$  '
```

```
WRITE(*,*)'2.- Se determina la Constante de Aceleraciøn C1 =  $((C_{min} - C_{max}) / IterMax) * Iter + C_{max}$ 
```

```
WRITE(*,*)'3.- Se determina la Constante de Aceleraciøn, C2 =  $((C_{max} - C_{min}) / IterMax) * Iter + C_{min}$ 
```

```
WRITE(*,*)'-----'
```

```
WRITE(*,*)'-FACTOR INERCIA CONSTANTES DE ACELERACION-'
```

```
WRITE(*,*)'- W1 C1 C2 -'
```

```
WRITE(*,*)'-----'
```

```
Iter=1
```

```
W1=(((Wmin-Wmax)/(IterMax-1))*(Iter-1))+Wmax !Calculo del Factor de Inercia, W
```

```
C1=(((Cmin-Cmax)/IterMax)*Iter)+Cmax !Calculo de la Constante de Aceleraciøn, C1
```

```

C2=(((Cmax-Cmin)/IterMax)*Iter)+Cmin           !Calculo de la Constante de Aceleración, C2
WRITE(*,*), W1, C1, C2
WRITE(*,*)'-----'
WRITE(*,*)'- Velocidades: Vi(t+1)= W*Vi(t)+C1*random*(Pbest-Qi(t))+C2*random*(Gbest-Qi(t))'
WRITE(*,*)'- Posiciones: Xi(t+1)= Xi(t) + Vi(t+1) '
WRITE(*,*)'-----'
miniF1=1000000000
DO i= 1,Np,1
open(10, file='Posicionn0.dat')
read(10,*), n0
open(11, file='Pbestn0.dat')
read(11,*), Pbestn0
open(12, file='PosicionTs0.dat')
read(12,*), Ts0
open(13, file='PbestTs0.dat')
read(13,*), PbestTs0
open(14, file='Posicions0.dat')
read(14,*), s0
open(15, file='Pbests0.dat')
read(15,*), Pbests0
open(16, file='Posicionf0.dat')
read(16,*), f0
open(17, file='Pbestf0.dat')
read(17,*), Pbestf0
open(18, file='PosicionVm0.dat')
read(18,*), Vm0
open(19, file='PbestVm0.dat')
read(19,*), PbestVm0
open(20, file='PosicionRp0.dat')
read(20,*), Rp0
open(21, file='PbestRp0.dat')
read(21,*), PbestRp0
open(22, file='PosicionP0.dat')
read(22,*), P0
open(23, file='PbestP0.dat')
read(23,*), PbestP0
open(24, file='PosicionLm0.dat')
read(24,*), Lm0
open(25, file='PbestLm0.dat')
read(25,*), PbestLm0

CALL random_number(R)
Vn1=W1*V0+C1*R*(Pbestn0-n0)+C2*R*(Gbestn0-n0)
open(32, file='Velocidadn1.dat')
write(32,*), Vn1
n1=n0+Vn1
  n1_1=sum(n1)
  if (n1_1>=3.05) then
    n1=3.05
  end if
  if (n1_1<=1) then
    n1=1
  end if
open(33, file='Posicionn1.dat')

```



```

write(33,*), n1

VTs1=W1*V0+C1*R*(PbestTs0-Ts0)+C2*R*(GbestTs0-Ts0)
open(34, file='VelocidadTs1.dat')
write(34,*), VTs1
Ts1=Ts0+VTs1
    Ts1_1=sum(Ts1)
    if (Ts1_1>=1200) then
        Ts1=1200
    end if
    if (Ts1_1<=1125) then
        Ts1=1125
    end if
open(35, file='PosicionTs1.dat')
write(35,*), Ts1

Vs1=W1*V0+C1*R*(Pbests0-s0)+C2*R*(Gbests0-s0)
open(36, file='Velocidads1.dat')
write(36,*), Vs1
s1=s0+Vs1
    s1_1=sum(s1)
    if (s1_1>=14.69) then
        s1=14.69
    end if
    if (s1_1<=5) then
        s1=5
    end if
open(37, file='Posicions1.dat')
write(37,*), s1

Vf1=W1*V0+C1*R*(Pbestf0-f0)+C2*R*(Gbestf0-f0)
open(38, file='Velocidadf1.dat')
write(38,*), Vf1
f1=f0+Vf1
    f1_1=sum(f1)
    if (f1_1>=200) then
        f1=200
    end if
    if (f1_1<=100) then
        f1=100
    end if
open(39, file='Posicionf1.dat')
write(39,*), f1

VVm1=W1*V0+C1*R*(PbestVm0-Vm0)+C2*R*(GbestVm0-Vm0)
open(40, file='VelocidadVm1.dat')
write(40,*), VVm1
Vm1=Vm0+VVm1
    Vm1_1=sum(Vm1)
    if (Vm1_1>=2.22) then
        Vm1=2.22
    end if
    if (Vm1_1<=0.82) then
        Vm1=0.82

```

```

    end if
open(41, file='PosicionVm1.dat')
write(41,*), Vm1

VRp1=W1*V0+C1*R*(PbestRp0-Rp0)+C2*R*(GbestRp0-Rp0)
open(42, file='VelocidadRp1.dat')
write(42,*), VRp1
Rp1=Rp0+VRp1
    Rp1_1=sum(Rp1)
    if (Rp1_1>=4) then
        Rp1=4
    end if
    if (Rp1_1<=1.07) then
        Rp1=1.07
    end if
open(43, file='PosicionRp1.dat')
write(43,*), Rp1

VP1=W1*V0+C1*R*(PbestP0-P0)+C2*R*(GbestP0-P0)
open(44, file='VelocidadP1.dat')
write(44,*), VP1
P1=P0+VP1
    P1_1=sum(P1)
    if (P1_1>=3000) then
        P1=3000
    end if
    if (P1_1<=2000) then
        P1=2000
    end if
open(45, file='PosicionP1.dat')
write(45,*), P1

VLm1=W1*V0+C1*R*(PbestLm0-Lm0)+C2*R*(GbestLm0-Lm0)
open(46, file='VelocidadLm1.dat')
write(46,*), VLm1
Lm1=Lm0+VLm1
    Lm1_1=sum(Lm1)
    if (Lm1_1>=900) then
        Lm1=900
    end if
    if (Lm1_1<=600) then
        Lm1=600
    end if
open(47, file='PosicionLm1.dat')
write(47,*), Lm1

Q11=n1*vc
L11=(Q11-2)**2
Q21=Ts1/(n1**0.0472)
L21=0.0016*(Q21-1150)**2
Q31=1.801-(0.2461*vc)-(0.044*n1)-(0.00107*Ts1)
L31=44.5*(Q31-0.3)**2
Q41=0.74*((2/s1)**(0.3))*(60/f1)*((n1*(vc**2))**(-0.5))+0.17
L41=44.5*(Q41-0.3)**2

```

```

Q51=(vc*1000)/f1
L51=0.0016*(Q51)**2
Q61=600*(s1/10)/(f1/60)**(0.5)
L61=0.00000625*(Q61)**2
Q71=Vm1/vc
L71=1.44*(1/Q71)**2
Q81=((Rp1*0.001*P1)/(vc))*((dim*dim)/(2*(dim+dim)))
L81=44.5*(Q81-0.3)**2
Q91=0.251*(Tsurf/Ts1)*(Lm1*0.001)/vc*(((n1)**(0.5))*(s1*0.001)**(-
0.25))*(f1)**(0.25)*(vc)**(0.25))/7.7)
L91=44.5*(Q91-0.3)**2
Q101=(Lm1/1000)/((dim)**0.3)
L101=(1/Q101)**2

Z1=L11+L21+L31+L41+L51+L61+L71+L81+L91+L101
open(1000001, file='Z1.dat')
write(1000001, *, Z1

ZZ1=sum(Z1)
open(52, file='ZZ1.dat')
write(52, *, ZZ1
open(30, file='ZZ0.dat')
read(30, *, ZZ0
if (ZZ1<ZZ0) then
Pbestn1=n1
PbestTs1=Ts1
Pbests1=s1
Pbestf1=f1
PbestVm1=Vm1
PbestRp1=Rp1
PbestP1=P1
PbestLm1=Lm1
else if (ZZ0<ZZ1) then
Pbestn1=n0
PbestTs1=Ts0
Pbests1=s0
Pbestf1=f0
PbestVm1=Vm0
PbestRp1=Rp0
PbestP1=P0
PbestLm1=Lm0
end if
open(53, file='Pbestn1.dat')
write(53, *, Pbestn1
open(54, file='PbestTs1.dat')
write(54, *, PbestTs1
open(55, file='Pbests1.dat')
write(55, *, Pbests1
open(56, file='Pbestf1.dat')
write(56, *, Pbestf1
open(57, file='PbestVm1.dat')
write(57, *, PbestVm1
open(58, file='PbestRp1.dat')
write(58, *, PbestRp1

```

```

open(59, file='PbestP1.dat')
write(59,*, PbestP1
open(60, file='PbestLm1.dat')
write(60,*, PbestLm1

if (miniF1<ZZ1) then  !Mínimo valor de la función objetivo (miniF) y el mejor global (Gbest)
miniF1=miniF1
Gbestn1=Gbestn1
GbestTs1=GbestTs1
Gbests1=Gbests1
Gbestf1=Gbestf1
GbestVm1=GbestVm1
GbestRp1=GbestRp1
GbestP1=GbestP1
GbestLm1=GbestLm1
else if (ZZ1<miniF1) then
miniF1=ZZ1
Gbestn1=n1
GbestTs1=Ts1
Gbests1=s1
Gbestf1=f1
GbestVm1=Vm1
GbestRp1=Rp1
GbestP1=P1
GbestLm1=Lm1
end if
WRITE(*,100), Q11, Q21, Q31, Q41, Q51, Q61, Q71, Q81, Q91, Q101
WRITE(*,100), L11, L21, L31, L41, L51, L61, L71, L81, L91, L101
WRITE(*,100), n1, Ts1, s1, f1, Rp1, P1, Lm1, Vm1
100 FORMAT(2X,F8.2,3X,F8.2,3X,F8.2,5X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,4X,F8.2,3X,F8.2)
WRITE(*,*)
END DO
close(32)
close(33)
close(34)
close(35)
close(36)
close(37)
close(38)
close(39)
close(40)
close(41)
close(42)
close(43)
close(44)
close(45)
close(46)
close(47)
close(52)
close(53)
close(54)
close(55)
close(56)
close(57)

```

```

close(58)
close(59)
close(60)
close(1000001)
WRITE (*,*) '-----'
WRITE(*,*)'- Mìnimo Valor de la funciòn Objetivo:',miniF1
!-----
READ(*,*)
contains
!-----
SUBROUTINE initRandomSeed()
INTEGER :: i, n, clock
INTEGER, DIMENSION(:), ALLOCATABLE :: seed
  CALL random_seed(size = n)
  ALLOCATE(seed(n))
  CALL system_clock(count=clock)
  seed = clock + 37 * (/ (i -1, i = 1, n) /)
  CALL random_seed(put = seed)
  DEALLOCATE(seed)
END SUBROUTINE initRandomSeed
!-----
end program HEURISTICAyordy

```

ANEXO C: Publicaciones

C.1. COMPORTAMIENTO TERMO FLUIDODINÁMICO DEL ACERO EN UN MOLDE DE COLADA CONTINUA: UNA REVISIÓN

<http://dx.doi.org/10.22430/22565337.1856>

C.2. OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS CON ENJAMBRE DE PARTÍCULAS EN UN MOLDE DE COLADA CONTINUA

<https://doi.org/10.26439/ing.ind2021.n41.5100>

C.3. SIMULACIÓN TERMOFLUIDODINÁMICA EN UN MOLDE DE COLADA CONTINUA DE ACERO

<https://doi.org/10.36561/ING.21.4>

C.4. OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS EN PROCESOS DE FUNDICIÓN A PRESIÓN Y COMPRESIÓN MEDIANTE EL ALGORITMO DE ENJAMBRE DE PARTÍCULAS

<https://doi.org/10.36561/ING.21.5>

HOJA DE METADATOS

HOJA DE METADATOS PARA TESIS Y TRABAJOS DE ASCENSO - 1/6

TÍTULO	OPTIMIZACIÓN DE PARÁMETROS DE UN MOLDE DE COLADA CONTINUA DE ACERO 20CrMnTi MEDIANTE EL MÉTODO DE ENJAMBRE DE PARTÍCULAS
SUBTÍTULO	

AUTOR (ES):

APELLIDOS Y NOMBRES	CÓDIGO CULAC / E MAIL
Gonzalez R. Yordy A.	CVLAC: 14.126.676 E MAIL: yordygonzalez@gmail.com
	CVLAC: E MAIL:

PALÁBRAS O FRASES CLAVES:

Optimización, Colada continua, acero de bajo carbono, simulación, polvo colador,
termofluidodinámica, defectos superficiales.

HOJA DE METADATOS PARA TESIS Y TRABAJOS DE ASCENSO - 2/6

Líneas y sublíneas de investigación:

ÁREA	SUBÁREA
IIBCAUDO	Departamento de Materiales

RESUMEN (ABSTRACT):

En el presente se optimizan los parámetros de algunos criterios de calidad de un molde de colada continua de palanquillas de acero 20CrMnTi, con la finalidad de modelar mediante dinámica de fluidos computacional, la primera aproximación del modelo numérico de un molde con buza de entrada sumergida (BES). En la ejecución, se desarrolló un algoritmo heurístico que relacionó ciertos parámetros del molde en diez (10) criterios de calidad, para conseguir un rango ajustado en los parámetros que cumpliera los criterios de calidad. Luego se optimizó los parámetros del molde para una colada con la mínima aparición de defectos en el acero, aplicando un algoritmo que se basó en el método de enjambre de partículas (PSO) de múltiples variables – objetivos – restricciones. El algoritmo PSO fue validado con un algoritmo de optimización enseñanza – aprendizaje (TLBO) en procesos de fundición a presión, compresión y colada continua. Con los parámetros del PSO, se construyó computacionalmente la geometría en 3D del modelo numérico BES – molde usando el software ANSYS Fluent. Se aplicó la técnica de discretización y análisis de sensibilidad de la malla, arrojándose un número de elementos de 3 068 325. La geometría fue validada con el método analítico y con un estudio numérico. Posteriormente, se configuró el modelo numérico BES – molde, para esto se acoplaron los modelos matemáticos de volumen de fluido (VOF), viscosidad $k - \epsilon$ realizable, fusión/solidificación y energía. El molde se hizo oscilar mediante la compilación de un UDF y la costra solidificada de acero fue extraída a la velocidad de colada. Los resultados de la simulación describieron el comportamiento de los vectores de velocidad, las líneas de flujo, contornos de temperaturas y crecimiento de la costra solidificada de acero. Se observó la formación de un canal de infiltración de escoria entre la pared del molde y la costra de acero para un ciclo de oscilación del molde. Las líneas del flujo de acero describieron la formación de reflujos en la parte baja y alta del molde. La oscilación del molde influyó en la infiltración de escoria y en la homogenización de la temperatura en el molde. Se concluye que el modelo numérico, es capaz de describir el comportamiento termofluidodinámico del molde de colada, y que los algoritmos desarrollados (heurístico y PSO) son herramientas confiable y útil para ajustar los parámetros del molde.

HOJA DE METADATOS PARA TESIS Y TRABAJOS DE ASCENSO - 3/6**CONTRIBUIDORES:**

APELLIDOS Y NOMBRES	ROL / CÓDIGO CVLAC / E_MAIL				
José Rengel Hernández	ROL	CA	AS	TU ✓	JU
	CVLAC:	V- 9.278.475			
	E_MAIL	Rengel66@gmail.com			
	E_MAIL				
Ney Luiggi	ROL	CA	AS	TU	JU ✓
	CVLAC:	V- 4.029.742			
	E_MAIL	nluiggi@udo.edu.ve			
Edwuin Carrasquero	ROL	CA	AS	TU	JU ✓
	CVLAC:	V- 11.927.903			
	E_MAIL	carrasqe@gmail.com			
Gustavo Liendo	ROL	CA	AS	TU	JU ✓
	CVLAC:	V- 8.255.407			
	E_MAIL	gustavoliendo@gmail.com			
Euclides Velazco	ROL	CA	AS	TU	JU ✓
	CVLAC:	V- 9.975.901			
	E_MAIL	ejvelazcor@gmail.com			
	E_MAIL				

FECHA DE DISCUSIÓN Y APROBACIÓN:

2022	07	28
AÑO	MES	DÍA

LENGUAJE. SPA

HOJA DE METADATOS PARA TESIS Y TRABAJOS DE ASCENSO - 4/6

ARCHIVO (S):

NOMBRE DE ARCHIVO	TIPO MIME
Ascenso-gonzalezry.doc	

ALCANCE

ESPACIAL: Nacional (OPCIONAL)

TEMPORAL: Temporal (OPCIONAL)

TÍTULO O GRADO ASOCIADO CON EL TRABAJO:

DOCTOR EN CIENCIAS DE LOS MATERIALES

NIVEL ASOCIADO CON EL TRABAJO:

POSTGRADO

ÁREA DE ESTUDIO:

MATERIALES

INSTITUCIÓN:

UNIVERSIDAD DE ORIENTE

Hoja de Metadatos para Tesis y Trabajos de Ascenso – 5/6



UNIVERSIDAD DE ORIENTE
CONSEJO UNIVERSITARIO
RECTORADO

CUN°0975

Cumaná, 04 AGO 2009

Ciudadano
Prof. JESÚS MARTÍNEZ YÉPEZ
Vicerrector Académico
Universidad de Oriente
Su Despacho

Estimado Profesor Martínez:

Cumplo en notificarle que el Consejo Universitario, en Reunión Ordinaria celebrada en Centro de Convenciones de Cantaura, los días 28 y 29 de julio de 2009, conoció el punto de agenda **"SOLICITUD DE AUTORIZACIÓN PARA PUBLICAR TODA LA PRODUCCIÓN INTELECTUAL DE LA UNIVERSIDAD DE ORIENTE EN EL REPOSITORIO INSTITUCIONAL DE LA UDO, SEGÚN VRAC N° 696/2009"**.

Letdo el oficio SIBI – 139/2009 de fecha 09-07-2009, suscrita por el Dr. Abul K. Bashirullah, Director de Bibliotecas, este Cuerpo Colegiado decidió, por unanimidad, autorizar la publicación de toda la producción intelectual de la Universidad de Oriente en el Repositorio en cuestión.

Comunicación que hago a usted a los fines consiguientes.

UNIVERSIDAD DE ORIENTE
SISTEMA DE BIBLIOTECA
RECIBIDO POR <i>[Firma]</i>
FECHA <u>5/8/09</u> HORA <u>5:30</u>

Cordialmente,

[Firma]
JUAN A. BOLAÑOS CUNPEL
Secretario

C.C: Rectora, Vicerrectora Administrativa, Decanos de los Núcleos, Coordinador General de Administración, Director de Personal, Dirección de Finanzas, Dirección de Presupuesto, Contraloría Interna, Consultoría Jurídica, Director de Bibliotecas, Dirección de Publicaciones, Dirección de Computación, Coordinación de Teleinformática, Coordinación General de Postgrado.

JABC/YGC/maruja

Apartado Correos 094 / Telfs: 4008042 - 4008044 / 8008045 Telefax: 4008043 / Cumaná - Venezuela

HOJA DE METADATOS PARA TESIS Y TRABAJOS DE ASCENSO - 6/6

DERECHOS

Yo, Yordy González Rondón, C. I 14126676, autorizo a la UDO a que publique el resumen del trabajo de ascenso, presentado por mi persona, reservándome los derechos comerciales que este en algún momento pudiera devengar.



Yordy A. González Rondón
AUTOR