



# **UNIVERSIDAD MICHOACANA DE SAN NICOLÁS DE HIDALGO**

**INSTITUTO DE INVESTIGACIÓN EN METALURGIA Y  
MATERIALES**

## **“SIMULACIÓN MATEMÁTICA DE UNA BUZA PARA MOLDE DE COLADA CONTINUA DE PLANCHÓN DELGADO DE ACERO, TIPO EMBUDO”**

**TESIS**

**PARA OBTENER EL GRADO DE:  
MAESTRO EN METALURGIA Y CIENCIAS DE LOS  
MATERIALES**

**PRESENTA:**

**ING. KOFFI KADJO JEAN BAPTISTE**

**DIRECTOR DE TESIS**

**DR. GERARDO BARRERA CARDIEL**

**MORELIA, MICHOACÁN, AGOSTO DEL 2017**



Of. Núm. IIM-ST-050-2017.

Morelia, Mich., Junio 15 del 2017.

**C. ING. JEAN BAPTISTE KOFFI KADJO**  
**Presente**

Por medio de la presente, esta dirección del Instituto Investigación en Metalurgia y Materiales de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, tiene a bien informarle que para presentar su examen de grado de Maestría en Metalurgia y Ciencias de los Materiales, con la tesis titulada "**SIMULACION MATEMATICA DE UNA BUZA PARA MOLDE DE COLADA CONTINUA DE PLANCHON DELGADO DE ACERO TIPO EMBUDO**", le ha sido asignado la siguiente mesa sinodal:

7700254-7	DR. GERARDO BARRERA CARDIEL	(Presidente)
9700394-8	DR. ALBERTO RUIZ MARINES	(Vocal)
0100048-9	DR. JORGE A. VERDUZCO MARTINEZ	(Vocal)
8200860-4	DR. RAFAEL GARCIA HERNANDEZ	(Vocal)
9900237-0	DR. RAMIRO ESCUDERO GARCIA	(Vocal)
0300379-5	DR. GUILLERMO CARREON GACIDUEÑAS	(Suplente)

Agradeciendo de antemano las atenciones que se sirva prestar a la presente, aprovecho para enviarle un cordial saludo.

Atentamente

U. M. S. N. H.

**Dr. Alberto Ruíz Marines**  
**Director**



Instituto de Investigación en Metalurgia y Materiales  
Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo

ARM/yatc

## AGRADECIMIENTOS

*Agradezco a Dios todo poderoso, por la vida que me dio, la fuerza, la salud y la inteligencia para poder alcanzar nuevas metas más en la vida.*

*Al director del instituto de investigación en metalurgia y materiales Doctor Alberto Ruiz Martínez que desde un principio me respondió mis correos para poder pasar el proceso de admisión a la maestría y por todo el apoyo que me brindó cuando llegué aquí en Morelia.*

*Al Doctor Gerardo Barrera Cardiel, el distinguido asesor de esta tesis primero por aceptar la asesoría de esta tesis, luego por su tiempo, su paciencia, sus buenos consejos y orientaciones brindados durante mi estancia y en la realización de esta tesis, de corazón le doy gracias.*

*Al Doctor Hugo Arcos Gutiérrez, a su mujer e hijos, por el apoyo incondicional, por enseñarme a usar el software de simulación y por aclararme las dudas que tuve y por recibirme en su casa cada vez que iba por una duda. Al doctor Carreón por su apoyo cuando mi asesor estaba de año sabático.*

*A los profesores del instituto por transmitirme sus conocimientos y a la universidad por abrirme las puertas del instituto de investigación para poder lograr un objetivo más en mi vida.*

*A CONACYT por la beca otorgada que no solo me ayudó a sobrevivir aquí, también me pude operar de un tumor que traía debajo de los dientes que me impedía desenvolverse correctamente. A mis compañeros de la maestría y amigos. A mi embajada por el apoyo que me brindaron en los primeros días que llegué, y a las personas que hicieron posible este trabajo.*

*A mi mesa de sinodal por sus observaciones y recomendaciones. Muchas gracias.*

## DEDICATORIA

*Esta tesis va dedicada a Dios por todas las bendiciones que me ha dado, a pesar de que no las merezco.*

*A mi mamá que este año debería de cumplir 50 años, por el sufrimiento y el trabajo que paso por mi culpa, al tratar de apoyarme para salir a delante y ser alguien en la vida.*

*Desgraciadamente en agosto ya cumplirá diez años de su partida, pero como dijo Hugo Chávez Fria, " Las personas buenas no mueren sino duermen", creo que si discuto este trabajo en agosto, donde ella esté, estará orgullosa de mí, por no dejar que las dificultades de la vida ahoguen mis sueños. Gracias mamita, te amo.*

## ÍNDICE GENERAL

RESUMEN .....	xv
ABSTRACT .....	xvi
CAPÍTULO I .....	1
INTRODUCCIÓN .....	1
1.1 Justificación .....	2
1.2 Objetivo general .....	3
1.3 Objetivo específico .....	3
1.4 Hipótesis .....	3
1.5 Metas científicas .....	3
CAPÍTULO II .....	4
REVISIÓN Y DISCUSIÓN DEL ESTADO DEL ARTE .....	4
CAPÍTULO III .....	19
MATERIAL Y MÉTODOS .....	19
3.1 Proceso de colada continua de planchón delgado de acero. ....	19
3.2 Diseño de la buza de entrada sumergida (SEN) .....	20
3.3. Tamaño del agujero .....	21
3.4. Ángulos y apertura de los puertos de la buza .....	21
3.5 Profundidad de inmersión de la buza. ....	22
3.6 Flujo de fluido en la buza .....	22
3.7 Molde de planchón delgado tipo embudo.....	23
3.8 Mecanismo de arrastre de polvo lubricante en el seno del acero líquido .....	24
3.9 Problemas que debe superar el proceso de colada continua de planchón delgado. ....	25
3.10 Modelación del flujo de fluido en el molde de planchón delgado tipo embudo. ....	26
3.11 Ecuaciones constitutivas.....	26
3.11.1 Ley de conservación de masa.....	27
3.11.2 Ley de conservación del momento en las tres dimensiones espaciales. ....	27
3.11.3 Ley de conservación de la energía .....	27
3.12 Discretización .....	28
3.12.1 El método de diferencia finita .....	29
3.12.2 Método de elementos finito .....	29
3.12.3 Método de volumen finito .....	29
3.13 Generación de las mallas .....	30

3.14 Ecuaciones que gobiernan los modelos de la SEN y el molde.....	32
3.15 Modelos de turbulencia .....	32
3.15.1 Modelo multifásico (VOF Volume Of Fluid) .....	34
3.15.2 Modelo multifásico k-ε.....	34
3.15.3 Modelo de viscosidad turbulenta.....	35
3.15.4 Modelo de energía cinética turbulenta.....	35
3.15.5 Modelo de disipación de energía cinética turbulenta .....	35
3.15.6 Modelo de esfuerzos de Reynolds (RSN- Reynolds Stress Model).....	36
3.16 Modelo de transferencia de calor.....	37
3.17 Modelo de solidificación .....	37
3.18 Simulación matemática.....	38
3.18.1 Pre-procesamiento.....	40
3.18.2 Definición de las velocidades .....	43
3.18.3 Procesamiento .....	44
3.18.4 Post-Procesamiento .....	44
3.19 Solidificación del acero y formación de la costra de acero solidificada .....	45
3.20 Variables que intervienen en el proceso de colada y en la transferencia de calor.....	47
3.21 Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica .....	47
3.22 Propiedades y composición química del acero.....	49
3.23 Propiedades del acero .....	49
3.24 Propiedades del polvo lubricante.....	49
3.25 Condiciones de operación de la máquina de colada continua .....	51
3.26 La solidificación del menisco .....	51
3.27 Conceptos básicos de la simulación matemática anisotérmica .....	52
3.28 Antecedentes de la simulación matemática anisotérmica.....	52
3.29 Procedimiento para la simulación anisotérmica .....	53
CAPÍTULO IV .....	56
ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS.....	56
4.1 Análisis y discusión de los resultados de la SEN II .....	56
4.2 Análisis y discusión de los resultados de la SEN III.....	78
4.3 Análisis de los resultados de la interfase agua-aire .....	100
4.4 Análisis de los resultados de la energía de disipación a 15 cm por debajo de la puerta de división de los puertos.....	102
4.5 Análisis de los resultados de la simulación anisotérmica.....	106

4.6 Discusión y validación de los resultados.....	107
CAPÍTULO V .....	112
CONCLUSIONES GENERALES .....	112
RECOMENDACIONES .....	113
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	114

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura.2.1</b> Geometrías utilizadas por Torres y colaboradores: a) molde y sus dimensiones, b) la buza y sus dimensiones.....	5
<b>Figura.2.2</b> Vectores de velocidad en el plano de simetría a 7m/min de velocidad de colada. a) 10s antes DD. b) Justo en el comienzo del tiempo de la DD. c) 7s después del inicio de la DD. d) 9s después de la DD y máximo efecto sobre el flujo. ....	5
<b>Figura. 2.3</b> Vectores de velocidad en el plano de simetría a 7m/min de velocidad de colada 5 m/min. a) 10s antes de la DD. b) tiempo de inicio de la DD. c) 5s más tarde, después del inicio de la DD. d) 9s más tarde después del inicio de la DD y máximo efecto sobre el flujo. ....	6
<b>Figura.2.4</b> Flujo de vórtices en la superficie libre cerca del eje de la SEN, para los modelos matemático y físico respectivamente. ....	6
<b>Figura 2.5</b> Geometría de la buza y del molde con el freno electromagnético usados por B. Liu y colaboradores. ....	7
<b>Figura 2.6</b> Imágenes de los resultados obtenidos por B. Li y colaboradores sin EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min. ....	8
<b>Figura 2.7</b> Imágenes de los resultados obtenidos por B. Li y colaboradores con EMBR con I=150 A: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min.....	8
<b>Figura 2.8</b> Imágenes de la superficie libre obtenidos por B. Li y colaboradores sin EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min.....	8
<b>Figura 2.9</b> Imágenes de la superficie libre obtenidos por B. Li y colaboradores con EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min. ....	9
<b>Figura 2.10</b> Vectores de velocidad, a 34 cm de inmersión y diferentes velocidades de colada obtenidos por H. Arcos. ....	10
<b>Figura 2.11</b> Geometría usada por los investigadores. a)-b) molde de planchón delgado tipo embudo, c)-d) la SEN, e) interior de la SEN original y f) interior de la SEN modificada obtenidos por H. Arcos. ....	10
<b>Figura 2.12</b> Contorno de presión dinámica (Pa) a) 22cm de inmersión, b) 34cm de inmersión, a diferentes tiempos y a 6 m/min, c)-d) flujos máxicos en los diferentes puertos obtenidos por H. Arcos. ....	11
<b>Figura 2.13</b> Contorno de presión dinámica (Pa), a) 22cm de inmersión, b) 34cm de inmersión, a diferentes tiempos y a 8 m/min, c)-d) flujos máxicos en los diferentes puertos obtenidos por H. Arcos. ....	11
<b>Figura 2.14</b> Esquemas de las SENs: (a) SEN recta para el tipo de molde en paralelo, (b) SEN bifurcada para el molde de tipo paralelo, (c) SEN bifurcada para el molde de tipo embudo usados por Yoon.....	12
<b>Figura 2.15</b> Comparación de patrones de flujo con diferentes tipos de buzas: (a) SEN recta, (b) SEN bifurcada usados por Yoon.....	12
<b>Figura 2.16</b> Esquema de la geometría del molde de entrada sumergida: (a) CSP SEN bifurcada; (b) FTSC SEN de cuatro puertos usados por Liu. ....	13
<b>Figura 2.17</b> Coordenadas y sistema de mallado de: (a) molde tipo embudo CSP; (b) Molde FTSC usados por Liu.....	14
<b>Figura 2.18</b> Patrón de flujo en la cara ancha del molde, plano central obtenidos por Liu en: a) molde CSP; b) molde FTSC.....	15
<b>Figura 2.19.</b> Perfil de temperatura pronosticada del planchón delgado en la cara ancha plano central en: (a) de molde CSP; (b) FTSC molde. ....	15
<b>Figura 2.20</b> Perfil de temperatura y de velocidad del planchón delgado en la cara ancha plano central a diferentes densidades de flujo magnético en: (a) de molde CSP; (B) FTSC molde.....	16
<b>Figura 2.21</b> Perfil de velocidad en el plano de simetría (izquierda) y el trazo de corriente (derecho).....	16
<b>Figura 2.22</b> Esquemas del modelo matemático del conjunto SEN y molde de planchón delgado tipo embudo usado por Z. Liu. ....	17

<b>Figura 2.23</b> a) Contornos de velocidad instantánea a 0.092 m/s, b) contorno de velocidad a 10 mm por debajo de la superficie libre a 0.092 m/s, y la formación de vórtices en la superficie: (a) 89 s, (b) 134 s, (c) 10 s, (d) 76 s, (e) 101 s, and (f) 29 s.....	18
<b>Figura 3.1</b> Proceso de colada continua de planchón delgado de acero .....	19
<b>Figura 3.2</b> Esquema del conjunto distribuidor-molde[1]. .....	23
<b>Figura 3.3</b> Molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo.....	24
<b>Figura 3.4</b> Molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo. ....	25
<b>Figura 3.5</b> Ejemplo de mallas estructuradas.....	31
<b>Figura 3.6</b> Ejemplo de mallas no estructuradas.....	31
<b>Figura 3.7</b> Ejemplo de flujo turbulento alrededor de un cilindro.....	33
<b>Diagrama 3.1</b> Diagrama de flujo de la simulación matemática usando los códigos CFD. ....	39
<b>Figura 3.5</b> Geometrías de la SEN I propuesta por H. Arcos y el molde de planchón delgado tipo embudo. ....	40
<b>Figura 3.6</b> Geometrías de la buza. a) SEN I, b) SEN II, c) SEN III.....	41
<b>Figura 3.7</b> Geometrías de la buza con las condiciones de fronteras. a) SEN II, b) SEN II y molde tipo embudo con el molde de planchón delgado. ....	41
<b>Figura 3.8</b> Geometrías de la buza y del molde. a) SEN III, b) SEN III con el molde de planchón delgado con las condiciones límites.....	42
<b>Figura 3.9</b> Geometrías de la buza malladas. a) SEN II, b) SEN III .....	42
<b>Figura 3.10.</b> Esquema de las fases y las resistencias presentes en la zona de contacto molde-planchón delgado. ....	46
<b>Figura 3.11.</b> Esquema del molde y del planchón delgado con las tres zonas de flujo de calor.....	46
<b>Figura 3.12.</b> Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica.....	48
<b>Figura 3.13</b> Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica con las condiciones de fronteras.....	48
<b>Figura 3.14</b> Algoritmo de trabajo empleado para la simulación matemática anisotérmica. ....	55
<b>Figura 4.1</b> Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada. ....	58
<b>Figura 4.2</b> Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 4 m/min de velocidad de inmersión SENII. ....	58
<b>Figura 4.3</b> Contornos de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENII. ....	59
<b>Figura 4.4</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENII. ....	60
<b>Figura. 4.5</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 4 m/min y 22 y 34 cm de inmersión. ....	61
<b>Figura 4.6</b> Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII. ....	62
<b>Figura 4.7</b> Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 4.5 m/min de velocidad de inmersión SENII. ....	63
<b>Figura 4.8</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII.....	63
<b>Figura 4.9</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII.....	64
<b>Figura. 4.10</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 4.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión. ....	64
<b>Figura 4.11</b> Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII. ....	65
<b>Figura 4.12</b> Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 5 m/min de velocidad de inmersión SENII. ....	66
<b>Figura 4.13</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII.....	66
<b>Figura 4.14</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII. ....	67

<b>Figura. 4.15</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	67
<b>Figura 4.16</b> Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENII..	68
<b>Figura 4.17.</b> Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 5.5 m/min de velocidad de inmersión SENII. ....	68
<b>Figura 4.18</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII. ....	69
<b>Figura. 4.19</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 5.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	70
<b>Figura 4.20</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENII. ....	70
<b>Figura 4.21</b> Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENII. ....	71
<b>Figura 4.22</b> Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 6 m/min de velocidad de inmersión SENII. ....	72
<b>Figura 4.23</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENII. ....	72
<b>Figura. 4.24</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 6 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	73
<b>Figura 4.25</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENII.....	73
<b>Figura 4.26</b> Perfil de velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII. a) 22 de inmersión, b) 34 cm de inmersión. ....	74
<b>Figura 4.27</b> Contorno de velocidad al nivel del baño a 22cm de inmersión, a 330 s SEN II. a) 4 m/min, b) ..... 4.5 m/min, c) 5m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min.....	75
<b>Figura 4.28</b> Contorno de velocidad al nivel del baño a 34 cm de inmersión a 330 s SEN II.....	75
4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min. ....	75
<b>Figura 4.29</b> Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	79
<b>Figura 4.30</b> Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 4 m/min de velocidad de inmersión SENIII.....	79
<b>Figura 4.31</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	80
<b>Figura 4.32</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII.....	81
<b>Figura.4.33</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 4 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	82
<b>Figura 4.34</b> Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	83
<b>Figura 4.35</b> Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 4.5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.....	84
<b>Figura 4.36</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII.....	84
<b>Figura. 4.37</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 4.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	85
<b>Figura 4.38</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	85
<b>Figura 4.39</b> Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	86
<b>Figura 4.40.</b> Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.....	87

<b>Figura 4.41</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII.....	87
<b>Figura 4.42</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	88
<b>Figura 4.43</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	88
<b>Figura 4.44</b> Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	89
<b>Figura 4.45.</b> Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34cm de inmersión a 5.5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.....	90
<b>Figura 4.46</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII.....	90
<b>Figura 4.47</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 5.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	91
<b>Figura 4.48</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	91
<b>Figura 4.49</b> Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	93
<b>Figura 4.50</b> Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 6 m/min de velocidad de inmersión SENIII.....	93
<b>Figura 4.51</b> Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII.....	94
<b>Figura. 4.52</b> Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 6 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.....	94
<b>Figura 4.53</b> Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII. ....	95
<b>Figura 4.54</b> velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII, 24 cm de inmersión. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min e) 6 m/min. ....	96
<b>Figura. 4.55</b> velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII, 34 cm de inmersión. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min e) 6 m/min. ....	96
<b>Figura 4.56</b> Contorno de velocidad al nivel del baño a 24 cm de inmersión y 330 s tiempo real SEN III. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min. ....	97
<b>Figura 4.57</b> Contorno de velocidad al nivel del baño a 34 cm de inmersión y a 330 s tiempo real SEN III. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min. ....	97
<b>Figura 4.58</b> Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 4 m/min 24cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[14]. ....	101
<b>Figura 4.59</b> Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 6 m/min y 24cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[14]. ....	101
<b>Figura 4.60</b> Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 4 m/min y 34cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[14]. ....	102
<b>Figura. 4.61</b> Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 6 m/min y 34cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[14]. ....	102
<b>Figura 4.62</b> Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la buza modificada I (SEN I). a) 22cm, 4 m/min; b) 22 cm, 6 m/min. ....	103

<b>Figura 4.63</b> Vectores de velocidades de la SEN I: a) 4 m/min y 22 cm de inmersión, b) 6 m/min y 22 cm de inmersión.....	104
<b>Figura 4.64</b> Vectores de velocidades de la SEN I: a) 4 m/min y 34 cm de inmersión, b) 6 m/min y 34 cm de inmersión.....	104
<b>Figura 4.65</b> Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN II). a) 22cm, 4 m/min; b) 22 cm, 6 m/min.....	105
<b>Figura 4.66</b> Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN II). a) 34 cm, 4 m/min; b) 34 cm, 6 m/min.....	105
<b>Figura 4.67</b> Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN III). a) 24 cm, 4 m/min; b) 24 cm, 6 m/min.....	106
<b>Figura 4.68</b> Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN III). a) 34 cm, 4 m/min; b) 34 cm, 6 m/min.....	106
<b>Figura 4.69</b> Gráficas de los resultados de la simulación anisotérmica: a) contorno de velocidad a 300 s y 6 m/min, b) contorno de presión dinámica a 300 s y 6 m/min. ....	107
<b>Figura 4.70</b> Contorno de vectores de velocidad de flujo en el plano central XY a velocidad de colada de 1,6 m / min obtenido por SHAMSI[46]. ....	108
<b>Figura 4.71</b> Contorno de vectores de velocidad y distribución de temperatura obtenidos por Gupta y colaboradores en un molde de planchón a 1.3 m/min de velocidad de colada.....	109
<b>Figura 4.72</b> Perfil de velocidad en el plano de simetría (izquierda) y el trazo de corriente (derecho) obtenidos por NAM y colaboradores al usar un molde de planchón delgado tipo embudo.....	109
<b>Figura 4.73</b> Patrón de flujo en la cara ancha del molde, plano central en: a) molde CSP; b) molde FTSC[18].....	110
<b>Figura 4.74</b> Comparación de patrones de flujo con diferentes tipos de buzas usada por Yoon y colaboradores en su investigación: (a) SEN recta, (b) SEN bifurcada[18]. ....	111

## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 3.1</b> Propiedades físicas de las fases presentes .....	43
<b>Tabla 3.2</b> Composición química del acero al bajo carbono a colar.....	49
<b>Tabla 3.3</b> Propiedades del acero líquido a colar.....	49
<b>Tabla 3.4</b> Composición química del polvo lubricante.....	50
<b>Tabla 3.5</b> Propiedades del acero líquido a colar.....	50
<b>Tabla 3.6</b> Condiciones de operación de la máquina de colada continua de planchón delgado .....	51
<b>Tabla 3.7</b> Datos del mallado del conjunto buza-molde para la simulación anisotérmica.....	53
<b>Tabla 4.1</b> Casos de estudios. ....	56
<b>Tabla 4.2</b> Resumen de la SEN II a 22 cm de profundidad de inmersión.....	76
<b>Tabla 4.3</b> Resumen de la SEN II a 34 cm de profundidad de inmersión.....	77
<b>Tabla 4.4</b> Resumen de la SEN III a 24 cm de profundidad de inmersión .....	98
<b>Tabla 4.5</b> Resumen de la SEN III a 34 cm de profundidad de inmersión .....	99

## NOMENCLATURA

<p>A</p> <p><math>A_{mush}</math></p> <p><math>C_{\mu}</math></p> <p><math>C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_{3\varepsilon}</math></p> <p><math>C_{ij}</math></p> <p><math>D_{Lij}</math></p> <p><math>D_{Tij}</math></p> <p>d</p> <p><math>E</math></p> <p><math>G_{ij}</math></p> <p><math>F_{ij}</math></p> <p><math>G_k</math></p> <p><math>G_b</math></p> <p><math>G_{ii}</math></p> <p><math>g</math></p> <p><math>h</math></p> <p><math>(x, y, z)</math></p> <p><math>(U, V, W)</math></p> <p><math>(u, v, w)</math></p> <p><math>k</math></p> <p><math>k_{eff}</math></p> <p><math>L</math></p> <p><math>L</math></p> <p><math>M</math></p> <p><math>M_i</math></p> <p><math>m</math></p> <p>min</p>	<p>Área</p> <p>Área de la zona pastosa</p> <p>Constante de viscosidad turbulenta</p> <p>Constante del modelo k - <math>\varepsilon</math></p> <p>Término convectivo de la ecuación de Reynolds</p> <p>Término molecular de la ecuación de Reynolds</p> <p>Difusión turbulenta de la ecuación de Reynolds</p> <p>Distancia</p> <p>Energía</p> <p>Producción debido a los efectos de flotación de la ecuación de Reynolds</p> <p>Término de producción por la rotación de la ecuación de Reynolds</p> <p>Generación de k debido a los gradientes de velocidad media</p> <p>Generación de k debido a la fuerza de flotación</p> <p>Generación de k debido a la fuerza de flotación</p> <p>Aceleración gravitacional</p> <p>Entalpía</p> <p>Ejes de las coordenadas cartesianas</p> <p>Velocidades de las coordenadas cartesianas (x, y, z)</p> <p>Velocidades de las coordenadas cartesianas (x, y, z)</p> <p>Energía cinética turbulenta</p> <p>Conductividad térmica efectiva</p> <p>Longitud</p> <p>Calor latente</p> <p>Índice de magnificación</p> <p>Índice de magnificación</p> <p>Metro</p> <p>Minuto</p>
--	--

$mm$	Milimetro
$p$	Presión fluctuante para la ecuación de transporte
$P$	Presión
$P_{ii}$	Presión fluctuante, para la ecuación de transporte
$P_{ij}$	Presión fluctuante para la ecuación de transporte
$Q$	Caudal
$Re$	Número de Reynolds
$Re_L$	Número de Reynolds turbulento
$S_k, S_\varepsilon$	Término fuente o constante usado en el modelo $k - \varepsilon$
$S_h$	Término fuente de radiación
$S_{ij}$	Velocidad de cambio promedio del tensor de esfuerzo
$s$	Segundo
$T$	Temperatura
$T_{lid}, T_{sol}$	Temperatura del líquido y sólido, respectivamente
$U_i$	Velocidad en la dirección $i$
$u_i$	Velocidad fluctuante en la dirección $i$
$\langle u_i' \cdot u_j' \rangle$	Esfuerzos de Reynolds
$Y_M$	Contribución de la dilatación fluctuante en turbulencia compresible
$\Delta$	Incremento
$\Phi_{ij}$	Presión de deformación de la ecuación de Reynolds
$\alpha$	Fracción volumétrica
$\alpha_q$	Fracción volumétrica de la fase $q$ – esima
$\beta$	Coefficiente de expansión térmica
$\delta, \delta_{kj}, \delta_{ik}$	Constantes
$\eta$	Viscosidad del polvo lubricante
$\nu$	Viscosidad cinemática
$\rho$	Densidad
$\varepsilon$	Velocidad de disipación de la energía cinética turbulenta
$\varepsilon_{ij}$	Disipación de la energía cinética turbulenta
$\theta$	Espesor de la capa de la mezcla
$\mu, \mu_t, \mu_{eff}$	Viscosidad dinámica, turbulenta, y efectiva respectivamente
$\sigma$	Tensión superficial
$\sigma_k, \sigma_\varepsilon$	Número de Prandtl turbulento para $k$ y $\varepsilon$ , respectivamente
$\tau_{eff}$	Esfuerzo cortante efectiva
$\varpi$	Velocidad de disipación de la energía cinética turbulento específica

## RESUMEN

Entender el papel que desempeña la geometría interna de la buza sobre la dinámica del fluido al interior de la misma y el molde de colada continua de planchón delgado es esencial para asegurar la entrega de acero líquido en cada uno de sus puertos, controlar las oscilaciones de los chorros, mejorar la estabilidad del menisco y la limpieza del acero producido e incrementar la productividad de la planta. Para lograr ésta, se llevó a cabo la simulación matemática tridimensional de dos buzas con diseños internos completamente diferentes para estudiar, entender y corregir estos fenómenos. Los resultados arrojados fueron comparados con los de una buza industrial y validados con los resultados de otros investigadores.

La simulación matemática se llevó a cabo mediante el uso de la dinámica de fluidos computacional (CFD), en el cual se utilizaron tres modelos de turbulencia, el VOF (Volume Of Fluid),  $k-\varepsilon$  y el RSM (Reynolds Stress Model) para simular el conjunto buza y molde a profundidades de inmersión de 22, 24 y 34 cm y 4, 4.5, 5, 5.5 y 6 m/min de velocidades de colada. Las ecuaciones gobernantes fueron discretizadas y resueltas implícitamente mediante la técnica de volumen finito incluida en el software comercial FLUENT®.

Los resultados arrojados por las buzas II y III, ambas bifurcadas, mostraron que las oscilaciones aún permanecen, pero con menor intensidad, y tienden a desaparecer a medida que aumenta la velocidad de colada. Se observó además que la velocidad se intensifica por debajo del menisco y en las paredes estrechas derechas e izquierda del molde a 22 cm de inmersión para ambas buzas. Por otro lado, a 34 cm de inmersión las buzas entregan un flujo simétrico y moderada velocidad por debajo del menisco moderado. Concluyendo que, con estos dos nuevos diseños se logró reducir las oscilaciones de los chorros y por ende el arrastre de escoria hacia el seno del baño de acero líquido, es decir, se cumplen las demandas propuestas al inicio de este trabajo.

Palabras claves: Buzas, Dinámica del fluido, Colada continua, Planchón delgado, Molde, Chorros, Simulación.

## ABSTRACT

Understanding the impact of the internal geometry of the nozzle on the dynamic fluid inside the continuous casting thin slab mold is essential to ensure the delivery of liquid steel in each of its ports, in order to control the oscillations of the Jets flow, improve the stability of the meniscus, the cleaning of the steel and increase the productivity of the plant. In order to achieve this, a mathematical simulation of two nozzles with internal designs completely modified, was carried out to study, understand and correct these phenomena. The results were compared with an industrial nozzle (SEN I, Submerged Entry Nozzle), and validated through comparison with previous results found in the literature.

In the mathematical simulation, three turbulence models, VOF (Volume Of Fluid), k- $\epsilon$  model and RSM (Reynolds Stress Model) were used to simulate the pair of mold and nozzle at 22, 24 and 34 cm depths and 4, 4.5, 5, 5.5 and 6 m/min casting speeds. The governing equations were discretized implicitly using the finite volume technic including in FLUENT<sup>®</sup> software.

The results shown by the bifurcated nozzles, SENs II and III showed that the oscillations still remain, but with far less intensity, and tend to disappear as the casting speed increases. It was also observed that the velocity is intensified on the meniscus side and in the right and left narrow walls of the mold at 22 cm of immersion for both nozzles. On the other hand, at 34cm of immersion the nozzles deliver a symmetrical flow with a moderate speed below the meniscus.

Finally we conclude that, with these two new designs, the oscillations of the jets flows were reduced and consequently the drag of slag into the bath of liquid steel, therefore the objectives mentioned earlier can be accomplished.

# CAPÍTULO I

## INTRODUCCIÓN

La tecnología de producción de acero ha alcanzado avances increíbles tanto en lo relacionado con la fusión y la refinación como la fabricación de productos terminados. Uno de los procesos que está teniendo un gran auge en este campo es la colada continua, la cual consiste en la transformación del metal de la fase líquida a la fase sólida con dimensiones específicas.

Alrededor de la mitad de los productos obtenidos por el proceso de colada continua son transformados en productos planos, a través de planchones con una relación de forma ancho-largo-espesor por arriba de 2:5:1, mientras la otra mitad es colada como palanquillas con un máximo de 200 mm<sup>2</sup> y tochos con un área de 650 mm<sup>2</sup> para productos largos.

El objetivo principal del proceso de colada continua es la extracción de calor del acero líquido en un periodo de tiempo muy corto, con el fin de darle una forma preestablecida al nuevo producto. Las principales dificultades que presentan son: la necesidad de adoptar la velocidad de la colada a la velocidad de solidificación, el establecimiento de las condiciones de enfriamiento y de lubricación adecuada del molde, y el control de las condiciones del flujo de fluido, el diseño y profundidad de inmersión de la buza sumergida (SEN, Sumerged Entry Nozzle, por sus siglas en inglés) y la geometría del molde[1].

En la colada continua de planchones y de tochos, el polvo lubricante es usado como primera opción para controlar la transferencia de calor dentro del molde, para mejorar la estabilidad en el nivel del metal, disminuyendo la turbulencia superficial. El suministro de polvos lubricantes resulta en una baja en la fricción del molde con la costra de acero solidificada, además actúan como aislante químico y térmico al acero líquido, que permiten colar con bajas temperaturas de colada[2].

Para todos estos procesos, el espesor de la costra de acero solidificada es ocasionado por el aumento en la velocidad de enfriamiento la cual tiene una correspondencia en una estructura de solidificación fina. Mientras exista un incremento en la relación entre el área y el volumen, aumentará proporcionalmente los defectos superficiales. Mismos que se intensifican al aumentar la velocidad de colada.

Como fue mencionado anteriormente la SEN y el molde son los dos componentes más críticos del proceso, ya que la primera tiene una influencia capital en el patrón de flujo en la sección superior del molde de colada continua,[3, 4]. Simulaciones matemáticas y modelado físico usando modelos en agua se han llevado a cabo con el fin de determinar la contribución de la SEN en la generación de los defectos superficiales y el atrapamiento del polvo protector[5-7]. No obstante, ninguna respuesta conclusiva ha sido dada producto de la complejidad de la variación de las escalas entre el molde y la buza SEN. Mientras que en el segundo se controla la solidificación inicial.

La oscilación del flujo producido por la SEN fue observada en el modelo físico de agua[8]. La técnica de velocimetría por imagen de partícula (PIV) ha permitido determinar el patrón de flujo del acero líquido en el molde[9, 10]. Muchos autores focalizan sus estudios en la colada continua de planchón convencional con una geometría simple de la buza, por lo que existe poca información con respecto a la colada continua de planchón delgado con geometría compleja.

Con el objetivo de obtener un flujo de fluido simétrico en los puertos de salida de la buza, reducir las fluctuaciones del menisco, el arrastre de escoria, la disipación de energía en las paredes del molde para de esta manera evitar el lavado de la costra de acero solidificado, se lleva a cabo el presente trabajo que muestra los efectos, en la dinámica de fluido y la solidificación del acero en el molde de colada continua de planchón delgado de acero, al rediseñar internamente la buza.

### ***1.1 Justificación***

Los fenómenos que ocurren en la buza y el molde de colada continua siempre han tenido un gran interés. La propuesta de un nuevo diseño de buza permitirá conocer de una manera más precisa lo que ocurre en el interior de la misma y con los nuevos diseños que se propongan será posible evitar entre otras cosas las oscilaciones que se producen en el molde cuando se incrementa tanto la velocidad de colada como la profundidad de inmersión de la buza. Con este tipo de estudios se busca mejorar la calidad del planchón delgado colado.

## ***1.2 Objetivo general***

Rediseñar la geometría interna de una buza para el molde de colada continua de planchón delgado de acero tipo embudo de tal manera que se pueda tener un mejor comportamiento de la dinámica del fluido del acero en el molde y así obtener un acero de mejor calidad.

## ***1.3 Objetivo específico***

1. Rediseñar la geometría interna de una buza, basándose en los resultados obtenidos por H. A Gutiérrez y G. Barrera de tal manera que permitirá obtener un flujo más estable en los puertos de la buza.
2. Evaluar la influencia de diferentes variables operativas en un molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo para lograr mejorar la dinámica del fluido en el molde.

## ***1.4 Hipótesis***

Con el rediseño interior de una buza con velocidades de coladas de 4 a 6 m/min y 22, 24 y 34 cm de inmersión, se logrará mejorar el flujo de fluido en el molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo.

## ***1.5 Metas científicas***

Reducir las oscilaciones de los chorros en los puertos de división de la buza en al menos 90 %.  
Eliminar el 100 % la formación de vórtices, y las ondas en la interfase metal-escoria.

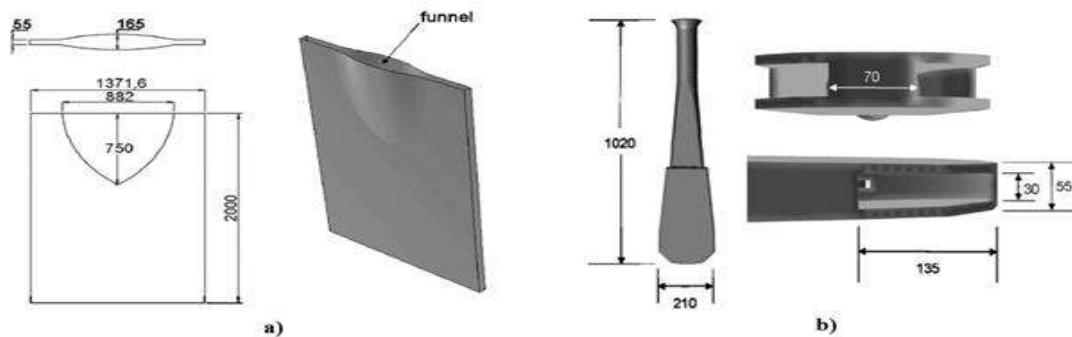
## CAPÍTULO II

### REVISIÓN Y DISCUSIÓN DEL ESTADO DEL ARTE

En estudios anteriores, el análisis del flujo de acero líquido en ollas de refinación, distribuidores y moldes de colada continua ha permitido observar que la geometría del molde y de la buza juega un papel importante en los fenómenos de transporte de inclusiones, de turbulencia, de formación de vórtices y de oscilaciones del flujo en el molde[11-14]. La mayoría de estos trabajos se enfocan en la geometría simple de la buza y del molde de la colada continua de planchón convencional, palanquilla y tocho, por lo que hasta ahora no existe mucha información en la literatura con respecto al comportamiento de los patrones de flujo al interior de la buza y del molde de planchón delgado de acero tipo embudo.

Los investigadores E. Torres Alonso y colaboradores[15] estudiaron la dinámica de fluido en el molde de planchón delgado impulsado por unos chorros oscilantes y sostenibles, alimentado por la SEN. Este estudio se llevó a cabo usando varios experimentos basados en la técnica del modelo físico de agua y la simulación matemática al combinar los modelos de RSM y VOF para seguir la dinámica interfacial de la fase líquida. Puesto que, estos métodos hacen una buena aproximación para simular la interface agua-aire afectados por los flujos turbulentos en el modelo de agua.

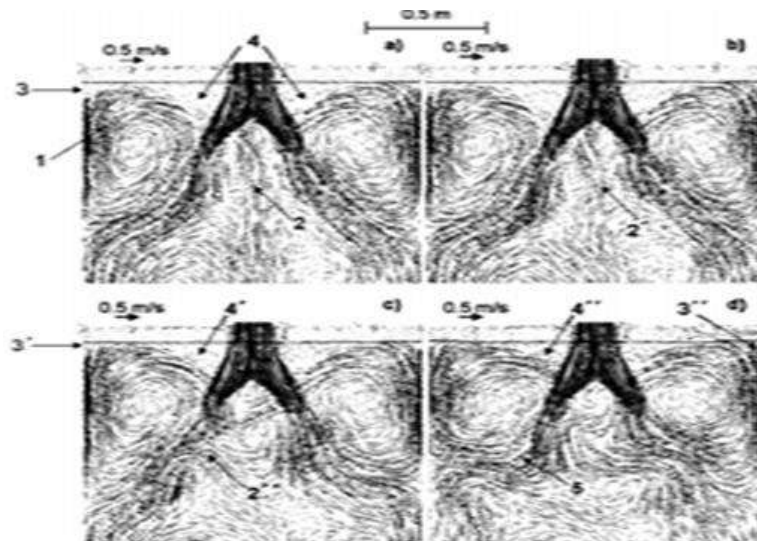
Para la simulación física usaron el modelo de agua, hecho de plástico con un espesor de 18 mm y una buza bifurcada de dos puertos a escala completa como se muestran en la Fig.2.1a, y b Obedeciendo los criterios de similitud de Reynolds y Froude.



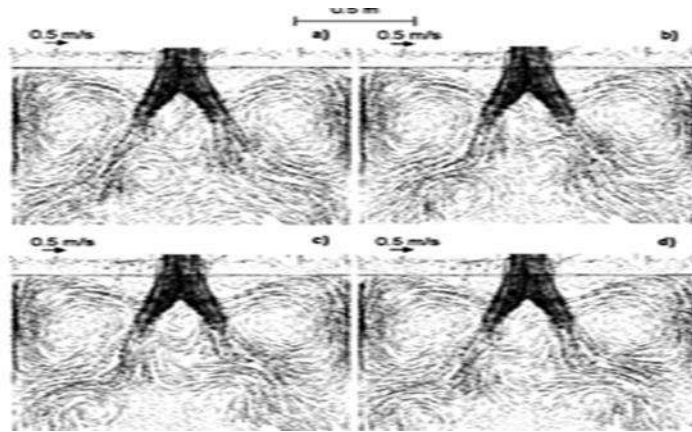
**Figura.2.1** Geometrías utilizadas por Torres y colaboradores: a) molde y sus dimensiones, b) la buza y sus dimensiones.

Luego de simular a una velocidad de 5 y 7 m/min observaron una distorsión dinámica (DD) de baja frecuencia en el flujo de fluido. Esta distorsión mejora las oscilaciones permanentes de la descarga de los chorros y finalmente, produce grandes gradientes de esfuerzos de Reynolds en sus límites con el flujo circundante. Por consiguiente, altos esfuerzos de tensión derivan en grandes gradientes de velocidad de disipación de la energía cinética a través de los chorros que dan lugares a los remolinos grandes y pequeñas, que transportan energía a la superficie del baño. Como resultado final obtuvieron un flujo no simétrico con alta inestabilidad del menisco independientemente de la velocidad de colada y del tamaño del molde.

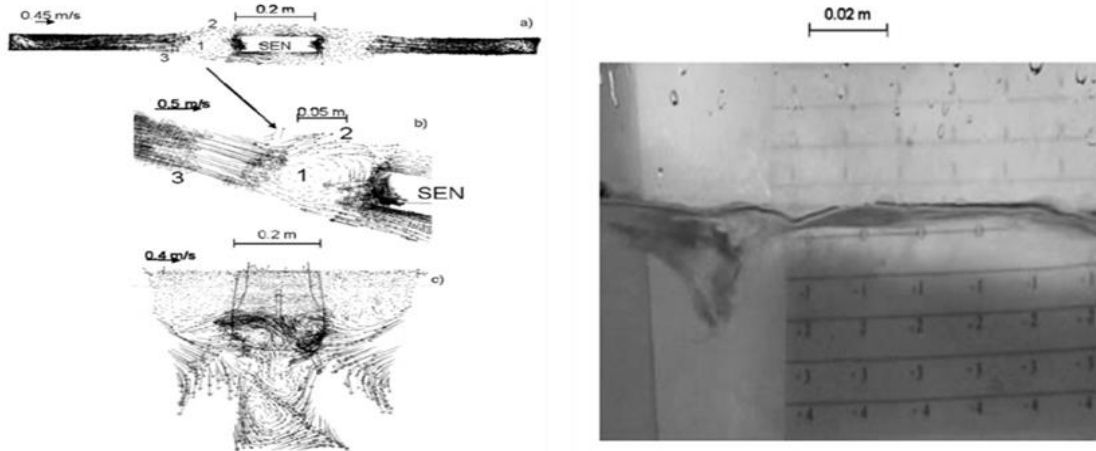
Concluyeron además que la SEN usada proveía flujos asimétricos con vorticidad superficial e inestabilidad en la superficie independientemente de la velocidad de colada y del tamaño del molde como se muestra en la Fig.2.4. Además, observaron que se formaba regiones de bajas velocidades en las esquinas del molde, cerca del menisco, en las proximidades del SEN cerca del eje y por debajo de la punta. No obstante, todas las regiones de flujos presentan alto cambio del patrón de flujo al transcurrir el tiempo y flujos de vórtices como se puede apreciar en las Fig.2.2 y Fig.2.3.



**Figura.2.2** Vectores de velocidad en el plano de simetría a 7m/min de velocidad de colada. a) 10s antes DD. b) Justo en el comienzo del tiempo de la DD. c) 7s después del inicio de la DD. d) 9s después de la DD y máximo efecto sobre el flujo.



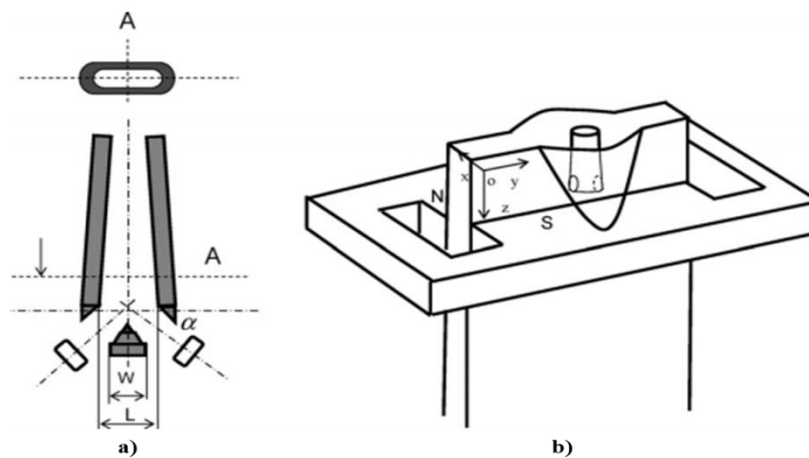
**Figura. 2.3** Vectores de velocidad en el plano de simetría a 7m/min de velocidad de colada 5 m/min. a) 10s antes de la DD. b) tiempo de inicio de la DD. c) 5s más tarde, después del inicio de la DD. d) 9s más tarde después del inicio de la DD y máximo efecto sobre el flujo.



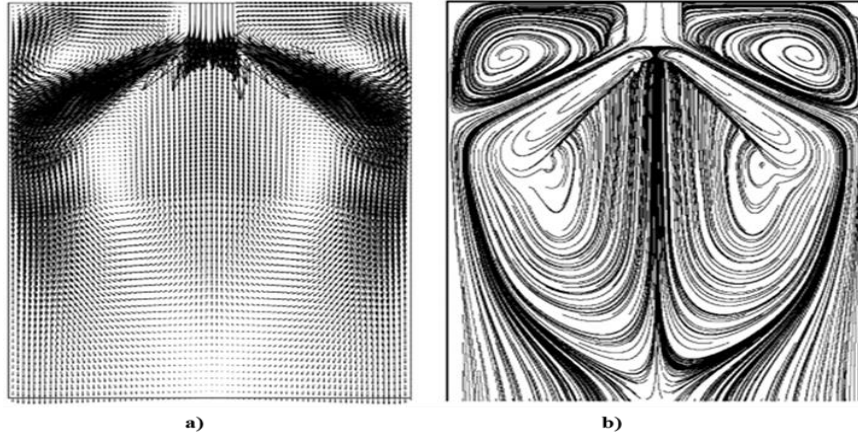
**Figura.2.4** Flujo de vórtices en la superficie libre cerca del eje de la SEN, para los modelos matemático y físico respectivamente.

Concluyeron además que, al transcurrir los 10 s, se observa un largo periodo de distorsión dinámica, un flujo de vórtices en la superficie, inestabilidad del menisco y flexión de chorros de descargas que dan lugar a flujos asimétricos. Finalizaron recomendando que el diseño de la buza usada no es lo adecuado para la velocidad de colada convencional en la máquina de colada continua de planchón delgado de acero tal como 5 m/min y altas como 7 m/min. Como se puede apreciar para la colada continua de planchón delgado a alta velocidad de colada no es recomendado usar la buza propuesta por los autores, puestos que presenta más desventajas que ventajas para el proceso.

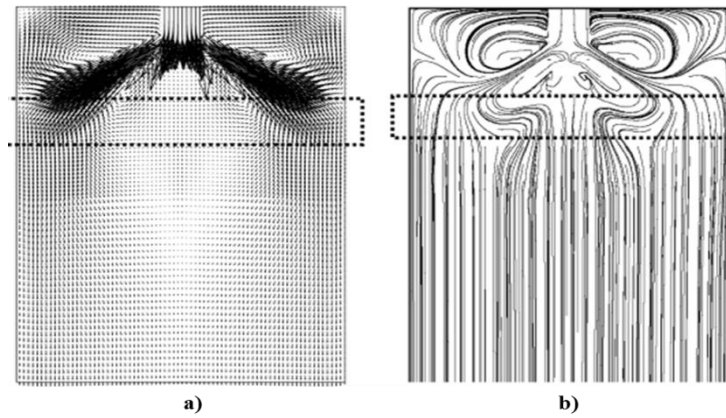
Para comprender la formación de los vórtices en el molde de colada continua de planchón delgado Fig.2.5 y el efecto de los frenos electromagnéticos (EMBR, Electromagnetic Break, por sus siglas en inglés), B. Liu y colaboradores[16], llevaron a cabo una simulación matemática utilizando el modelo de turbulencia k-e con el fin de calcular la viscosidad efectiva. Los resultados de la simulación matemática mostraron que se producen vórtices asimétricos, aunque la geometría sea simétrica y los flujos sean estables Fig. 2.6 a 2.8. Afirmaron que la asimetría de los flujos es producto de un error numérico de la iteración en la simulación matemática y no de la obstrucción de la buza, ni de la turbulencia aleatoria. Concluyeron que la intensidad del vórtice depende de la velocidad en la superficie del molde, que a su vez depende de la velocidad de colada. Finalizaron afirmando que los vórtices pueden ser reducidos al aplicar un campo magnético estático, pero no pueden ser eliminados por completo como se muestra en la Fig.2.7 y 2.9. A pesar de los buenos resultados obtenidos por los autores, se aprecia que con la geometría de la buza y el modelo de turbulencia empleados, no fue posible eliminar los vórtices que se forman tanto en el molde como en la superficie libre del molde. Además, al usar un freno electromagnético que aumenta el costo de producción por el alto costo de la corriente eléctrica, el mejoramiento del patrón de flujo y la eliminación de los vórtices no fue tan efectiva. Por otro lado, la modificación de la geometría interna de la buza empleada no fue el objetivo principal del trabajo de estos investigadores.



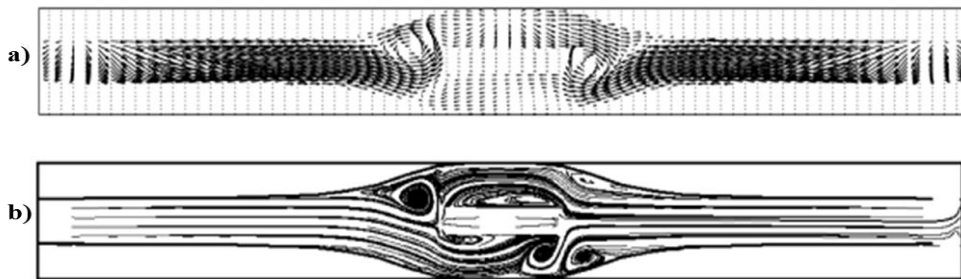
**Figura 2.5** Geometría de la buza y del molde con el freno electromagnético usados por B. Liu y colaboradores.



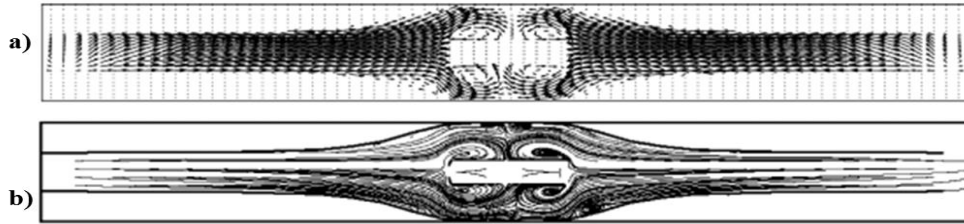
**Figura 2.6** Imágenes de los resultados obtenidos por B. Li y colaboradores sin EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min.



**Figura 2.7** Imágenes de los resultados obtenidos por B. Li y colaboradores con EMBR con  $I=150$  A: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min.



**Figura 2.8** Imágenes de la superficie libre obtenidos por B. Li y colaboradores sin EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min



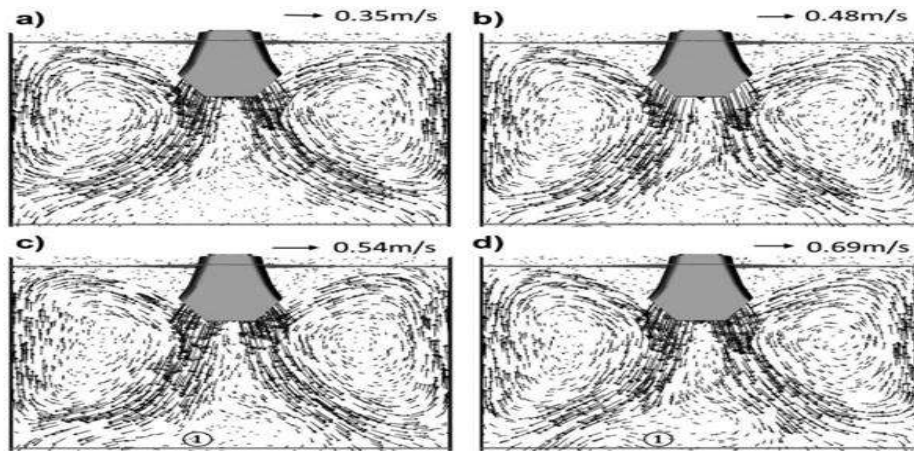
**Figura 2.9** Imágenes de la superficie libre obtenidos por B. Li y colaboradores con EMBR: a) contornos de vectores, b) contornos de velocidad a 5.5 m/min.

Para comprender la oscilación del flujo de acero en el interior del molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo, es importante asegurar la entrega constante de acero líquido, el mejor control del patrón de flujo, y por consiguiente el incremento de la productividad y de la calidad del producto final.

Para alcanzar este objetivo, los investigadores H. Arcos y G. Barrera[17] llevaron a cabo un estudio mediante la simulación matemática y física con el fin de determinar el impacto del diseño de la geometría de los puertos de la SEN y la altura de división de los mismos Fig. 2.11 sobre la dinámica de fluido de acero en el molde con el fin de determinar el origen de las oscilaciones del flujo en el molde.

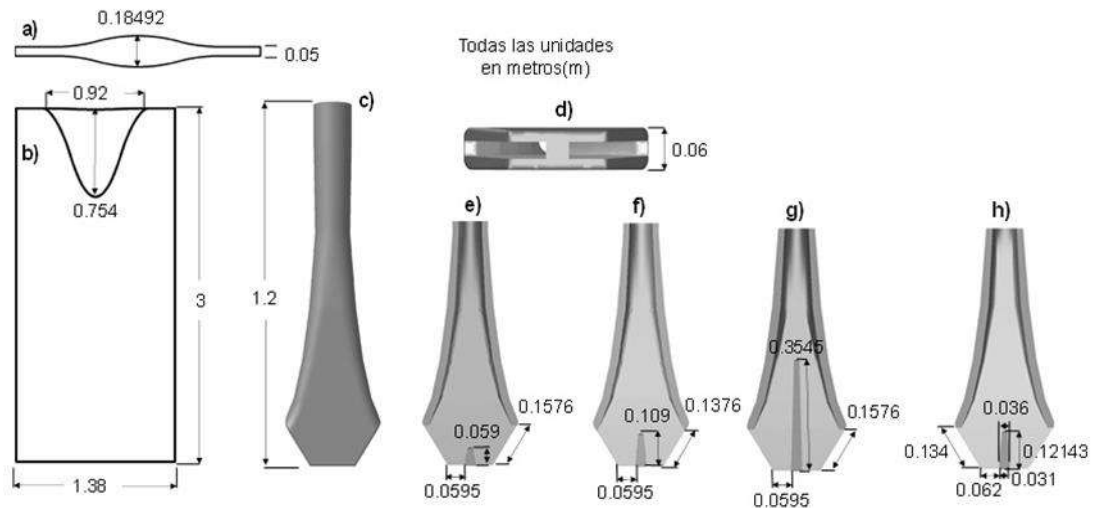
Para ello utilizaron un modelo matemático que incluye ecuaciones fundamentales de los modelos de turbulencia RSM y VOF. Estas ecuaciones fueron discretizadas y resueltas por el método de segregación interactiva implícita del software comercial FLUENT®.

Los resultados mostraron que la oscilación del fluido permanece y se hace más intensa al aumentar la velocidad de colada, es decir, por encima de 6 y 8 m/min. Al analizar la buza los investigadores encontraron que la geometría interna de la buza promovía la perturbación del flujo en las zonas donde las áreas transversales comienzan a cambiar, generando altas y bajas presiones dinámicas Fig. 2.12 y Fig. 2.13, de esa manera favoreciendo la preferencia del chorro de salir en mayor cantidad en un puerto que el otro. Por medio de este nuevo diseño los investigadores lograron eliminar el camino de vórtices y la distorsión dinámica (DD) producidos a altas velocidad de colada y a mayor profundidad de inmersión que se presentaba en otros trabajos, Fig. 2.10.

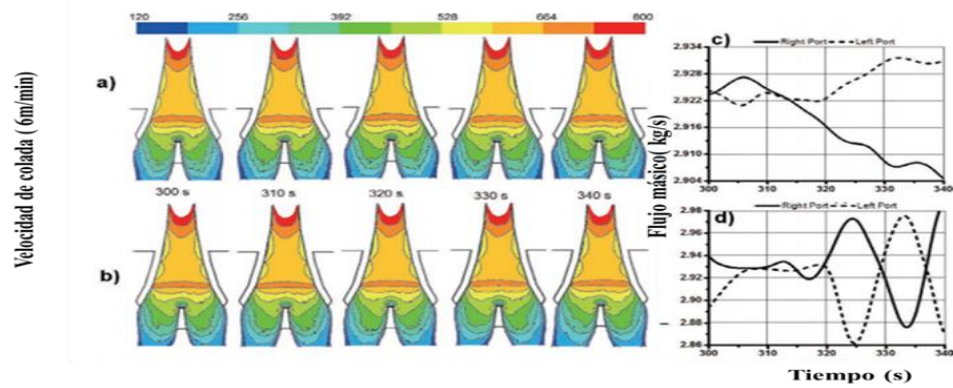


**Figura 2.10** Vectores de velocidad, a 34 cm de inmersión y diferentes velocidades de colada obtenidos por H. Arcos.

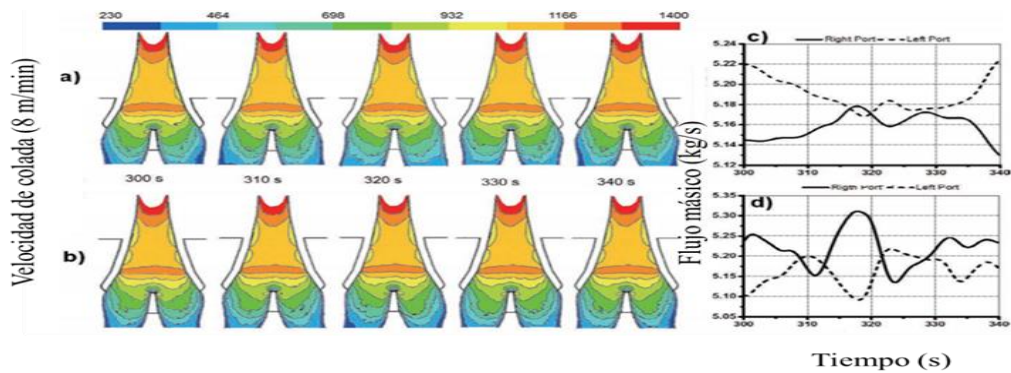
Encontraron además que el balance de fuerzas relacionada con la velocidad de fluctuante y la presión ferro-estática en la bifurcación interna del SEN tiene un impacto importante sobre la oscilación del chorro de acero puesto que al romperse este balance se las oscilaciones se incrementan considerablemente. Al finalizar su estudio concluyeron que la oscilación del chorro tiene su origen en el interior del SEN.



**Figura 2.11** Geometría usada por los investigadores. a)-b) molde de planchón delgado tipo embudo, c)-d) la SEN, e) interior de la SEN original y f) interior de la SEN modificada obtenidos por H. Arcos.

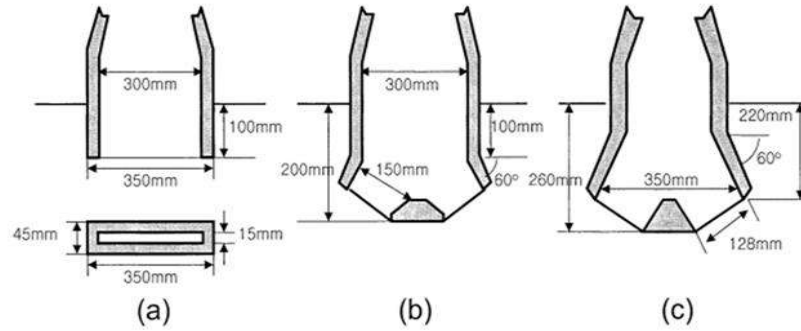


**Figura 2.12** Contorno de presión dinámica (Pa) a) 22cm de inmersión, b) 34cm de inmersión, a diferentes tiempos y a 6 m/min, c)-d) flujos máscicos en los diferentes puertos obtenidos por H. Arcos.



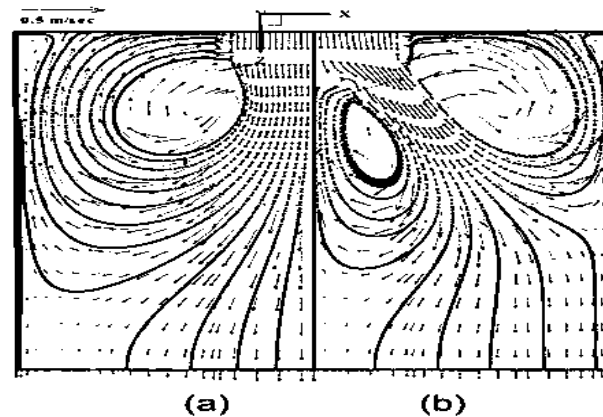
**Figura 2.13** Contorno de presión dinámica (Pa), a) 22cm de inmersión, b) 34cm de inmersión, a diferentes tiempos y a 8 m/min, c)-d) flujos máscicos en los diferentes puertos obtenidos por H. Arcos.

Los defectos superficiales e internos en el planchón delgado están estrechamente relacionados con las condiciones de flujo de fluido del acero líquido en el molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo. Por lo tanto, el control del flujo de acero, por ejemplo, mediante un diseño adecuado de la SEN y a las condiciones óptimas de funcionamiento, se ha convertido en un área importante para mejora la calidad del acero y la productividad de la planta siderúrgica. Para ello los investigadores J. K Yoon y colaboradores[18] llevaron a cabo un estudio de simulación matemática utilizando un modelo numérico tridimensional y el modelo de turbulencia k- $\epsilon$  para analizar el flujo de fluido y la transferencia de calor en el molde de planchón delgado paralelo, utilizaron tres diseños de SEN para llevar a cabo su investigación Fig. 2.14. Los resultados obtenidos fueron comparados con estudios anteriores sobre el molde de colada continua tipo embudo.



**Figura 2.14** Esquemas de las SENs: (a) SEN recta para el tipo de molde en paralelo, (b) SEN bifurcada para el molde de tipo paralelo, (c) SEN bifurcada para el molde de tipo embudo usados por Yoon.

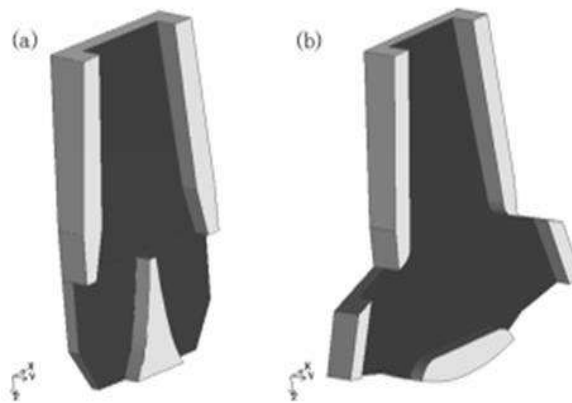
Los resultados muestran que la SEN bifurcada crea líneas de corriente de dos recirculaciones en cada mitad del molde, similar a la del molde en forma embudo con una SEN bifurcada el cual ofrece un menisco estable con una velocidad superficial baja. Confirmaron que el diseño de los puertos de la buza afecta directamente los perfiles de velocidad en el menisco, la transferencia de calor y en consecuencia el proceso de solidificación. Una SEN bifurcada inclinada con un ángulo de chorro de  $60^\circ$  muestra perfiles de velocidad más estable en el menisco y la distribución más uniforme de la cáscara solidificada que el otro puerto Fig. 2.15b.



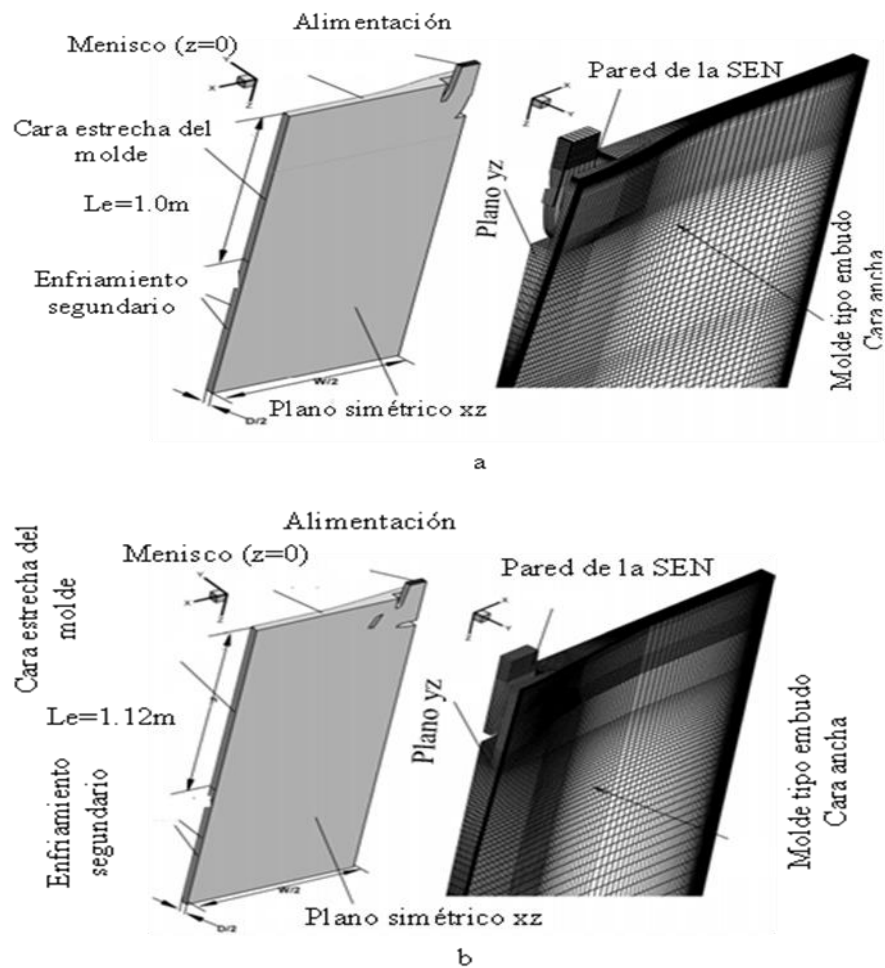
**Figura 2.15** Comparación de patrones de flujo con diferentes tipos de buzas: (a) SEN recta, (b) SEN bifurcada usados por Yoon.

H. Liu y colaboradores[19], llevaron a cabo un estudio relacionado con la simulación numérica de flujo de fluidos y sus características térmicas en el molde de panchón delgado tipo embudo. Emplearon un modelo matemático tridimensional de flujo de fluido, transferencia de calor y solidificación en el molde de planchón delgado con enfoque de entalpia-porosidad de una sola

fase para analizar y comparar el flujo de fluido y los comportamientos térmicos en dos moldes de planchón delgado tipo embudo Fig. 2.17 y dos buzas de entradas sumergidas Fig. 2.16 para la producción de CSP (Compact Strip Production, por sus siglas en inglés) y FTSC (Flexible Thin Slab Casting, por sus siglas en inglés). Incorporaron un modelo de freno electromagnético (EMBR) para ver los efectos que tiene el mismo sobre el flujo de fluido y la solidificación. Para el cálculo de la viscosidad turbulenta, varios modelos de turbulencias tales como el modelo de Prandtl de mezcla tipo longitud, modelo de una sola ecuación, el modelo  $k-\epsilon$  de dos ecuaciones y bajo y alto Reynolds y el modelo de turbulencia LES (Large Eddy Simulation, por sus siglas en inglés).

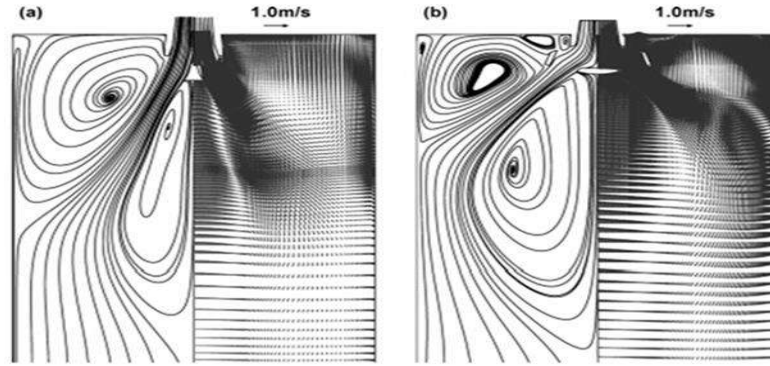


**Figura 2.16** Esquema de la geometría del molde de entrada sumergida: (a) CSP SEN bifurcada; (b) FTSC SEN de cuatro puertos usados por Liu.



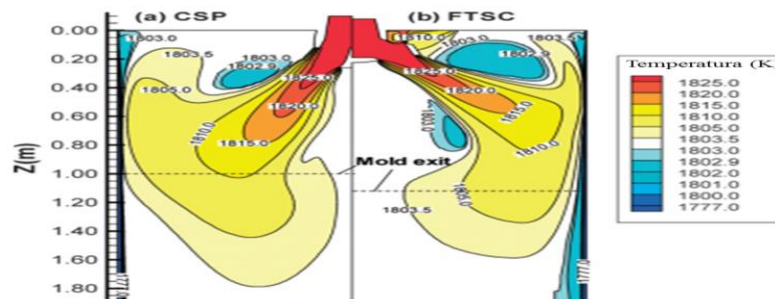
**Figura 2.17** Coordenadas y sistema de mallado de: (a) molde tipo embudo CSP; (b) Molde FTSC usados por Liu.

Los resultados numéricos obtenidos fueron validados con la literatura existente y con un análisis teórico. Encontraron que el patrón de flujo, la fluctuación del nivel del baño líquido, la disipación del sobrecalentamiento, la distribución de la temperatura y el crecimiento de la costra solidificada en ambos moldes presentan características diferentes. Al afirmar que la estructura de la dos SENs Fig.2.18 afecta fuertemente el chorro que incide en los puertos de las buzas y por consiguiente sobre el patrón de flujo y a continuación sobre el modo de disipación del sobrecalentamiento y el crecimiento uniforme de la costra solidificada.

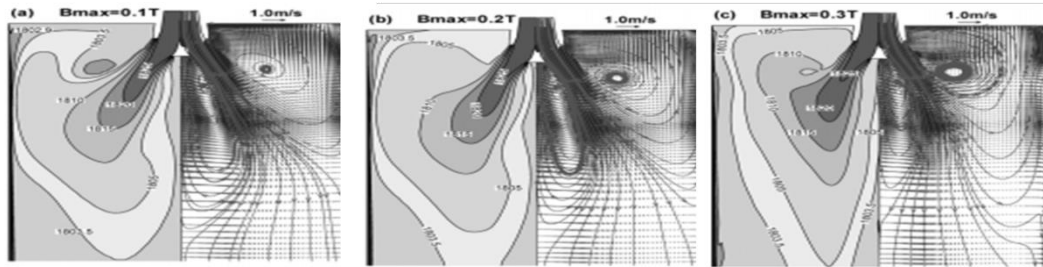


**Figura 2.18** Patrón de flujo en la cara ancha del molde, plano central obtenidos por Liu en: a) molde CSP; b) molde FTSC.

Al finalizar su estudio, afirmaron que el molde tipo embudo y las geometrías de las SENs afectan en gran manera el patrón de flujo y las fluctuaciones en la superficie del baño líquido. Encontraron una similitud entre los patrones de flujos en los dos moldes empleados, diferentes tamaños de recirculaciones y formación de vórtices concluyeron además que la diferencia entre el patrón de campo de temperatura en los moldes tipo embudo es debido a la configuración del flujo y de los menores sobrecalentamientos de los puertos superiores. Finalizaron concluyendo que la aplicación de los frenos electromagnéticos provoca un cambio considerable en el patrón de flujo y la distribución de la temperatura Figs. 2.19 y 2.20. A pesar de los excelentes resultados obtenidos por los autores, ellos no tomaron en cuenta el gran inconveniente de que lleva consigo el uso de los frenos electromagnético, es decir, el alto costo de inversión y de operaciones adicionales debido al alto consumo eléctrico y en consecuencia el alto costo que tendrá el producto final.



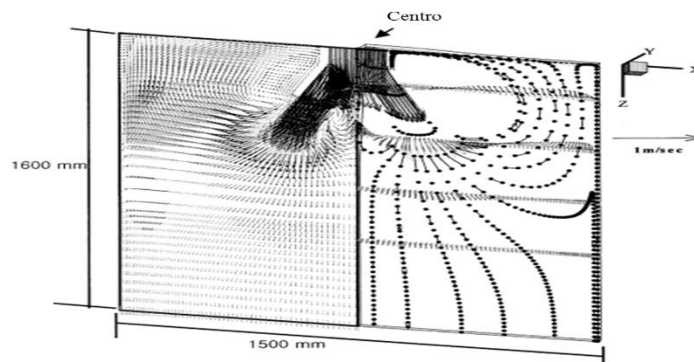
**Figura 2.19.** Perfil de temperatura pronosticada del planchón delgado en la cara ancha plano central en: (a) de molde CSP; (b) FTSC molde.



**Figura 2.20** Perfil de temperatura y de velocidad del planchón delgado en la cara ancha plano central a diferentes densidades de flujo magnético en: (a) de molde CSP; (B) FTSC molde.

H. NAM y colaboradores[18, 20] realizaron una simulación matemática al emplear un modelo tridimensional basado en el método de volumen finito para analizar el flujo de fluido, la transferencia de calor y la solidificación del acero en el molde de planchón delgado tipo embudo. Como resultados, encontraron que el patrón de flujo está caracterizado por cuatro grandes recirculaciones y dos pequeños remolinos cerca de la cara estrecha del molde, que es un caso algo inusual.

Las recirculaciones ascendentes son dominantes y hay flujos de recirculación adicionales debajo de la SEN. No hay recirculación en la región superior y un flujo casi uniforme se obtiene a la salida del molde. Afirmaron que este patrón de flujo es diferente a la de la máquina de colada convencional y esto es debido a la forma embudo del molde y del tipo de la buza bifurcada, Fig. 2.21, aunque estos autores utilizaron la geometría adecuada, sus objetivos no fueron el análisis del patrón de flujo en el molde, ni el efecto de la modificación de la geometría interna sobre el patrón del flujo en el molde.

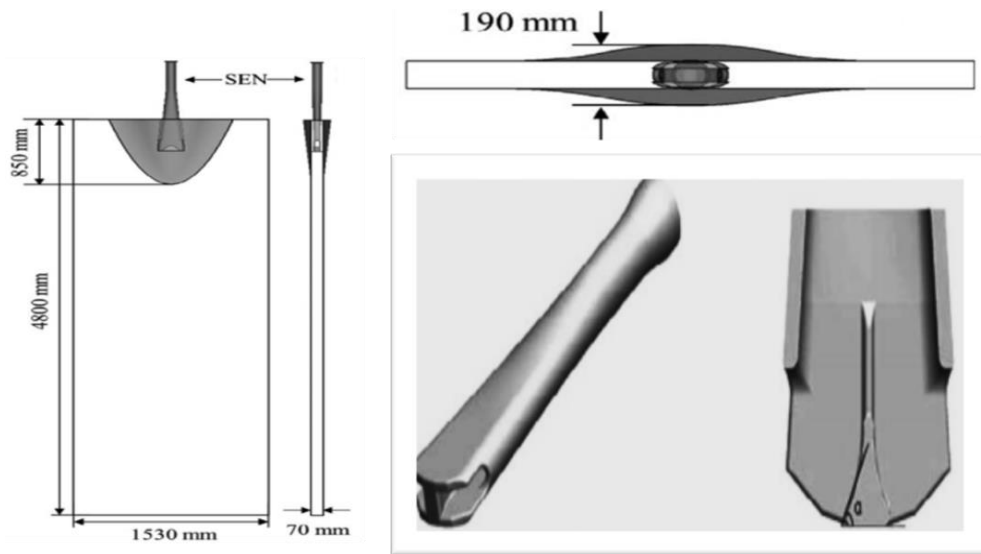


**Figura 2.21** Perfil de velocidad en el plano de simetría (izquierda) y el trazo de corriente (derecho).

Z. Liu y colaboradores[21] estudiaron las características del flujo turbulento transitorio en el molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo Fig. 2.22. Para alcanzar sus objetivos, utilizaron el modelo de turbulencia de los grandes remolinos LES, puesto que para ellos este modelo es el adecuado para modelar la evolución de los patrones de flujos transitorios.

Encontraron que el flujo turbulento dentro del molde consta de varios vórtices, unos grandes denominados vórtices caóticos y otros pequeños como se muestran en la Fig.2.23. Afirman que la formación de estos vórtices es debido a la asimetría que presenta el flujo.

Finalizaron su trabajo concluyendo que la formación de los vórtices caóticos en ambos lados de la SEN fue encontrada en el menisco y que la vorticidad no se presenta solo en vórtices sino en flujo de corte. Aquí como en otros trabajos se ve que los autores no probaron un diseño de la geometría interna de la buza para de esta manera analizar su impacto sobre la formación de los vórtices tanto en el molde como en la superficie del mismo.



**Figura 2.22** Esquemas del modelo matemático del conjunto SEN y molde de planchón delgado tipo embudo usado por Z. Liu.

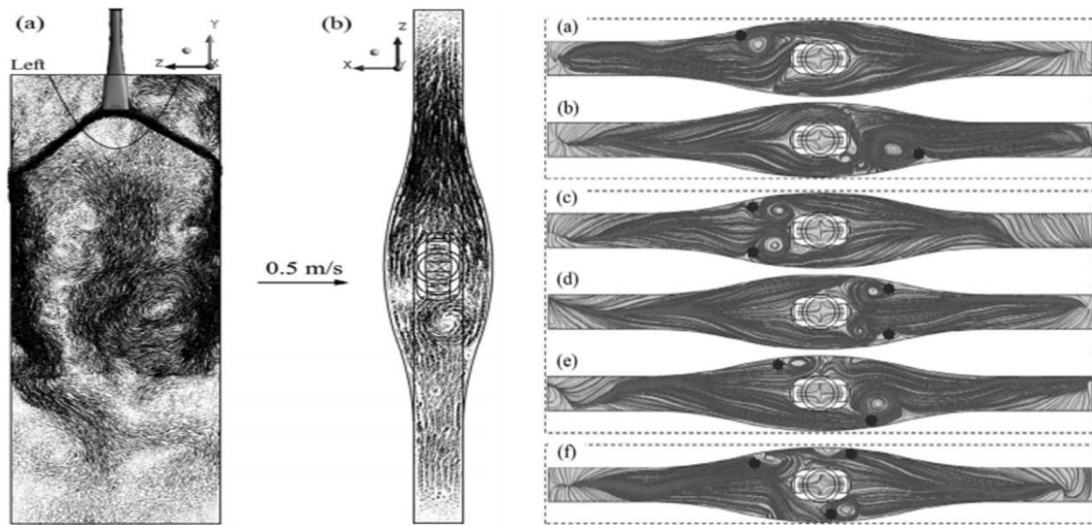


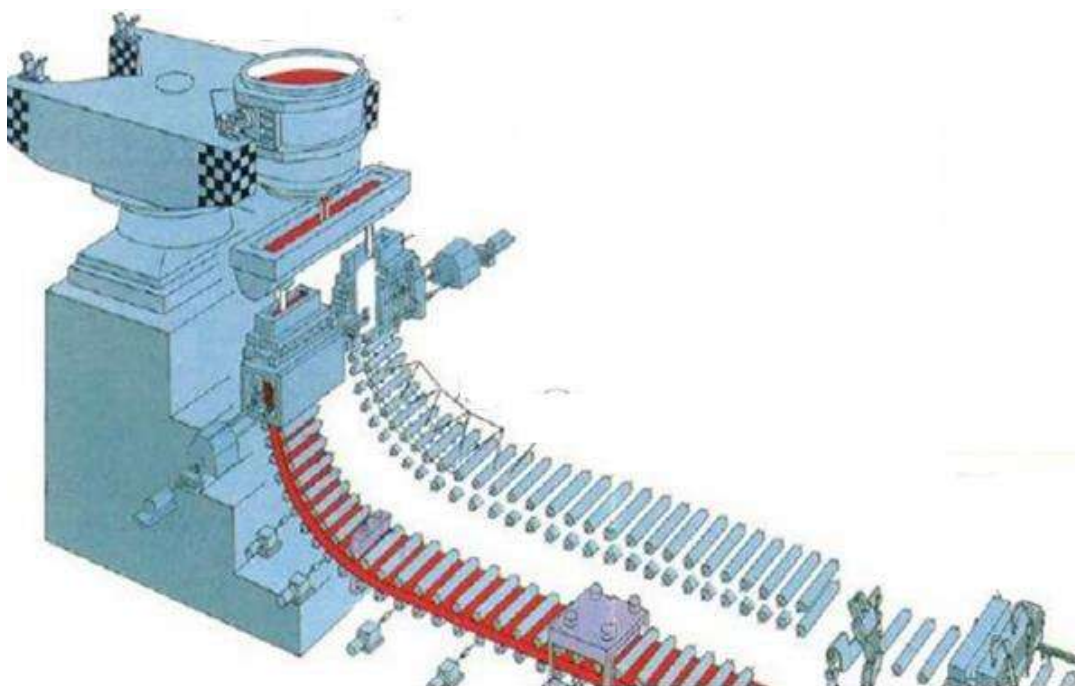
Figura 2.23 a) Contornos de velocidad instantánea a 0.092 m/s, b) contorno de velocidad a 10 mm por debajo de la superficie libre a 0.092 m/s, y la formación de vórtices en la superficie: (a) 89 s, (b) 134 s, (c) 10 s, (d) 76 s, (e) 101 s, and (f) 29 s.

## CAPÍTULO III

### MATERIAL Y MÉTODOS

#### *3.1 Proceso de colada continua de planchón delgado de acero.*

El proceso de colada continua de planchón delgado de acero se originó a partir del proceso de colada continua del planchón convencional, los dos se diferencian de las dimensiones del planchón, la forma del molde, el acoplamiento de la colada y el proceso de laminación en caliente que acompaña la colada de los planchones convencionales. A continuación se plasman las etapas que forman parte de este proceso[22], Fig. 3.1



**Figura 3.1** Proceso de colada continua de planchón delgado de acero

En este proceso, el contenido de la olla proveniente de la metalurgia secundaria es vertido constantemente hacia un distribuidor. El mismo tiene como función de mantener una cantidad de metal líquido suficiente que permite un flujo continuo hacia el molde, aún durante los cambios de olla, los cuales se realizan constantemente durante la colada. El volumen de acero contenido en el

distribuidor se distribuye con respecto a la cantidad de puertos que tenga y se vierte en los moldes de colada continua construido de cobre con un fondo abierto y refrigerado constantemente con agua.

Antes de comenzar la colada se inserta una barra falsa en el fondo del molde la cual servirá de soporte al nuevo hilo recién solidificado. Al iniciar el vaciado, cuando el nivel de acero alcanza la altura deseada en el molde, se extrae la vara falsa, generando de esa manera un flujo estacionario y continuo a través del mismo.

La solidificación inicial del acero líquido en la barra falsa y continua en las paredes internas del molde, Fig.3.2, las mismas están formadas por placas con cara plana que entra en contacto con el acero líquido mientras que la otra cara contiene una serie de orificios dentro de los cuales fluye agua a presión contenida en una camisa de enfriamiento, formándose de esa manera un hilo de acero solidificado, el cual va aumentando de espesor conforme va descendiendo a lo largo del molde por el efecto de la gravedad y por el movimiento constante del sisma de oscilación vertical.

El hilo de acero sólido es consolidado por debajo del molde por medio de la zona de enfriamiento secundario, donde existen un flujo de agua constante localizado entre las barras de soporte que enfrían la superficie del planchón delgado.

La velocidad del flujo de agua en los rociadores es ajustada para controlar la temperatura superficial del planchón con recalentamiento mínimo hasta que la zona pastosa que se encuentra en el interior se solidifique completamente. El soporte mecánico y el agua de enfriamiento actúan contra la presión ferrostática el centro líquido evitando de esa manera la expansión de la cara del planchón. Al final, luego de que la solidificación es total, el planchón delgado es cortado a la longitud deseada usando equipo de oxiacetileno.

### ***3.2 Diseño de la buza de entrada sumergida (SEN)***

Una de las tareas más importante de la buza es conducir el acero líquido del distribuidor al molde, protegerlo de la reoxidación y promover el buen patrón de flujo en el molde. El chorro de fluido en la salida de la buza debe de tener la velocidad de flujo, y otras propiedades que deben de ser optimizados para alcanzarlo. Además, la buza debe entregar un flujo asimétrico con un bajo nivel de oscilación y de turbulencia. La forma de la buza es una de las variables del diseño

de colada continua que tiene un importante impacto sobre la calidad y que puede ser fácilmente cambiado a bajo costo sobre el amplio espectro de diseño de formas. Los chorros en la descarga de los puertos de la buza, y la distribución interna del gas argón se muestran en la Fig.3.4 Algunas variables tienen una influencia considerable sobre la entrada del chorro en la cavidad del molde por lo que se debe tener en cuenta a la hora de diseñar la buza[1, 23] .Estas variables son las siguientes

- El diámetro interior de a buza
- Ángulo de los puertos
- Espesor de las paredes del molde
- Tamaño de la apertura de los puertos
- Forma de los puertos (redonda, ovalada, cuadrada)
- Número de los puertos (bifurcada, puertos múltiples)
- Diseño de la boquilla inferior
- Dimensión del diámetro interno de la buza [1]

### ***3.3. Tamaño del agujero***

La primera consideración para tener en cuenta a la hora de proyectar un diseño de la buza es su capacidad. Puesto que el flujo es impulsado por la gravedad por sí solo, la sección de la buza debe ser lo suficiente para acomodar el máximo caudal deseado para satisfacer las exigencias de la productividad. Buzas con mayor diámetro son naturalmente necesario para altas velocidades de colada. Las sobredimensiones de los orificios de la buza son a veces usadas para acomodar algunas capturas de inclusiones no metálicas. Sin embargo, esto reduce la operatividad de la buza, por lo que aumenta las variaciones de problemas de presión negativa [1].

### ***3.4. Ángulos y apertura de los puertos de la buza***

Los puertos de la SEN deben ser diseñados para entregar chorros de acero en la cavidad del molde en dirección deseada con el nivel de turbulencia interna deseado, velocidad, flujo de masa, propagación y remolinos. Más importante aún, deben entregar estos chorros de manera uniforme con el menor número de variaciones en las propiedades del chorro a través del tiempo. El ángulo y el tamaño de los puertos influyen considerablemente en el desempeño de la buza.

El área total de los puertos de salida de la SEN se hace a menudo mucho más ancha que el del orificio, con el fin de acomodar mayor flujo [1]

### ***3.5 Profundidad de inmersión de la buza.***

En el proceso de colada continua, la profundidad de inmersión de la buza juega un papel muy importante, puesto que de ella dependerá la vida útil de la buza. Durante el proceso, la profundidad de inmersión no se mantiene estática con el fin de minimizar la erosión de ésta en la interface escoria-metal. Los efectos de la inmersión de la buza deben de ser tomados en cuenta [1]. Si se incrementa la profundidad de inmersión de la misma por encima de 34 cm naturalmente se cambia el patrón de flujo de fluido ascendente, impidiendo que éste llegue con altas velocidades a la interface metal-escoria, disminuyendo de esta manera la amplitud de las ondas, inestabilidad y fluctuación en la interface metal-escoria[17, 24, 25]. Por lo que cada buza tiene una profundidad de inmersión optima la cual está en función del ángulo de los puertos de la misma, velocidad de colada y tamaño del molde entre otros.

### ***3.6 Flujo de fluido en la buza***

Diferentes estudios han demostrado que la geometría de la buza tiene un impacto considerable sobre las condiciones de flujo dentro del molde. Tanto en el modelado matemático como el físico, se ha observado que el flujo de fluido a la salida de la buza cambia dependiendo de ciertas características geométricas de la buza como su longitud, altura metalúrgica, el tamaño y la forma de los puertos de salida.

El ejemplo más palpable es la modificación de la geometría de los puertos debida al desgaste de la buza provocada por la erosión y por taponamiento [1, 26, 27]. Por consiguiente, para lograr una correcta caracterización del comportamiento de patrón de flujo en el interior de la buza, se requiere reproducir las condiciones a diferentes regímenes de operación y determinar el efecto de las condiciones geométricas iniciales de diseño. No se simula el desgaste de la buza.

La buza conecta el distribuidor con el molde, como se puede apreciar en la Fig.3.2. El flujo a través de la buza tiene una influencia sobre el taponamiento, la entrada de aire y controla las condiciones de flujo entrante al molde. Esas condiciones incluyen el ángulo, velocidad y la oscilación de los chorros proveniente de los puertos de la buza, su nivel de turbulencia, recirculación, extensión, tamaño y distribución de burbujas de gas e inclusiones que lo

acompañan. Por lo que la modelación del flujo precisa requiere una cuidadosa atención a dichas condiciones de entrada.

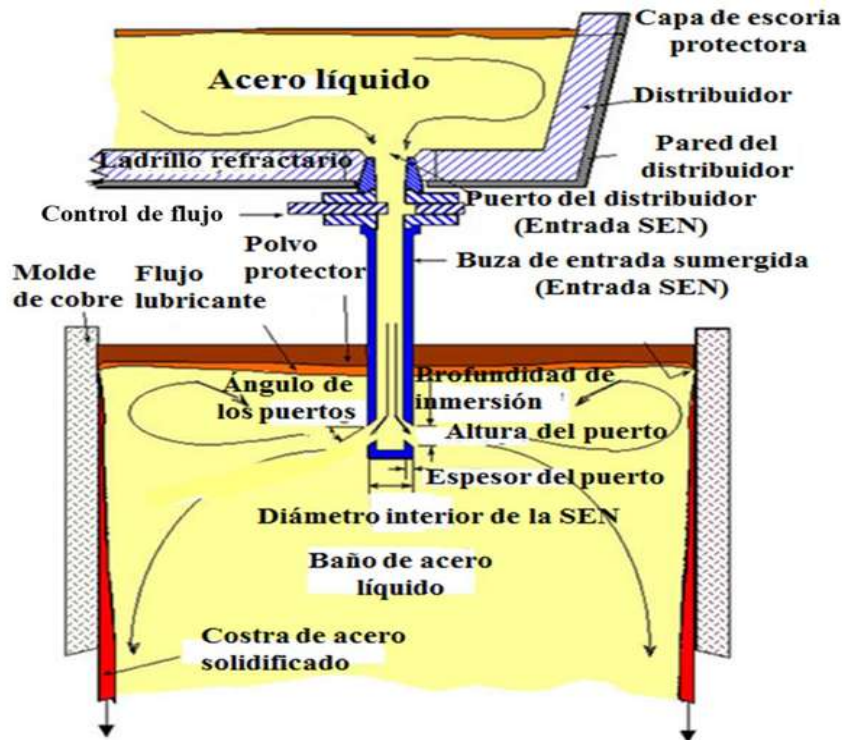


Figura 3.2 Esquema del conjunto distribuidor-molde[1].

### 3.7 Molde de planchón delgado tipo embudo

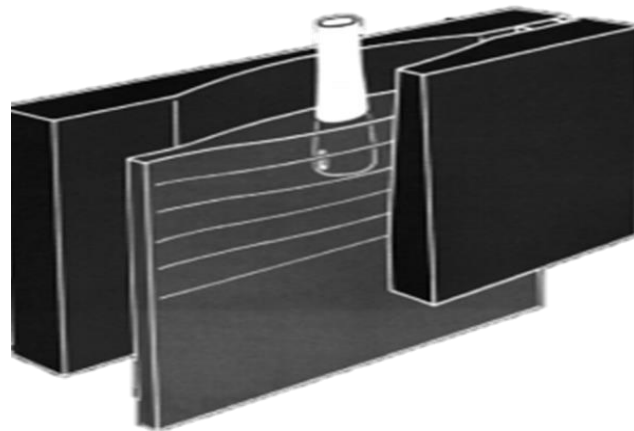
Una de la parte más importante de la máquina de colada continua es el molde, debido a que es precisamente en su interior que ocurre el cambio de fase, es decir el cambio de estado del acero líquido que al extraer el calor se obtiene un acero sólido. Es el lugar donde se presenta la última posibilidad de obtener un acero más limpio, es decir, libre de defectos tanto internos como superficiales.

Las máquinas de colada continua de planchón convencional producen planchón con espesores que están en el intervalo de 150 a 350 mm y anchos de 850 a 2300 mm, el mismo sirve como materia prima para el tren de laminación para fabricar láminas y tiras roladas en caliente. Estos planchones en general son laminados en bruto hasta alcanzar unos espesores de 2.5 a 25 mm [28]

La cantidad de energía consumida para obtener un espesor de 50 mm a partir del espesor inicial

constituye una fracción muy importante en los costos totales de producción, por este motivo se ha desarrollado un proceso para la producción directa de acero con secciones transversales más delgadas [2]. Actualmente, el objetivo principal de la industria siderúrgica es reducir los costos de producción e incrementar la productividad, es decir, adoptar la colada que nos lleva a obtener directamente el producto final. Un ejemplo palpable es la colada de acero cerca del producto final, es decir, la colada continua de planchón delgado [1, 29]

Este proceso es un reto tecnológico al cual la industria del acero se ha enfrentado durante los últimos 25 años.

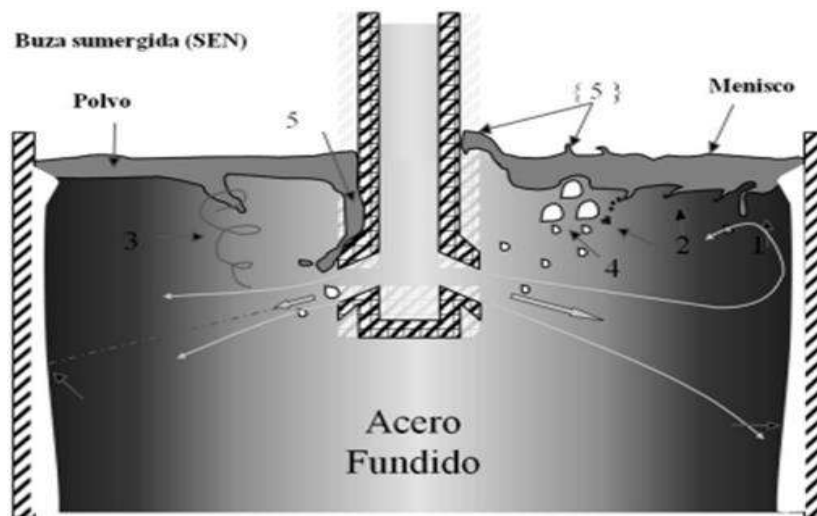


**Figura 3.3** Molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo

### ***3.8 Mecanismo de arrastre de polvo lubricante en el seno del acero líquido***

En el molde de colada continua de planchón delgado, el hilo solidificado es extraído por la parte inferior del molde. Al inicio se logra mediante una barra falsa un flujo estacionario y continuo por gravedad, el mismo genera una fuerza de fricción entre disco hilo solidificado y las paredes internas del molde y en cierto momento pueden darse las condiciones de que el hilo solidificado se adhiera a las paredes, interrumpiendo de esa manera la continuidad del proceso. Para remediar ese fenómeno, se hace uso de polvo lubricante y de un sistema de oscilación vertical del molde con una frecuencia de 1 Hz por cada metro por minuto de velocidad de colada, el polvo se esparce en la superficie líquida del acero en el interior del molde generando una capa protectora. Este puede presentarse debido a su propiedad física y química en conjunto con la elevada temperatura en fase sólida, sinterizada y líquida como se muestra en la Fig.3.4 donde los principales mecanismos de arrastre del mismo son mostrados [25]

1. Flujo de recirculación.
2. Esfuerzos de corte inducidos por la inestabilidad de Kelvin-Helmoltz que puede ocurrir cuando un flujo se presenta dentro de un fluido continuo o cuando hay suficiente diferencia de velocidad a través de la interfaz entre dos fluidos.
3. Vórtices de Karman que se define como un patrón de vórtices en remolino causados por la separación no estacionaria de la capa de fluido al pasar sobre cuerpos sumergidos.
4. Burbujas de argón
5. Velocidad del flujo.



**Figura 3.4** Molde de colada continua de planchón delgado tipo embudo.

### ***3.9 Problemas que debe superar el proceso de colada continua de planchón delgado.***

La industria del acero busca a producir mediante la colada continua, planchones de espesores que van de 20 a 70 mm y láminas de 5 a 20 mm y lámina muy delgada de espesor inferior a 5 mm. No obstante, el proceso lleva consigo algunos problemas que deben de ser resueltos para alcanzar esas dimensiones y cumplir con los estándares internacionales. A continuación, se enumera algunos de los problemas que se deben de resolver.

1. La cavidad tipo embudo del molde de colada continua que debe recibir el acero.

2. El aumento de la velocidad de colada lleva consigo una capa solidificada más delgada y un mayor riesgo de agrietamiento cuando se tiene una transferencia de calor no uniforme e inestable.
3. La turbulencia superficial que se incrementa constantemente, como resultado de pequeños volúmenes interno del molde, por tanto, los problemas de oscilación con la estabilidad del menisco, las fluctuaciones de la superficie libre y el arrastre de polvo lubricante.
4. Obtención de una estructura de colada superior y con la reducción de espesor mínima.

### ***3.10 Modelación del flujo de fluido en el molde de planchón delgado tipo embudo.***

Anteriormente a la adopción del proceso de colada continua, solo dos parámetros fundamentales se consideraban para caracterizar la condición del acero durante las operaciones de producción de acero. Estos eran la composición química y la temperatura. Sin embargo, las innovaciones como el ajuste de la composición química en la metalurgia secundaria y particularmente el proceso de colada continua dieron lugar a un tercer parámetro el flujo de fluido en el molde.

La temperatura y la composición química están unidas a través de la fisicoquímica del proceso de producción del acero. Por ejemplo, la solubilidad de las inclusiones no metálicas y en consecuencia el nivel de oxígeno en el acero se ve afectado por la temperatura. Del mismo modo la composición química y el flujo de fluido están íntimamente asociados, puesto que de éstos dependerán los siguientes procesos:

- La remoción de las inclusiones no metálicas desde el baño líquido hacia la interface metal escoria.
- El grado de re-oxidación, el cual ocurre debido al contacto del oxígeno de la atmósfera con el acero líquido.
- El éxito de los procedimientos de aleación en la olla de refinación secundaria, el distribuidor y el molde.

Desafortunadamente ninguno de esos parámetros puede ser identificado por medio de una observación visual, de aquí surge la importancia del modelado del flujo de fluidos.

### ***3.11 Ecuaciones constitutivas***

Una solución teórica es aquella que puede ser escrita en forma de ecuación usando funciones conocidas y notación matemática, las ecuaciones de Navier-Stokes[30-33] son la herramienta más poderosa para la dinámica de fluido computacional, no obstante, son extremadamente difíciles de resolver en su forma completa. Con el objeto de describir completamente el movimiento de un fluido es necesario conocer las siguientes variables del sistema:

- Densidad ( $\rho$ ).
- Presión (P).
- Temperatura (T).
- Velocidad (u, v y w) en las tres direcciones espaciales (x, y, z).

Ya que hay seis incógnitas, se necesitan seis ecuaciones en total para encontrar la solución de un flujo tridimensional.

### 3.11.1 Ley de conservación de masa

$$\frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial z} = 0 \quad (3.1)$$

### 3.11.2 Ley de conservación del momento en las tres dimensiones espaciales.

$$\rho \cdot \left( \frac{\partial u}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial u}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \rho \cdot g_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \cdot \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (3.2)$$

$$\rho \cdot \left( \frac{\partial v}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial v}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial v}{\partial z} \right) = \rho \cdot g_y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \cdot \left( \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \quad (3.3)$$

$$\rho \cdot \left( \frac{\partial w}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial w}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial w}{\partial z} \right) = \rho \cdot g_z - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \cdot \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \quad (3.4)$$

### 3.11.3 Ley de conservación de la energía

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial}{\partial t} \left[ \rho \left( e + \frac{1}{2} \cdot v^2 \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \rho \cdot u \left( e + \frac{1}{2} \cdot v^2 \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \rho \cdot v \left( e + \frac{1}{2} \cdot v^2 \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \rho \cdot w \left( e + \frac{1}{2} \cdot v^2 \right) \right] = \\
& K \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - \left( u \cdot \frac{\partial P}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial P}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial P}{\partial z} \right) + \\
& \mu \left[ u \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial}{\partial x} \left( v \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + w \cdot \frac{\partial w}{\partial x} \right) + v \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial}{\partial y} \left( u \cdot \frac{\partial u}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial w}{\partial y} \right) + w \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + \frac{\partial}{\partial z} \left( u \cdot \frac{\partial u}{\partial z} + v \cdot \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] + \\
& 2 \cdot \mu \left[ \left( \frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \frac{\partial u}{\partial y} \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + \left( \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \frac{\partial v}{\partial z} \cdot \frac{\partial w}{\partial y} + \left( \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \frac{\partial w}{\partial x} \cdot \frac{\partial u}{\partial z} \right] + \rho \cdot u \cdot g_x + \rho \cdot v \cdot g_y + \rho \cdot w \cdot g_z \quad (3.5)
\end{aligned}$$

La resolución de estas ecuaciones de manera analítica es difícil para los matemáticos por el acoplamiento de las variables. Lo que implica que no es posible la solución de las mismas de manera independiente además de que los valores obtenidos para cada una afectan simultáneamente las soluciones en otros puntos del campo de flujo [3, 33, 34].

### 3.12 Discretización

Como hemos visto anteriormente las ecuaciones que gobiernan el movimiento de un fluido, tales como las de Navier-Stokes se componen de diferenciales parciales. Estas ecuaciones están construidas en base de combinaciones de las variables del flujo tales como las componentes de velocidades, la presión del fluido y sus derivadas, lo que evita que las computadoras puedan resolverlas directamente. La razón principal de este hecho es que la solución teórica es válida en cada punto del campo de flujo, mientras que la solución computacional (la discreta) usada en la dinámica de fluido computacional intenta resolver las ecuaciones solo en un numero específico de puntos o dominio, definido por una malla.

A pesar de sus limitaciones, las computadoras son capaces de almacenar grandes cantidades de datos y realizar operaciones aritméticas básicas tales como la suma, la resta, la multiplicación y la división con enormes cantidades numéricas a gran velocidad [35].

De esta forma, las operaciones pueden ser agrupadas en secuencias para solucionar problemas más complejos como plantea los de la dinámica de fluidos. Consecuentemente, las ecuaciones diferenciales parciales tienen que ser transformadas en ecuaciones que contienen solo números y la combinación de éstos tiene que estar descrita por simples operaciones. A este proceso de transformación de las ecuaciones diferenciales parciales a una ecuación numérica análoga

susceptible de resolverse en una computadora se le conoce como discretización numérica. Existen varios métodos mediante los cuales la discretización numérica puede ser llevada a cabo y se agrupan en:

- Diferencia finita
- Elementos finitos
- Volumen finito

### ***3.12.1 El método de diferencia finita***

Utiliza la forma diferencial de las ecuaciones. El dominio se cubre con puntos llamados nodos en los cuales la ecuación es aproximada al reemplazar las derivadas parciales por aproximación en términos de los valores nodales de la función. Al aplicar una malla estructurada, son muy sencillos y efectivos. Además, es fácil obtener esquemas de alto orden. Entre sus inconvenientes están la no garantía de la conservación de momento y de masa, si no se tiene especial cuidado además de ser complicada su aplicación a dominio de geometrías irregulares[35].

### ***3.12.2 Método de elementos finito***

Este método utiliza la formulación débil, la ecuación diferencial es multiplicada por unas funciones llamadas pesos y posteriormente integrada. Son similares en cierto modo al método de volumen finito. El dominio se divide en elementos y en cada uno de ellos la solución es aproximada generalmente de forma lineal utilizando los valores de la función en los vértices del elemento. Esta aproximación es sustituida en la ecuación integral pesada y se impone que la derivada de dicha integral con respecto al valor en cada nodo sea cero. Son apropiados para geometrías complejas y fáciles de analizar matemáticamente. Es menos común en CFD pero se puede encontrar en paquetes de software como Elmer y FEniCS [35].

### ***3.12.3 Método de volumen finito***

Es el método más común de discretización numérica usado en la dinámica de fluidos computacional. Este método es similar al método de diferencias finitas, con algunos principios que provienen del método de elemento finito.

En este método, las ecuaciones diferenciales parciales que gobiernan el sistema se convierten a su forma numérica mediante una transformación basada en la física. Por ejemplo, las ecuaciones de

Navier-Stokes para la cantidad de movimiento en los tres ejes de coordenadas como series de flujos dentro de un volumen junto con término fuente que sería el gradiente de presión.

Las ventajas de este método se radican en la aplicación de la forma integral, la aproximación de integrales de volumen por integral de superficie, es conservativo por construcción, es adecuado para mallas generales, no obstante tiene bajo orden de convergencia [33, 35].

### ***3.13 Generación de las mallas***

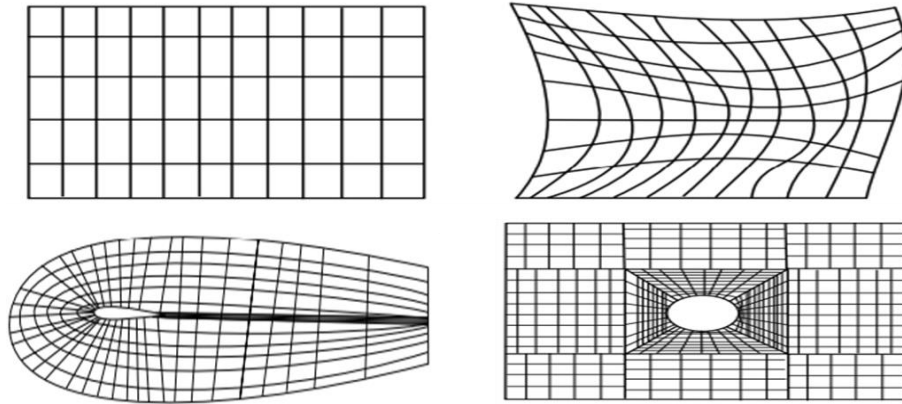
En la mayoría de la literatura se establece como primer criterio de clasificación de mallas el tipo de malla creada y en segundo lugar el modo en el que se genera la misma. Al seguir estas pautas, las distintas técnicas de discretización pueden ser divididas en malla estructurada y no estructurada:

- Método de generación de malla estructurada.

Se dividen en métodos algebraicos, estos se obtienen aplicando una transformación de coordenadas a geometría canónicas simples. Y en métodos basados en ecuación diferencial parcial, generalmente elíptica, con condición de contorno, la geometría del contorno del dominio que se pretende discretizar. Similares a los métodos algebraicos pero las coordenadas de los nodos interiores vienen determinadas por la resolución de estas ecuaciones diferenciales parciales.

Presentan alto costo computacional comparado con los métodos algebraicos. La principal ventaja de los mallados estructurados reside en la ordenación de los elementos en memoria, ya que, de esta forma, el acceso a las celdas vecinas a una dada resulta muy rápido y fácil. Sin más que sumar o restar un número al valor del índice correspondiente.

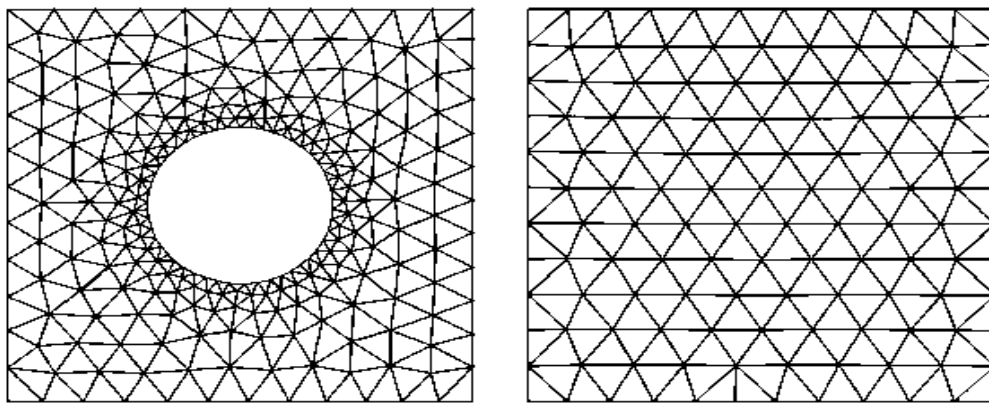
Las mallas estructuradas pueden representarse en un sistema cartesiano o curvilíneo. En el primer caso las líneas que configuran las celdas son siempre paralelas al sistema de ejes coordenados; por el contrario, en los sistemas curvilíneos, el sistema de coordenadas es deformado para adaptarse a la geometría del objeto de estudio. Por otro lado, se pueden clasificar en mallas ortogonales y mallas no ortogonales. Las ortogonales son aquellas en las que todas las líneas que configuran se cortan entre sí formando un ángulo de  $90^\circ$  Fig.3.5.



**Figura 3.5** Ejemplo de mallas estructuradas

- Método de generación de malla no estructurada.

Es el segundo tipo de mallas, ofrecen gran flexibilidad en el tratamiento de geometrías complejas. La principal ventaja de los mallados no estructurados reside en que los triángulos en 2D o los tetraedros en 3D, se generan de manera automática, independientemente de la complejidad del dominio. El tiempo requerido por una computadora para generar un mallado no estructurado es mucho menos que el que requiere para uno estructurado. Otra ventaja de este tipo de metodología es que la solución obtenida depende del refinamiento que se realice de la malla. Una desventaja de este tipo de mallado es el espacio que la malla ocupa en una computadora, es decir, requieren más memoria que los mallados estructurados.



**Figura 3.6** Ejemplo de mallas no estructuradas

### 3.14 Ecuaciones que gobiernan los modelos de la SEN y el molde

1. Ecuación de continuidad.

$$\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial W}{\partial z} = 0 \quad (3.6)$$

2. Ecuación de Navier Stokes[30, 32-34].

Para la dirección X

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U \cdot \frac{\partial U}{\partial x} + V \cdot \frac{\partial U}{\partial y} + W \cdot \frac{\partial U}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( 2\mu_e \cdot \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu_e \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu_e \left( \frac{\partial U}{\partial z} + \frac{\partial W}{\partial x} \right) \right) \quad (3.7)$$

Para la dirección Y

$$\frac{\partial V}{\partial t} + U \cdot \frac{\partial V}{\partial x} + V \cdot \frac{\partial V}{\partial y} + W \cdot \frac{\partial V}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial y} \left( 2\mu_e \cdot \frac{\partial V}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu_e \left( \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial y} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu_e \left( \frac{\partial V}{\partial z} + \frac{\partial W}{\partial y} \right) \right) + g \quad (3.8)$$

Para la dirección Z

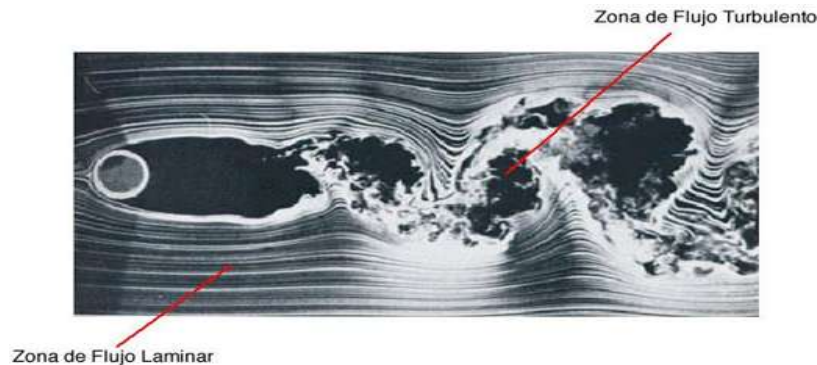
$$\frac{\partial W}{\partial t} + U \cdot \frac{\partial W}{\partial x} + V \cdot \frac{\partial W}{\partial y} + W \cdot \frac{\partial W}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left( 2\mu_e \cdot \frac{\partial W}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu_e \left( \frac{\partial W}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial z} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu_e \left( \frac{\partial W}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial z} \right) \right) \quad (3.9)$$

### 3.15 Modelos de turbulencia

Entre los efectos de mayor importancia en la simulación de fluidos por computadora se encuentran los generados por la turbulencia y aunque las herramientas actuales más potentes apenas logran resolver de forma completa algunos flujos alrededor de geometrías muy simples, el análisis matemático y físico de este fenómeno permite conocer sus cualidades y aproximar modelos de su comportamiento conocido como modelos de turbulencia.

La turbulencia es básicamente un fenómeno de disipación de energía en un fluido, es decir, un flujo que se encuentra inicialmente en reposo o que se desplaza de forma laminar pasa a un estado turbulento debido a la adición de energía ya sea por medio de un incremento en su velocidad, la aplicación de un gradiente de presión de gran magnitud, que dicho fluido es capaz de disipar en estado laminar[33, 36, 37].

La disipación de energía acumulada se manifiesta en el flujo turbulento como desplazamientos arbitrarios que generan remolinos y movimientos caóticos de sus partículas (Fig.3.7).



**Figura 3.7** Ejemplo de flujo turbulento alrededor de un cilindro

En un flujo turbulento pueden coexistir gradiente de presión y velocidad de gran magnitud, así como escalas en las que estos cambios son mínimos. El número de Reynolds comprende una descripción de estos cambios ya que relaciona la velocidad de flujo, la densidad y la viscosidad del sistema por lo que este parámetro adicional es el más útil para la determinación del tipo de flujo definiendo los límites en la capacidad de disipación de energía del mismo. Así que un flujo turbulento está relacionado con un número de Reynolds muy alto.

Las variables de un flujo turbulento pueden ser descritas mediante las ecuaciones de Navier-Stokes y se han tomado distintos enfoques matemáticos para su resolución dentro de los cuales se encuentran:

- Resolución Directa (DNS-Direct Numerical Simulation)
- Promedio estadístico (Modelos RANS- Reynolds Averaged Navier-Stokes)
- Simulación de grandes remolinos (LES-Large Eddy Simulation).
- Modelos de dos ecuaciones ( $k-\epsilon$ ,  $k-\omega$ )
- Modelo de esfuerzos de Reynolds (RSM-Reynolds Stress Model).

El uso de uno u otro modelo está asociado con el problema que se está analizando, por lo que, si para un sistema un modelo presenta mejores resultados, para otro puede ser el contrario. Los modelos utilizados para la modelación se describen a continuación.

### 3.15.1 Modelo multifásico (VOF Volume Of Fluid)

La técnica VOF puede modelar dos o más fluidos inmiscibles al resolver un solo paquete de ecuaciones de momentum y rastrear la fracción de volumen de cada uno de los fluidos a través del sistema. Una aplicación clásica es el estudio estacionario y no estacionario de las interfaces líquido-gas y tal es el caso del sistema que se presenta en el molde de colada continua. La formulación básica de esta técnica reside en el hecho de que dos o más fluidos no se interpenetran. Para cada fase adicional que contenga el modelo, una variable que representa la fracción de volumen en cada celda computacional se introduce. En cada volumen de control, la suma de las fracciones de todas las fases ha de ser igual a uno. En notación matemática se puede decir que la q-ésima fracción de volumen en la celda se denota por  $\alpha_q$  entonces las siguientes tres condiciones son posibles[36, 38]:

- $\alpha_q = 0$  la celda está vacía, es decir, no está presente la q-ésima fase.
- $\alpha_q = 1$  la celda está llena, es decir, está presente la q-ésima fase.
- $0 < \alpha_q < 1$  la celda contiene la interface entre la q-ésima fase y una o más fases diferentes.

### 3.15.2 Modelo multifásico $k-\epsilon$

El modelo  $k-\epsilon$  [30, 31] es un modelo semi-empírico basado en la modelación de ecuaciones de transporte para la energía cinética ( $k$ ) y la disipación ( $\epsilon$ ). La ecuación se deriva de la ecuación exacta, mientras que la ecuación del modelo de transporte para la disipación se obtuvo mediante razonamiento físico y mantiene poco parecido con su equivalente matemático exacto. En la derivación el modelo asume que el flujo es totalmente turbulento y que los efectos de la viscosidad molecular son despreciables. De esta forma el modelo es solo aplicable a flujos completamente desarrollados. Las ecuaciones que rigen este modelo son los siguientes.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \cdot k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \cdot k \cdot u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \cdot \epsilon - Y_M + S_k \quad (3.10)$$

Y

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \cdot \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \cdot \varepsilon \cdot u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \cdot \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_3 \cdot G_b) - C_{2\varepsilon} \cdot \rho \cdot \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (3.11)$$

En estas ecuaciones,  $G_k$  representa la generación de energía cinética turbulenta debido a los gradientes de velocidad media,  $G_b$  representa la energía cinética debido a la flotabilidad;  $Y_M$  es la contribución de la fluctuación de la dilatación en turbulencia compresible a la disipación total;  $C_{1\varepsilon}=1.44$ ,  $C_{2\varepsilon}=1.92$  y  $C_{3\varepsilon}$  son constantes.  $\sigma_k=1.0$  y  $\sigma_\varepsilon=1.3$  son términos fuente.

### 3.15.3 Modelo de viscosidad turbulenta

La viscosidad turbulenta o remolino ( $\mu_t$ ) se determina mediante la combinación de la energía cinética turbulenta y de su disipación y se muestra en la siguiente ecuación matemática.

$$\mu_t = \rho \cdot C_\mu \cdot \frac{k^2}{\varepsilon} \text{ donde } C_\mu = 0.09 \text{ es una constante.}$$

### 3.15.4 Modelo de energía cinética turbulenta

La ecuación de la energía cinética turbulenta[32, 39] con el fin de obtener las condiciones de frontera para los esfuerzos de Reynolds es la mostrada a continuación.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \cdot k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \cdot k \cdot u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \frac{1}{2}(P_{ii} + G_{ii}) - \rho \cdot \varepsilon (1 + 2M_i^2) + S_k \quad (3.12)$$

Donde  $\sigma_k=0.82$  y  $S_k$  es un término fuente.

### 3.15.5 Modelo de disipación de energía cinética turbulenta

El tensor de disipación  $\varepsilon_{ij}$  es modelado mediante la siguiente expresión[35]:

$\varepsilon_{ij} = \frac{2}{3} \cdot \delta_{ij} (\rho \cdot \varepsilon + Y_M)$  donde  $Y_M = 2 \cdot \rho \cdot \varepsilon \cdot M_t^2$  y es un término adicional de la dilatación de disipación. De acuerdo con el modelo de Sarkar. La velocidad de disipación escalar ( $\varepsilon$ ) se calcula mediante una ecuación de transporte similar a la usada en el modelo  $k$ - $\varepsilon$  estándar.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \cdot \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \cdot \varepsilon \cdot u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] \cdot C_{\varepsilon 1} \cdot \frac{1}{2} [P_{ii} + C_{\varepsilon 3} \cdot G_{ii}] \cdot \frac{\varepsilon}{k} - C_{\varepsilon 2} \cdot \rho \cdot \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (3.13)$$

donde  $\sigma_\varepsilon = 1.0$ ,  $C_{\varepsilon 1} = 1.44$ ,  $C_{\varepsilon 2} = 1.92$  y  $C_{\varepsilon 3}$  se evalúa como una función del flujo local relativa a la dirección del vector de fuerza gravitacional, mientras que  $S_\varepsilon$  es un término fuente.

### 3.15.6 Modelo de esfuerzos de Reynolds (RSN- Reynolds Stress Model)

El modelo de esfuerzos de Reynolds involucra el cálculo individual de cada uno de los esfuerzos  $\overline{(u'_i \cdot u'_j)}$  al usar ecuaciones de transporte diferenciales. Cada uno de los esfuerzos es usado para cerrar la ecuación de Momentum promedio de Reynolds.

La forma exacta de las ecuaciones de transporte diferenciales se deriva al tomar la ecuación exacta de momentum. Este es un proceso donde las ecuaciones exactas se multiplican por una propiedad fluctuante, al ser el producto de un promedio de Reynolds.

Las ecuaciones exactas para el transporte de los esfuerzos de Reynolds pueden ser escritos como se muestra a continuación[31, 35].

$$\begin{aligned} \underbrace{\frac{\partial}{\partial t} (\rho \langle u'_i u'_j \rangle)}_{\text{Termino transitorio}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_k} (\rho_k \langle u'_i u'_j \rangle)}_{C_{ij} \equiv \text{Termino convectivo}} = & \underbrace{-\frac{\partial}{\partial x_k} \left[ \rho \langle u'_i u'_j u'_k \rangle + \langle P (\delta_{kj} u'_i + \delta_{ik} u'_j) \rangle \right]}_{D_{T,ij} \equiv \text{Difusion turbulenta}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_k} \left[ \mu \frac{\partial}{\partial x_k} \langle u'_i u'_j \rangle \right]}_{D_{L,ij} \equiv \text{Difusion molecular}} \\ & - \underbrace{\rho \left( \langle u'_i u'_k \rangle \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + \langle u'_j u'_k \rangle \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right)}_{P_{ij} \equiv \text{Produccion de esfuerzos}} - \underbrace{\rho \beta (g_i \langle u'_j \theta \rangle + g_j \langle u'_i \theta \rangle)}_{G_{ij} \equiv \text{Produccion debida a las fuerzas de flotacion}} + \underbrace{\left\langle P \left( \frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \right\rangle}_{\phi_{ij} \equiv \text{Presion de deformacion}} \\ & - \underbrace{2\mu \left\langle \frac{\partial u'_i}{\partial x_k} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_k} \right\rangle}_{\varepsilon_{ij} \equiv \text{Disipacion}} - \underbrace{2\rho \Omega_k \left( \langle u'_j u'_m \rangle \varepsilon_{ikm} + \langle u'_i u'_m \rangle \varepsilon_{jkm} \right)}_{f_{ij} \equiv \text{Termino de produccion por rotacion}} \end{aligned} \quad (3.14)$$

Existen términos tales como  $C_{ij}$ ,  $D_{L,ij}$ ,  $P_{ij}$  y  $F_{ij}$  que no están descritos en esta ecuación ya que no

necesitan ser modelados, no obstante, los términos  $D_{T,ij}$ ,  $G_{ij}$  y  $\phi_{ij}$  necesitan ser modelados para cerrar las ecuaciones.

### 3.16 Modelo de transferencia de calor

La transferencia de calor es el flujo de energía térmica de materia que ocupa una región en el espacio hacia material que ocupa otro lugar. La misma en el molde de colada continua ocurre por tres maneras principales que son: Conducción, convección y radiación. Los modelos físicos que envuelven solo la conducción o la convección son los más simples mientras que los flujos dominados por efectos de flotación o convección natural son más complejos[32]. La ecuación que rige el modelo de transferencia de calor es la siguiente.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \cdot E) + \nabla \cdot (v(\rho \cdot E + p)) = \nabla \cdot \left( k_{eff} \cdot \nabla T - \sum_j h_j \cdot J_j + (\overline{\tau_{eff}} \cdot \overline{v}) \right) + S_h \quad (3.15)$$

Donde  $k_{eff}$  es la conductividad efectiva ( $k+k_t$ , donde  $k_t$  es la conductividad térmica turbulenta, definida de acuerdo con el modelo de turbulencia usado) y  $J_j$  es el flujo difusivo del número de especies  $j$ . Los tres términos en el lado derecho representan la transferencia de energía debido a la conducción, la difusión de especies y la disipación viscosa respectivamente.  $S_h$  incluye el calor de una reacción química o cualquier otra fuente volumétrica de calor.

Para las regiones sólidas como las paredes del molde, la ecuación de energía se plantea como sigue.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \cdot h) + \nabla \cdot (v \cdot \rho \cdot h) = \nabla \cdot (k \cdot \nabla T) + S_h \quad (3.16)$$

El Segundo término del lado izquierdo de la ecuación representa la transferencia convectiva de energía debido al movimiento del sólido. Los términos del lado derecho son el flujo de calor debido a la conducción y la fuente de calor volumétrica dentro del sólido respectivamente.

### 3.17 Modelo de solidificación

El modelo matemático usado permite la resolución de problemas de flujo que envuelven la solidificación o la fusión a una temperatura o sobre un rango de temperaturas. En vez de rastrear

la interface sólido-líquido de forma explícita, el modelo utilizado emplea la formulación de entalpía porosidad[27, 31, 33, 40]

De esta manera se implementa una cantidad llamada la fracción líquida que indica la fracción del volumen de la celda que está en fase líquida, y se asocia con cada celda en el dominio. La fracción líquida se calcula en cada iteración y depende del balance de entalpía. La zona pastosa viene siendo la región en la cual la fracción líquida se encuentra entre 0 y 1. La fracción líquida se expresa de la siguiente forma.

$$\beta = \frac{T - T_{solidus}}{T_{liquidus} - T_{solidus}} \quad si \quad T_{solidus} < T < T_{liquidus} \quad (3.17)$$

El calor latente es el calor latente del material y está dado por la siguiente expresión matemática.

$$\nabla H = \beta \cdot L \quad (3.18)$$

Esta cantidad de calor puede variar desde cero para la fase sólida  $S$  y  $L$  para la fase líquida. Las pérdidas de momentum debido a los efectos de solidificación en la zona pastosa se toman en cuenta mediante la siguiente ecuación:

$$S = \frac{(1 - \beta)^2}{\beta^3 + \varepsilon} \cdot A_{mush} (v - v_p) \quad (3.19)$$

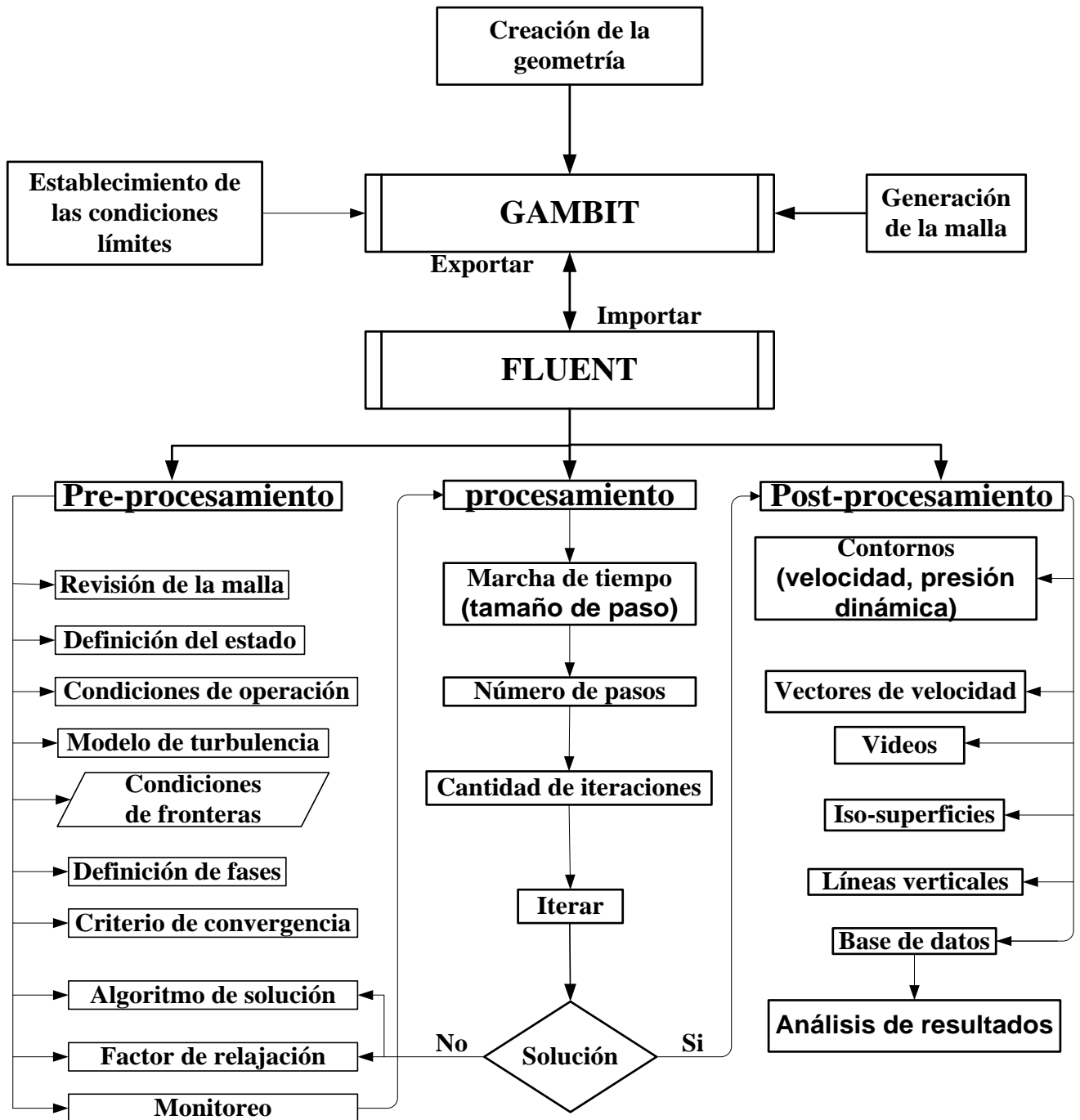
También se debe de considerar estos efectos en la ecuación de turbulencia, de forma similar al término añadido a las ecuaciones de momentum:

$$S = \frac{(1 - \beta)^2}{\beta^3 + \varepsilon} \cdot A_{mush} \cdot \varphi \quad (3.20)$$

donde  $\varphi$  es el parámetro de turbulencia que está siendo afectado.

### **3.18 Simulación matemática.**

La dinámica de fluido computacional (CFD), consiste en el análisis del movimiento de los fluidos mediante simulaciones con computadoras. Su objetivo es encontrar una solución aproximada de las ecuaciones que gobiernan el movimiento de los fluidos dividiendo el dominio de cálculo en pequeños elementos y resolviendo simultáneamente dichas ecuaciones. Las etapas que forman parte del proceso de simulación en CFD[31, 35, 38] se plasma en el diagrama 3.1



**Diagrama 3.1** Diagrama de flujo de la simulación matemática usando los códigos CFD.

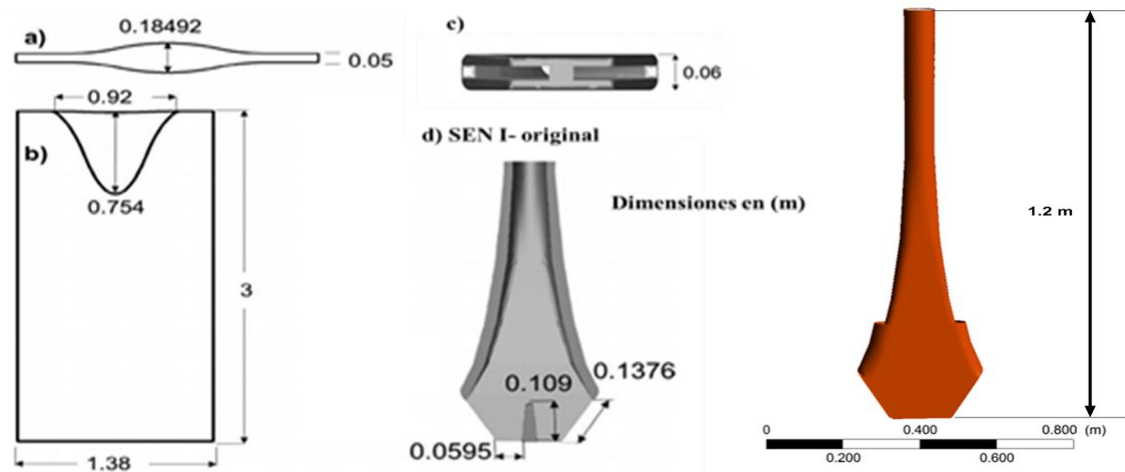
Estudios anteriores sobre la dinámica de fluidos de las interfases acero aire [3, 26, 41, 42], han demostrado que la combinación de los modelos de esfuerzos de Reynolds (RSM) y el modelo de volumen de fluido (VOF) es una excelente herramienta para hacer una buena aproximación para

la simulación de la interface En la realización del presente trabajo de investigación, se utilizaron estos modelos acoplados en estado no estacionario.

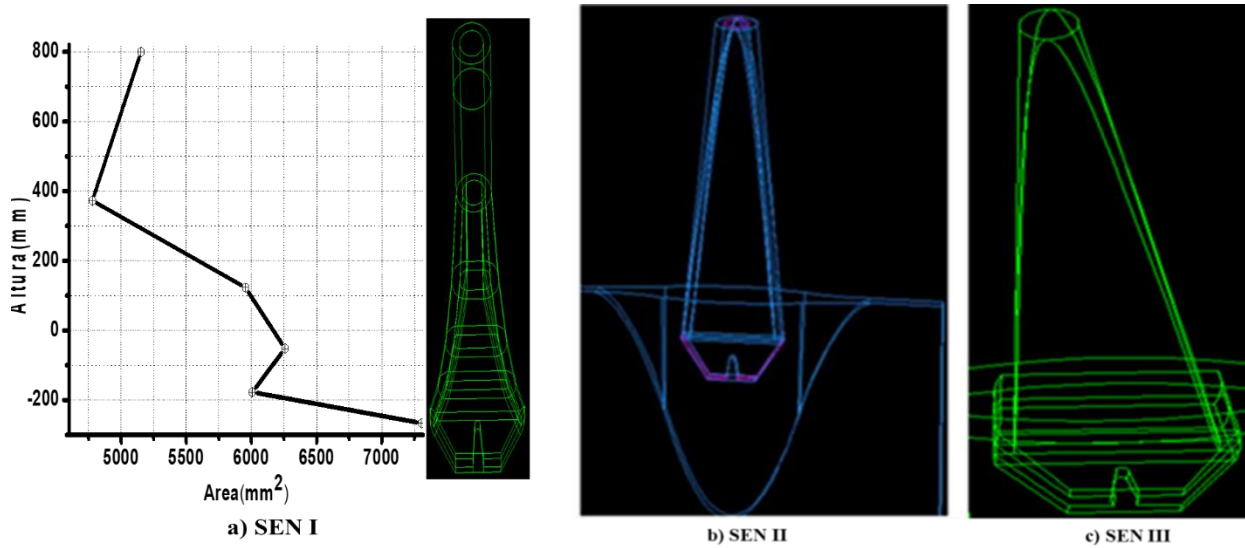
La modelación matemática se llevó a cabo en dos computadoras, con las siguientes características, Intel® Xeon®, CPU ES-2609 con dos procesadores a 2.460 GHz de velocidad y 16 GB de memoria RAM y la otra Intel® Core™ i7-3770 CPU 3.90 GHz de velocidad y 16 GB de memoria RAM. El paquete comercial utilizado es el ANSY'S FLUENT® versión 16.2.0 y el pre procesador GAMBIT versión 2.4.

### 3.18.1 Pre-procesamiento

El primer paso consistió en la realización de la geometría tridimensional real en el software de diseño GAMBIT, se diseñaron dos buzas, en la primera modificación (SEN II) se modificó la geometría interna de la buza propuesta por H. Arcos y G. Barrera[17], eliminándose las variaciones de áreas que se encontraban en la buza original (SEN I) Fig.3.5, que condujo al diseño de una buza recta Fig.3.6a), b) y 3.7. En la segunda buza (SEN III) se mantuvo la geometría interna, y se redondearon los bordes que se encuentra por encima de los puertos de la misma, ver Fig. 3.6 c y 3.8.

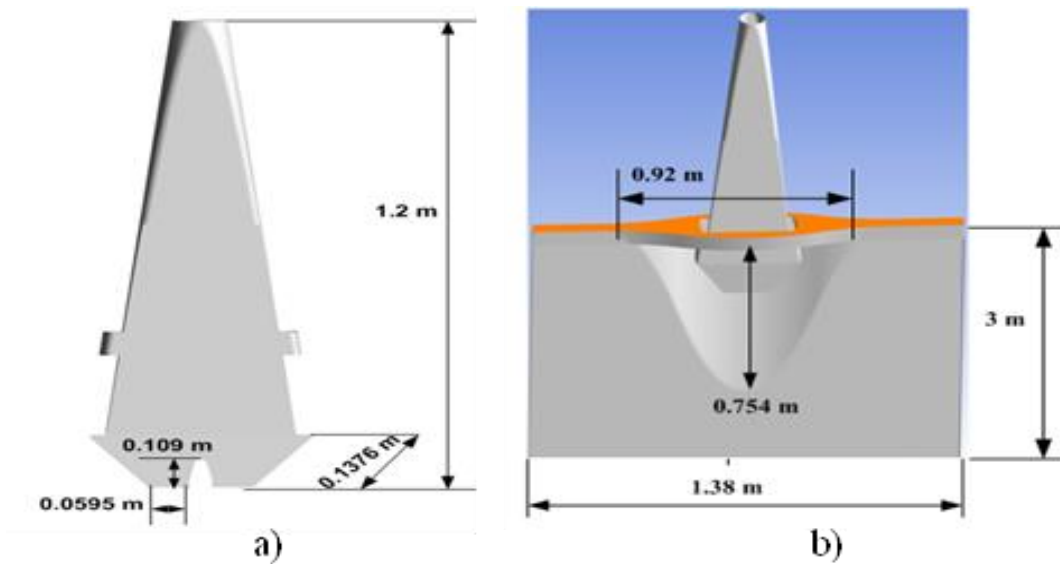


**Figura 3.5** Geometrías de la SEN I propuesta por H. Arcos y el molde de planchón delgado tipo embudo.

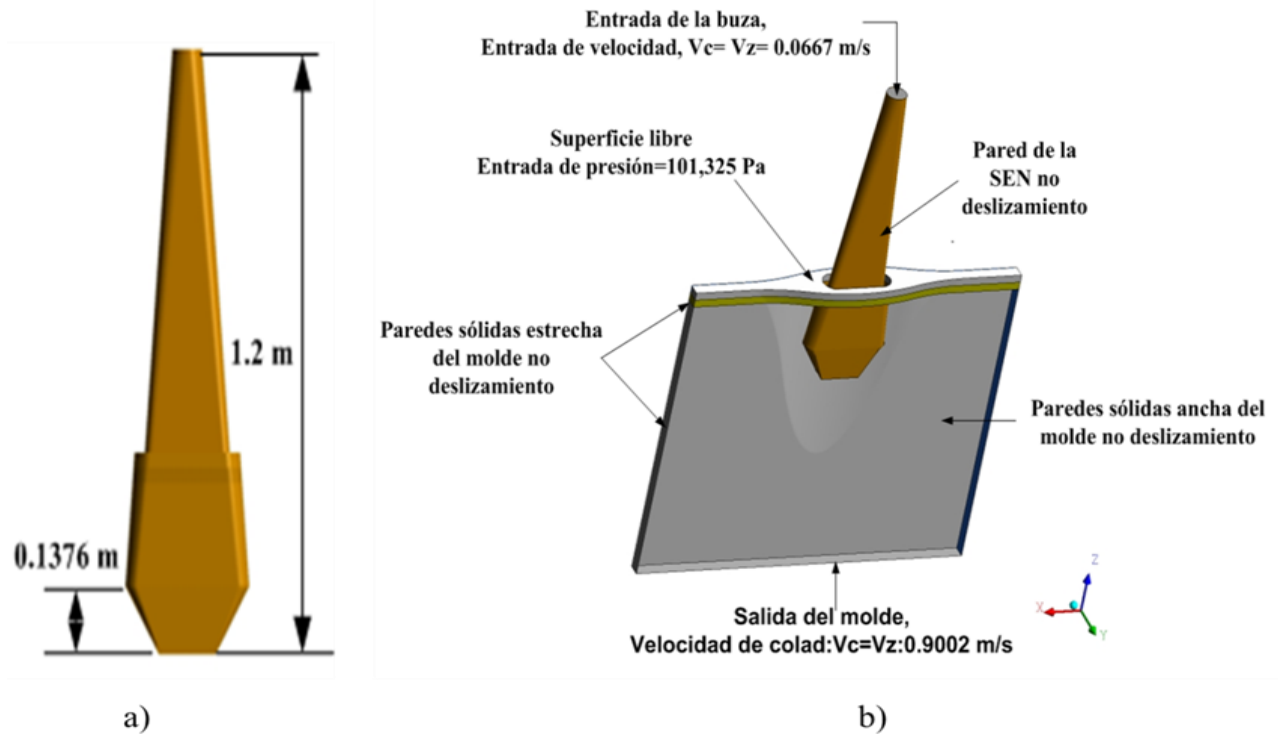


**Figura 3.6** Geometrías de la buza. a) SEN I, b) SEN II, c) SEN III.

En el dominio computacional generado, se procede a identificar las regiones del volumen de la región fluida del planchón delgado, el cual se encuentra entre las superficies internas de las paredes del molde y del volumen formado por la superficie interna de las paredes de la buza, eso se aprecia en las Fig.3.7a y b, y Fig.3.8a y, b.

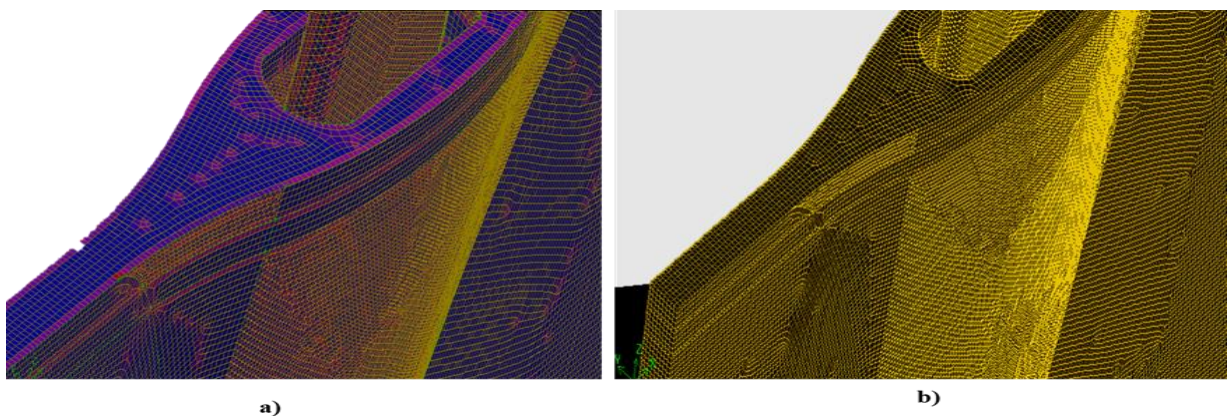


**Figura 3.7** Geometrías de la buza con las condiciones de fronteras. a) SEN II, b) SEN II y molde tipo embudo con el molde de planchón delgado.



**Figura 3.8** Geometrías de la buza y del molde. a) SEN III, b) SEN III con el molde de planchón delgado con las condiciones límites.

El paso siguiente fue la discretización del dominio computacional el cual se dividió mediante una malla no estructurada construida por 1 641 622 celdas tetraédricas e híbridas y 341 734 nodos para la SEN II. Para la SEN III la cantidad de celdas y nodos fueron 1 366 667 y 296 776 respectivamente. Ver Fig. 3.9.



**Figura 3.9** Geometrías de la buza malladas. a) SEN II, b) SEN III

Cabe mencionar que la generación de la malla es un paso crítico de la simulación matemática, puesto que del tamaño y de la calidad de la malla dependerán en gran manera los resultados esperados, así como el tiempo real de procesamiento requeridos para obtener los mismos. Una vez obtenida la malla adecuada, se procede a la definición de las condiciones límites de las caras del volumen de control, las mismas son la velocidad de entrada y salida, la presión y las condiciones de las paredes. Se especifica además los tipos de flujos continuos que en este caso son el agua y el aire. Al finalizar en paso anterior se procede a la exportación de la malla a FLUENT®.

Una vez en FLUENT®, se cargó en archivo de datos de malla creado en GAMBIT y se comprobó la calidad del mismo. Se definen las propiedades geométricas y de los fluidos, el modelo de solución, la formulación implícita y explícita (los dos no se pueden seleccionar al mismo tiempo por lo que se eligió el implícito y luego el explícito). Se definieron la condición de tiempo estacionario; el modelo multifásico (VOF), se eligió primeramente el modelo de turbulencia k-ε estándar con el fin de obtener una solución previa y luego se cambió al modelo (RSM) para obtener la solución final. Posteriormente se asignaron las propiedades presentes, las mismas se muestran en tabla 3.1.

**Tabla 3.1** Propiedades físicas de las fases presentes.

Agua	Propiedades	Valores
	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	984
Aire	Viscosidad (Pa. s)	1.003 10 <sup>-3</sup>
	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	1.225
Aire-Agua	Viscosidad (Pa. s)	1.7894 10 <sup>-3</sup>
	Tensión superficial (N/m)	0.075

### 3.18.2 Definición de las velocidades

Junto a las condiciones límites se define la velocidad de entrada, la misma se define como la velocidad en la buza y la velocidad de salida como la velocidad de colada. A continuación, se muestran las ecuaciones que permitieron determinar la velocidad de entrada en la buza. Ejemplo

de 
$$\text{Velocidad de colada} = 4 \frac{\text{m}}{\text{min}}$$

$$\text{Velocidad de colada} = 4 \frac{\text{m}}{\text{min}} = 0.067 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (3.21)$$

Al aplicar la ley de conservación de masa se tiene:

$$\text{Velocidad de entrada} = \text{Velocidad de salida} \quad (3.22)$$

Sabiendo que

$$Q = A \cdot V \quad (3.23)$$

donde Q- flujo volumétrico, m<sup>3</sup>/s.

A- área, m<sup>2</sup>

V-velocidad, m.s<sup>-1</sup>

1

$$\text{Velocidad de entrada} \cdot A_{\text{entrada de la buza}} = \text{Velocidad de entrada} \cdot A_{\text{salida del molde}} \quad (3.24)$$

$$\text{Velocidad de entrada} = \frac{\text{Velocidad de entrada} \cdot A_{\text{salida del molde}}}{A_{\text{entrada de la buza}}}$$

$$\text{Velocidad de entrada} = \frac{\text{Velocidad de entrada} \cdot (L \cdot l)}{\Pi \cdot r^2}$$

$$\text{Velocidad de entrada} = \frac{0.067 \cdot (1.38 \cdot 0.05)}{3.142 \cdot 0.0405^2} \cdot \frac{\frac{\text{m}}{\text{s}} \cdot \text{m}^2}{\text{m}^2} \quad (3.25)$$

$$\text{Velocidad de entrada} = 0.893 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

### 3.18.3 Procesamiento

En esta etapa, como su nombre lo indica, se desarrolló el procesamiento de cómputo para la resolución de las ecuaciones. Se asignó el tamaño de paso de tiempo, el mismo tiene un valor de 0.1 segundos; se definió el número de pasos, el mismo fue 1 000 y la máxima iteración fue 6 000, utilizando el modelo k-ε de 2 ecuaciones y una vez que finalizó las 6000 iteraciones se cambió el modelo de turbulencia a RSM de 7 ecuaciones, con 24 000 iteraciones, para obtener 30 000 iteraciones a final de la simulación, es decir, 300 s en tiempo real.

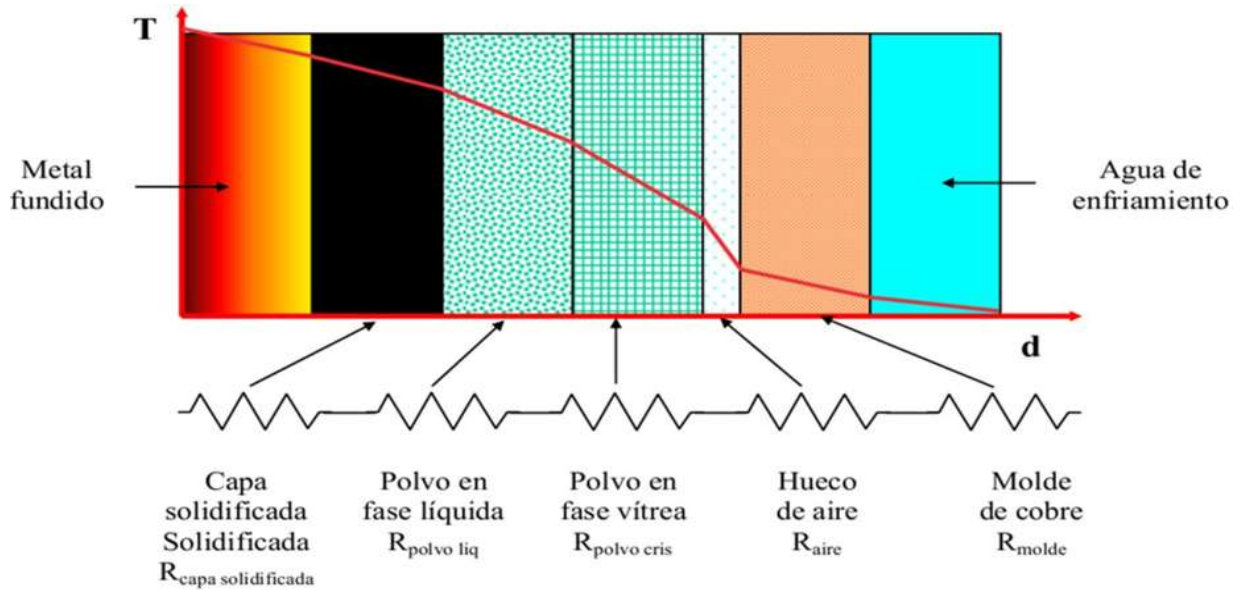
### 3.18.4 Post-Procesamiento

En esta etapa se utilizaron la interface gráfica de FLUENT ® y el CFD-Post 16.2 para procesar los resultados. Los mismos fueron los de vectores de velocidad, los contornos de velocidad, la presión dinámica en el interior de la buza, la velocidad en la interface metal-escoria, y el Reynolds turbulento a los alrededores de la punta triangular de división de los puertos de la buza. Al finalizar el post-procesamiento, se trazó dos líneas a 0.005 mm de cada pared estrecha de la buza, luego se monitorearon los fenómenos que ocurren alrededor de ellas y se graficaron sacando de esa manera, la energía cinética turbulenta, la energía turbulenta disipada, el coeficiente de fricción en las paredes y la velocidad del flujo de acero en las paredes

### ***3.19 Solidificación del acero y formación de la costra de acero solidificada***

A medida que el molde se llena y está en estado operativo, la capa de polvo lubricante que se esparce sobre el baño líquido se funde y se desplaza hacia las paredes del molde al formar una capa aislante de poco espesor y se adhiere a las paredes del planchón. De esta forma, el acero líquido nunca entra en contacto directo con el molde de cobre y se tiene un sistema multifásico, cada una de las fases tiene un coeficiente de conductividad específico que debe de ser considerado.

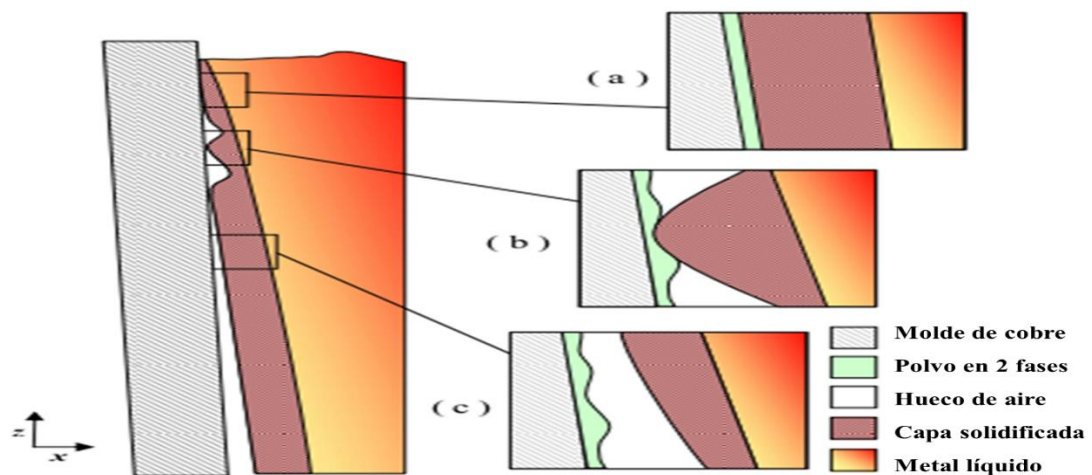
Por otro lado, al enfriarse el planchón delgado, se contrae y se producen intermitencias en el contacto de la capa solidificada con el molde. Los huecos que se forman se llenan de polvo y el aire circundante, generando una fuente de resistencia a la transferencia de calor al molde. A este fenómeno se añade el hecho de que el polvo de la capa aislante que está en contacto con el molde está en fase líquida, debido a que su punto de fusión es más bajo que la temperatura de liquidus, es decir, a la temperatura de colada del acero. Por otra parte, el polvo que ya está en contacto con el acero se solidifica, transformándose a una fase vítrea. De esta manera, cada una de las fases presentes origina una resistencia específica a la transferencia de calor parecida a un circuito eléctrico de resistencia montadas en serie. Fig.3.10



**Figura 3.10.** Esquema de las fases y las resistencias presentes en la zona de contacto molde-planchón delgado.

Al contraerse el planchón en el molde y conforme avanza hacia la parte inferior, la formación de los huecos se incrementa, por lo que se identifican tres zonas principales Fig.3.11

- a) Región de contacto completo.
- b) Región de contacto intermitente.
- c) Región de separación completa.



**Figura 3.11.** Esquema del molde y del planchón delgado con las tres zonas de flujo de calor.

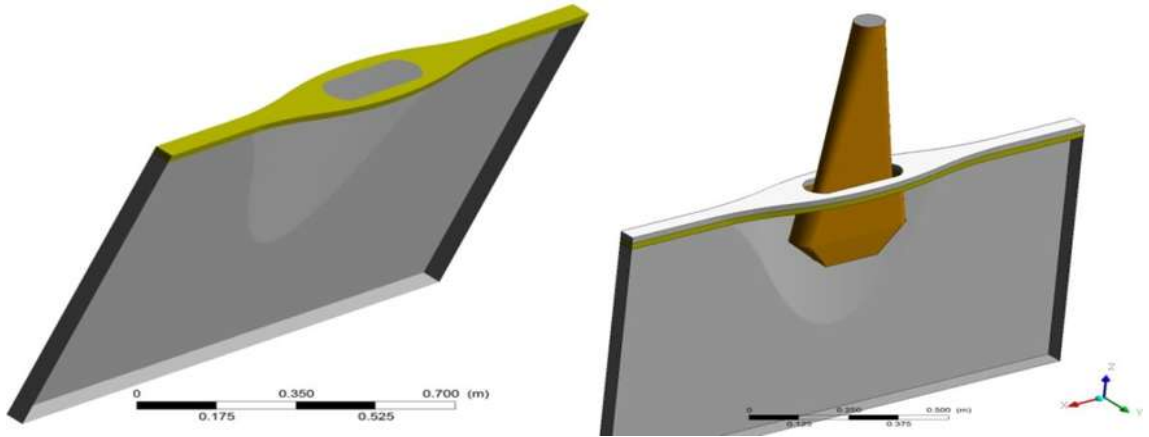
La primera región toma en cuenta el sistema de la costra de acero solidificada, el polvo en fase líquida y el polvo en fase vítrea, el molde y la refrigeración que gobierna el flujo de calor desde el menisco hasta una cierta profundidad.

A continuación, se presenta la zona intermitente, en esta zona el flujo de calor cambia por la formación de los huecos llenados ya sea por aire o por polvo en fase vítrea. Este fenómeno de intermitencia ocurre por causa del gradiente extremo de la temperatura en la primera región, causando una contracción brusca de la costra solidificada y separándola del molde. Al estar despegado del molde, la costra solidificada sufre un recalentamiento por el calor transportado desde el centro del molde a través del metal líquido. Una vez recalentada, la costra solidificada se expande, contactando nuevamente la pared del molde, lo que explica la intermitencia. En esta región el flujo de calor se rige por un promedio entre el sistema de la primera zona y un nuevo sistema costra solidificada-polvo en fase líquida y sólido-hueco de aire-molde-refrigerante. Al finalizar, en la tercera región el espesor de la costra solidificada y la disminución de la temperatura del acero evitan el recalentamiento y la expansión de la misma, no es posible, por lo que el sistema es únicamente costra solidificada-polvo en fase líquida, polvo en fase vítrea y sólida-hueco de aire-molde-refrigerante.

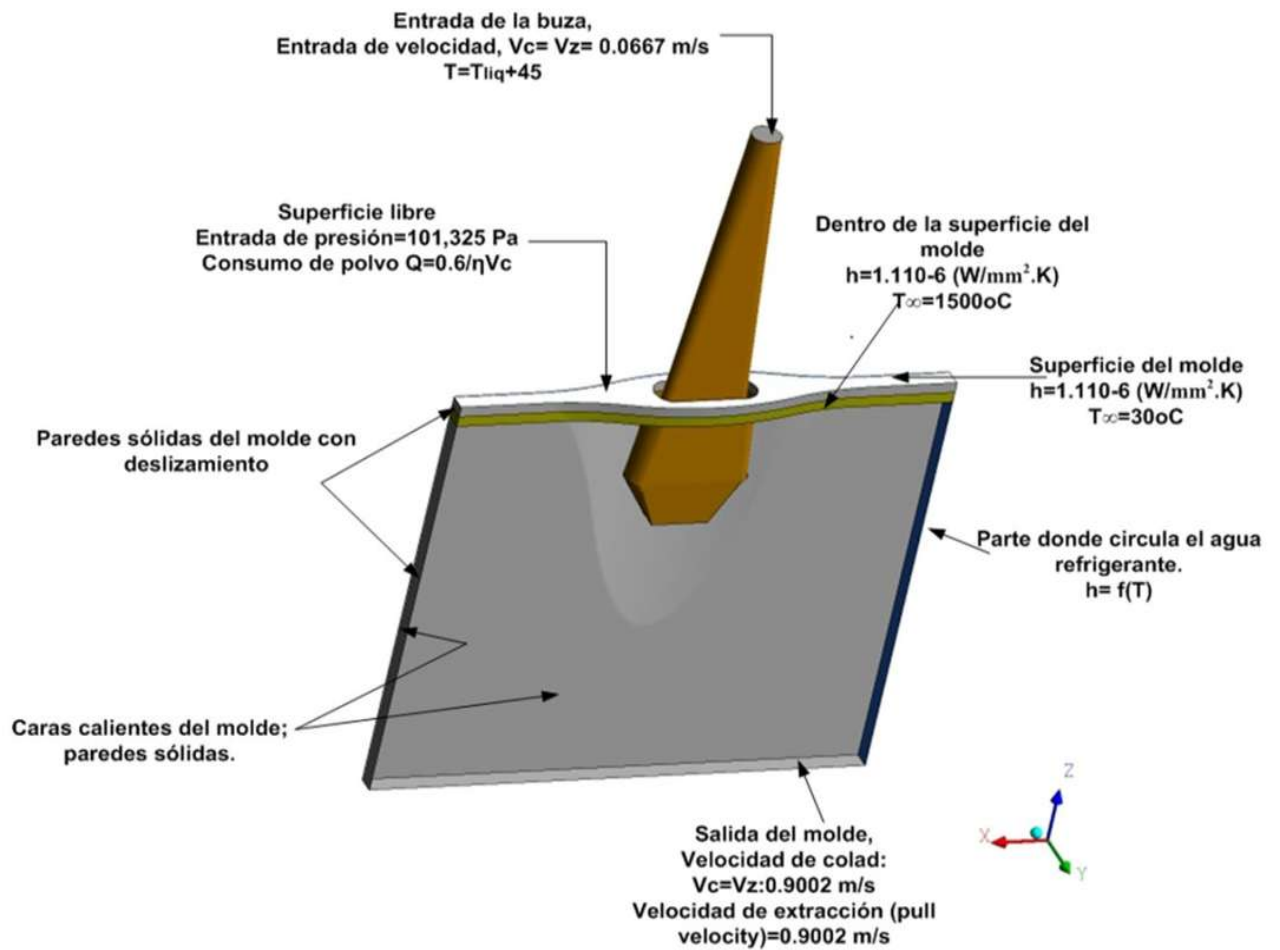
### ***3.20 Variables que intervienen en el proceso de colada y en la transferencia de calor***

Una vez que se define los principios básicos del proceso de colada, es obligatorio definir las características particulares del sistema estudiado, que incluyen las dimensiones del molde, la buza de entrada sumergida, la composición química del acero a colar y del polvo lubricante a usar y finalmente las condiciones de operación como se muestran en la Figs.3.12 y 3.13.

### ***3.21 Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica***



**Figura 3.12.** Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica.



**Figura 3.13** Geometría del molde y de la SEN para la simulación anisotérmica con las condiciones de fronteras.

### 3.22 Propiedades y composición química del acero

La composición contribuye en gran manera a la complejidad del análisis ya que cada elemento adicionado influye en las propiedades térmicas, físicas y micro estructurales del acero. Sin embargo, el que mayor efecto presenta es el contenido de carbono ya que modifica en gran medida el coeficiente de conductividad del metal fundido, a pesar de que se encuentra en menor cantidad. La densidad del acero varía con la temperatura, los valores tales como la viscosidad, el peso molecular y la capacidad calorífica de la región fluida permanecen constantes.

**Tabla 3.2** Composición química del acero al bajo carbono a colar

Composición química del acero, %							
C	Mn	Si	V	Cd	Ca	Al	Cu
0.07	0.94	0.17	0.03	0.046	0.03	0.03	0.23

### 3.23 Propiedades del acero

**Tabla 3.3** Propiedades del acero líquido a colar

Cp (J/kg. K)	720
Conductividad térmica (W/m. K)	32.7
Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	8,586-0.8567T
Viscosidad (Pa. s)	0.0064
Calor de Fusión (J/kg)	250,000
Temperatura de liquidus (K)	1,796.59
Temperatura de solidus (K)	1,771.43
Sobrecalentamiento (K)	309.65
Peso molecular del acero (kg/kg mol)	67.85
Tensión superficial del acero a 1,600 0c	1.6

### 3.24 Propiedades del polvo lubricante

Los polvos lubricantes para el molde de colada continua de planchón delgado son escoria sintética que se añaden de forma manual o automática durante el colado del acero, son usados para cubrir el menisco del acero líquido en el molde.

La composición del polvo lubricante se basa generalmente en sistemas  $\text{SiO}_2\text{-CaO-Al}_2\text{O}_3$ . El grafito es usado a cantidades de 3 a 6 % con la finalidad de controlar la característica de la función del polvo lubricante y por consiguiente mejorar las propiedades de aislamiento térmico del mismo.

Se espera que el fundente proteja la superficie líquida del metal de la reoxidación y de la excesiva pérdida de calor. Esta protección puede ser proporcionada por cualquier polvo lubricante que cumpla con los requerimientos de fusión del acero a producir y cubra completamente el menisco sin que se transporte con facilidad el oxígeno de la atmósfera al acero. El óxido de hierro en la escoria es particularmente perjudicial debido a su tendencia a incrementar el potencial del oxígeno en la interface metal-escoria, reintroduciendo el oxígeno al metal, además de que facilita el transporte de oxígeno de la atmósfera a la superficie del metal a través de la capa de escoria [43, 44]. Los diferentes tipos de polvos se clasifican en: polvo base ceniza, polvos sintéticos y polvos refundidos o fragmentados.

Las propiedades de los polvos pueden ser controladas por la composición química, Tabla 3.4 y 3.5 y la morfología de sus componentes.

**Tabla 3.4** Composición química del polvo lubricante

Composición química del polvo lubricante, %						
CaO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiO <sub>2</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	Na <sub>2</sub> O	C
36.35	7.35	30.26	0.43	1.28	4.33	5.47

**Tabla 3.5** Propiedades del acero líquido a colar

Temperatura de liquidus K	1,433
Temperatura de solidus K	1,413
Capacidad calorífica, J/kg. K	1,200
Viscosidad (basada en el modelo de LIDA), Pa. S	0.09
Conductividad térmica efectiva, W/kg. K	1.1
Densidad del acero, kg/m <sup>3</sup>	2,600
Tensión superficial del acero líquido- polvo, (N/m)	1.3

Las principales funciones del polvo lubricante para la colada continua de planchón delgado se plasman a continuación.

- a) Proteger el menisco de la reoxidación a través del contacto con la atmósfera.

- b) Aislar térmicamente la superficie del metal líquido para evitar una solidificación prematura.
- c) Absorber y disolver las inclusiones de alto punto de fusión, tales como productos de desoxidación y por consiguiente favorecer su atrapamiento.
- d) Mejorar la lubricación para facilitar la salida del planchón delgado del molde.
- e) Controlar la velocidad y la uniformidad de la extracción de calor del planchón para de esta manera reducir los esfuerzos resultantes de la diferencia de temperaturas a través del espesor de la costra solidificada.

### ***3.25 Condiciones de operación de la máquina de colada continua***

Las variables de operación son un conjunto de condiciones bajo las cuales se lleva a cabo la colada continua del planchón delgado, las mismas incluyen las condiciones normales de temperatura y de presión atmosférica, así como la velocidad de colada y la temperatura de colada del acero, los mismos fueron considerados durante la simulación matemática bifásica y trifásica para el cambio de fase, ver Tabla 3.6.

***Tabla 3.6 Condiciones de operación de la máquina de colada continua de planchón delgado***

Condiciones de operación	Parámetros	Valores	
Ambientales	Temperatura ambiental (K)	293.15	
	Presión atmosférica (Pa)	101,325	
	Densidad del aire (kg/m <sup>3</sup> )	1.225	
	Aceleración gravitacional (m/s <sup>2</sup> )	9.81	
Colada continua	Temperatura de colada (K)	1,813.15	
	Velocidades de colada (m/s)	0.067	0.1
	Temperatura del sistema de enfriamiento (K)	293.15	

### ***3.26 La solidificación del menisco***

Estas regiones se localizan cerca del menisco y están asociados con la oscilación arriba y abajo del nivel. La ausencia o debilidad de las marcas de oscilación en esta región sugieren la ausencia

de la capa líquida de polvo y baja presión. Esto puede ser causado por dificultades en la infiltración del polvo conforme el anillo de polvo anterior se remueve. Esto es consistente con el estriado longitudinal que ocurre presumiblemente por fricción con la pared del molde, cuando la débil y suave capa solidificada es arrastrada hacia abajo. La solidificación en el anillo de polvo acompañada de una baja transferencia de calor previene la solidificación del menisco [45].

### ***3.27 Conceptos básicos de la simulación matemática anisotérmica***

En las últimas dos décadas, los avances tecnológicos en el campo de la dinámica de fluidos computacional han permitido un análisis más confiable de los fenómenos que se presentan en la metalurgia, precisamente en la industria siderúrgica; esto permitió que su implicación sea más imprescindible en los procesos de análisis y diseño actuales.

### ***3.28 Antecedentes de la simulación matemática anisotérmica***

Las primeras aplicaciones del conocimiento sobre la dinámica de fluido se dirigieron a la irrigación, el diseño de barcos y balística. La mayoría de los descubrimientos estuvieron basados únicamente en las evidencias empíricas o la prueba y error.

El primer progreso científico llegó en 1834 cuando Benoit Clapeyron introdujo una combinación de las leyes de Charles (1802) y Boyle (1664). Esta ecuación conocida como la ley de los gases ideales, relaciona la presión, el volumen y la temperatura de un gas. Esta se convirtió en la primera ecuación generalizada cerca del comportamiento de los fluidos que tuvo impacto científico y es actualmente una de las piedras angulares del análisis de los fluidos.

Mientras que la ley de los gases ideales describe las propiedades de los gases, es inútil para la descripción del movimiento del fluido y no fue hasta al principio del siglo XX que se comenzó a usar lo que se conoce como teoría del flujo potencial, para calcular la dinámica de un fluido. Matemáticamente la teoría de flujo de potencial asume que el fluido bajo análisis es incompresible, irrotacional y no viscoso, lo que es imposible en la realidad. Sin embargo, para cuerpos curvados que no causan muchos disturbios en el fluido y generan poco arrastre. Las soluciones basadas en la teoría de flujo potencial arrojan excelentes resultados.

Finalmente surgió un conjunto de ecuaciones llamadas ecuaciones de Navier-Stokes, formuladas por Claude-Louis Navier en 1822 y derivadas de forma independiente por George Gabriel Stokes

en 1845. Estas ecuaciones relacionan las presiones locales y las velocidades dentro del fluido en movimiento. A pesar de que estas ecuaciones aparecieron casi al mismo tiempo que la de Clapeyron, su complejidad permitió obtener soluciones de flujos simples.

Fue hasta la aparición de Ludwig Prandtl con su teoría de capa límite en 1904 que se demostró que los efectos de la fricción descritos por la ecuación de Navier-Stokes ocurrían solo en la región más cercana del fluido con la superficie, mientras que el exterior seguía el modelo de flujo potencial [46].

Estos permitieron por un lado que las ecuaciones de Navier-Stokes fueran simplificadas dentro de la capa límite para permitir su resolución y, por otro lado, que la teoría de flujo potencial fuera utilizada para analizar geometrías más complejas superponiendo los efectos de la fricción. Así se tuvieron las herramientas matemáticas para la dinámica del fluido, cuyos métodos de solución se han diversificado actualmente y para los cuales han surgido nuevas técnicas de análisis. Dichas técnicas comprenden generalmente el uso de computadoras por lo que se conocen como la Dinámica de Fluidos Computacional.

Una aproximación del método de volumen finito fue utilizada para simular el flujo de fluido y los efectos de la transferencia de calor y de solidificación en el molde de planchón delgado tipo embudo.

### ***3.29 Procedimiento para la simulación anisotérmica***

Para el modelo computacional, se realizó un mallado no estructurado tanto para el dominio del molde como de la SEN III, por medio del preprocesador GAMBIT, la cantidad de malla y de nodos se muestran en la tabla 3.7.

***Tabla 3.7 Datos del mallado del conjunto buza-molde para la simulación anisotérmica.***

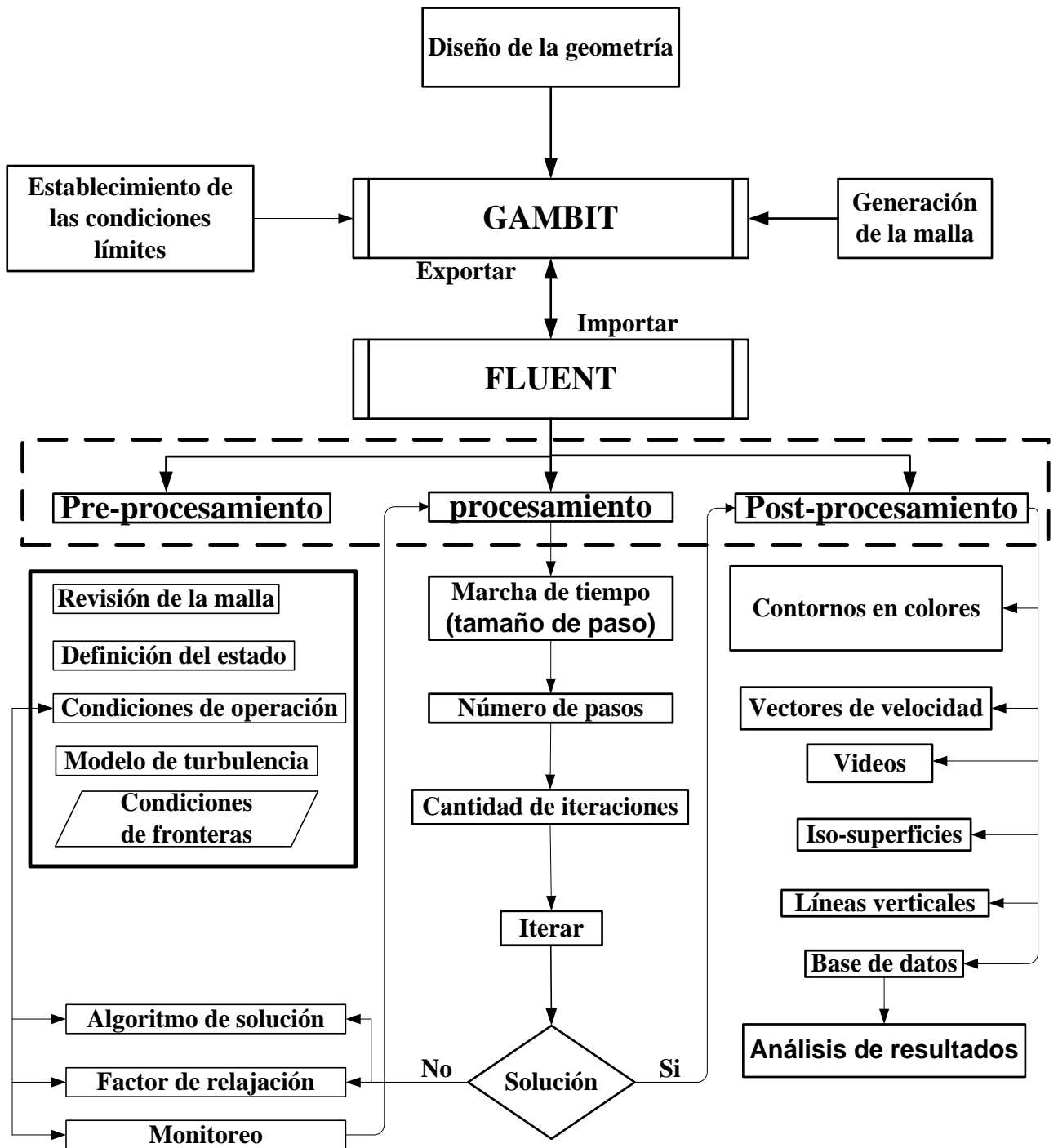
	Nodos	Mallas
Agua	280,413	1,290,330
Aire	12,706	57,092
Todos los dominios	293,119	1,347,422

Para la discretización de las ecuaciones constitutivas, se utilizó el método de discretización de primer orden y el algoritmo PISO y luego el SIMPLEC (Semi Implicit Method for Pressure-Linked Ecuations) para el acoplamiento presión velocidad. La convergencia se alcanzó cuando la

suma de los residuales de las variables es  $10^{-4}$  cuando se utilizó el algoritmo PISO para la simulación de bifásica, es decir, el acero y el aire y luego para la simulación trifásica, es decir, el acero, la escoria y el aire. Los pasos de tiempo para las simulaciones isotérmicas fue 0.01 y para la simulación anisotérmica 0.001.

A continuación, se resume las etapas de la simulación matemática, Fig.3.14.

1. Primeramente, se resuelve el sistema bajo condiciones isotérmicas el sistema bifásico (acero-aire), una vez que se alcanza un campo de flujo estable, después de 30,000 iteraciones, es decir, 300 segundos en tiempo real, es decir, un mes de simulación en la computadora de alta potencia, se pasa a la segunda etapa.
2. Segundo se activa la ecuación de energía y se resuelve el sistema trifásico (acero-escoria-aire) hasta alcanzar un campo de temperatura uniforme, una vez que se llega a 10000 iteraciones, es decir, 100 segundos en tiempo reales, lo que equivale a un mes y medio de simulación en una computadora de alta potencia.
3. Para finalizar se activa el modelo de solidificación y se introducen los valores apropiados de las distintas fases presentes. Luego se deja iterar hasta alcanzar un valor de 180000, es decir, 180 segundos en tiempo real, sin embargo, para la computadora eso lleva unos dos a tres meses de simulación.



**Figura 3.14** Algoritmo de trabajo empleado para la simulación matemática anisotérmica.

## CAPÍTULO IV

### ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

En el presente capítulo se analizarán los resultados obtenidos de las dos buzas simuladas SEN II y III, tomando en cuenta lo que previamente ya habían validado por H. Arcos y G. Barrera[17].

#### *4.1 Análisis y discusión de los resultados de la SEN II.*

En esta etapa, se mostrarán los resultados obtenidos durante la simulación matemática de la modificación de la buza II (SEN II), la cual consistió en la modificación de la geometría interna de la buza original, (SEN I), la misma que presentaba una variación en su área interna, por lo que en la SEN II se eliminaron las variaciones de estas áreas y se obtuvo una buza recta. Buscando con esto eliminar las oscilaciones que se presentaban en el interior del molde tipo embudo y eliminar o disminuir el efecto de la presión ferrostática. Cabe mencionar que se realizaron dos simulaciones con las características que se muestran en la tabla 4.1.

*Tabla 4.1 Casos de estudios.*

Diseño de la buza	Casos	Profundidades de inmersión (cm)	Velocidades de colada (m/min)
SEN II	1	22 y 34	4
	2	22 y 34	4.5
	3	22 y 34	5
	4	22 y 34	5.5
	5	22 y 34	6
SEN III	1	24 y 34	4
	2	24 y 34	4.5
	3	24 y 34	5
	4	24 y 34	5.5
	5	24 y 34	6

H. Arcos y col [17], concluyeron que las oscilaciones de los chorros proveniente de la buza tienen su origen en el interior de la buza, afirmaron además que la geometría interna de ésta tiene un impacto considerable sobre la presión dinámica interna de la buza por lo que a continuación se muestran los resultados obtenidos de la SEN II y III.

Las siguientes figuras. 4.1, 4.6, 4.11, 4.16, 4.21 y 4.29, 4.34, 4.39, 4.44, 4.49 para las SEN II y III muestran los perfiles de contornos de velocidad al centro del molde de colada continua en un plano longitudinal para las velocidades de colada de 4, 4.5, 5, 5.5 y 6 m/min con la profundidad de inmersión de 22, 24 y 34 cm. Se aprecia que los patrones de flujo son característica propia para estos tipos de buzas bifurcadas y del molde tipo embudo, el mismo que muestra una recirculación ascendente simétrica a ambos lados de la buza, una penetración tanto profunda de los chorros de descargas a lo largo de cada pared estrecha del molde y zonas de baja velocidades en algunas partes del molde, tales como en las cercanías de las paredes del molde, en la interface metal escoria y el menisco.

En la Fig.4.1 se logra apreciar que a 22 cm de inmersión de buza, los chorros oscilan periódicamente con el tiempo debido a que un puerto está entregando mayor fluido que el otro por ejemplo a 290 s y 330 s el puerto derecho entrega mayor cantidad de flujo que el puerto izquierdo, mientras que a otros tiempos, los chorros salen en mayor cantidad en el puerto izquierdo, eso se confirma en la Fig. 4.2 a 22 cm de inmersión de la buza, donde se ve claramente que tanto la energía cinética turbulenta como la velocidad de disipación de la energía cinética turbulenta, la curva del puerto derecho a 330s está por encima de la del puerto izquierdo, lo implica que existe mayor disipación de energía en el puerto derecho que en el izquierdo. La velocidad estando en función del caudal, si ella aumenta eso implica que el caudal también aumenta.

Esta oscilación a esta profundidad de inmersión no tiene ningún efecto perjudicial sobre la estabilidad del menisco, y se debe a que se tiene una baja velocidad de colada. Dichas oscilaciones pueden apreciarse con mayor claridad en la Fig.4.2 para la misma profundidad de inmersión como fue mencionado anteriormente. Existe una mayor disipación de energía cinética turbulenta sobre la pared derecha del molde. Lo cual nos indica que el chorro izquierdo se mantiene estable, mientras que en el derecho las ondulaciones de la energía cinética turbulenta nos indican que existe tal periodicidad en las oscilaciones del chorro. Dicha línea fue trazada a 5 mm de la pared delgada izquierda y derecha del molde.

Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm Fig.4.1 se observa que los chorros guardan una muy buena simetría en el rango de tiempo de 290- 330 s. Lo que se confirma en Fig.4.2 para 34 cm de inmersión con la energía cinética turbulenta que se mantiene sin variaciones considerable en ambas paredes que pueden tener un efecto nocivo sobre la costra de acero

solidificada y sobre el menisco y mucho menos sobre la calidad del acero. Lo que confirma que estas oscilaciones son de baja energía.

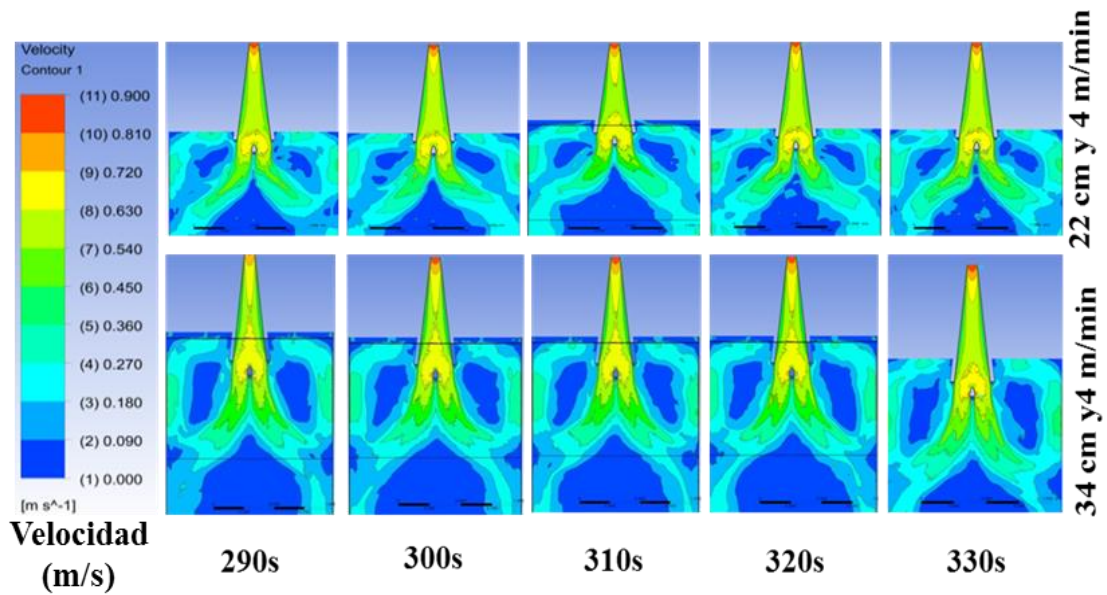


Figura 4.1 Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada.

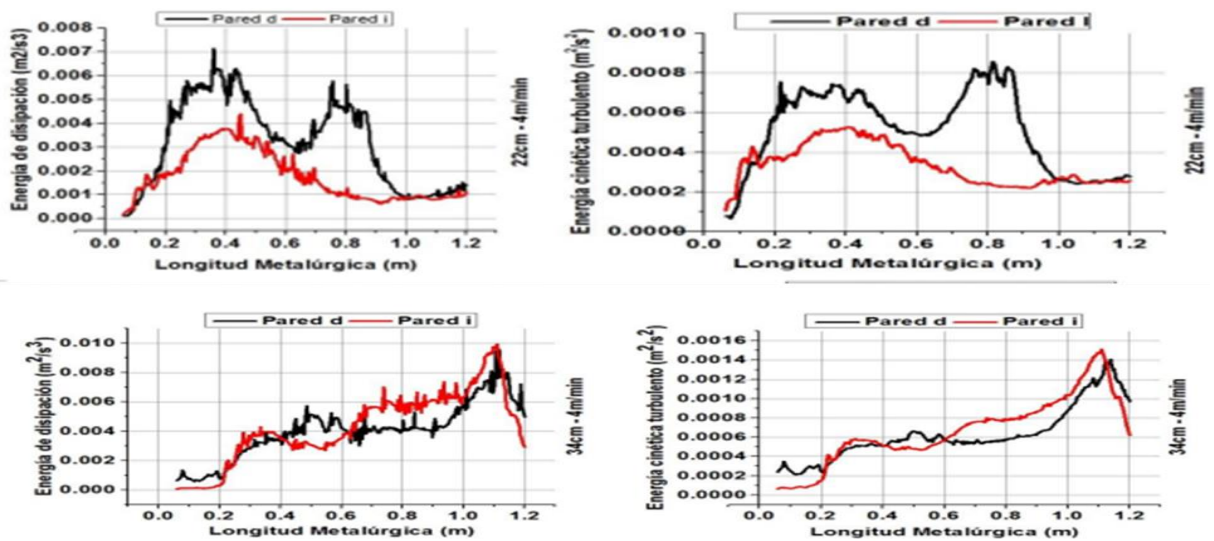


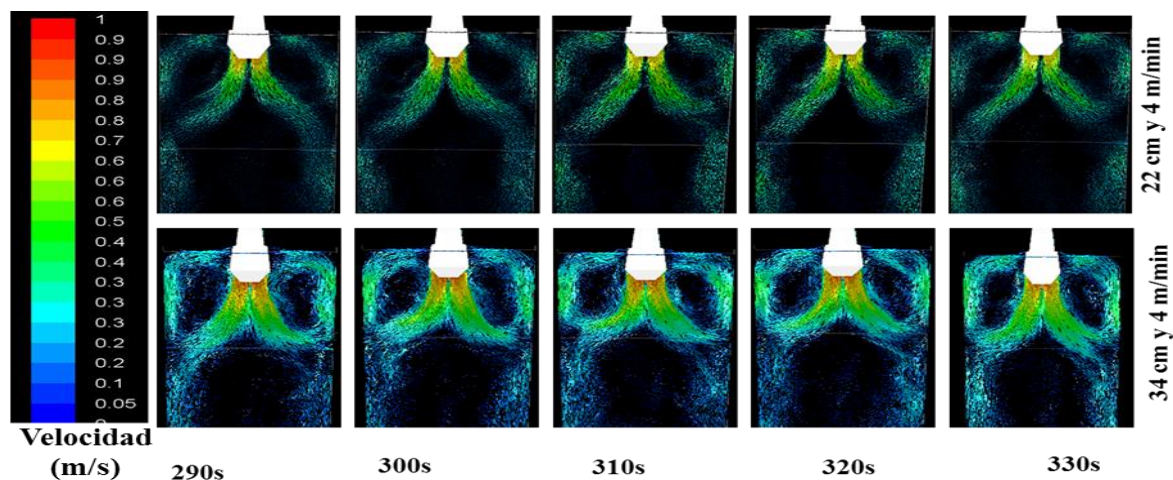
Figura 4.2 Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 4 m/min de velocidad de inmersión SENIL.

Las Figs. 4.3, 4.8, 4.13, y 4.20 muestran los campos de vectores de velocidad sobre el plano de simetría vertical de la cara ancha del molde, los mismos muestran el patrón de flujo que se genera

en el interior del molde de planchón delgado tipo embudo a 4 y 4.5 m/min, con profundidad de inmersiones de 22 y 34 cm. Estas figuras pueden ser descritas de manera conjunta, puesto que no se observan cambios radicales que puedan ser objeto de distinción. En cada una de ella se puede apreciar una penetración uniforme de los chorros de descarga de la buza. Ambos chorros penetran de forma recta y golpean a las paredes estrechas derechas e izquierdas del molde.

Al descargarse, los chorros impactan las caras estrechas del molde en las esquinas inferiores de ambos lados. Los flujos de recirculación ascendentes impactan la interface y presentan un comportamiento constante dentro del intervalo de tiempo, en ellos se observan una diferencia en la cantidad de flujo entregada por cada puerto, debido a las oscilaciones que presenta el flujo.

Como se puede apreciar, se logró eliminar con este diseño, los flujos ascendentes que se originaban el medio de los flujos de recirculación descendientes, consecuencia de la formación de vórtice y la generación de la distorsión dinámica. Los flujos ascendentes, con dirección perpendicular a la interface, se vuelven paralela a la interface con una gran magnitud y son ligeramente succionados hacia el seno del metal líquido. Este comportamiento puede atraer consigo la deformación de la interface lo que conlleva a la rotura de la misma y por consiguiente el arrastre de escoria al interior del acero líquido.

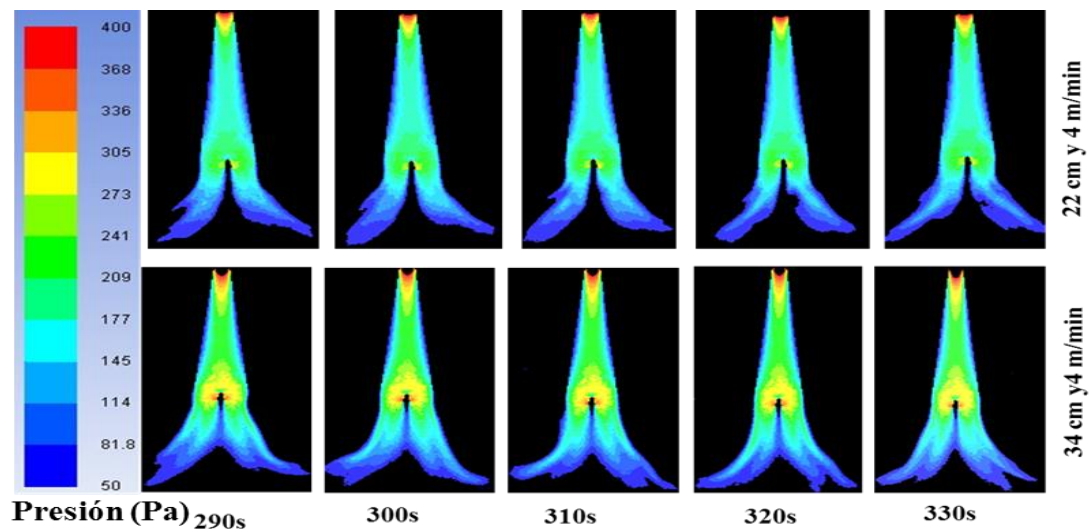


**Figura 4.3** Contornos de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENII.

Numerosos autores [3, 17, 23] han confirmado que la oscilación de los chorros tiene su origen en el interior de la buza, es decir, que la geometría interna juega un papel primordial sobre los patrones de flujos en el interior del molde. Otros [15, 26, 41] afirmaron que la distorsión dinámica en el molde de planchón delgado tipo embudo es una consecuencia del desequilibrio en el

balance de la energía cinética turbulenta y su producción, principalmente en la zona situada por debajo de la división de los puertos. En el presente trabajo de investigación, se comprobó matemáticamente que efectivamente la oscilación de los chorros tiene su origen en el interior de la buza, puesto que al modificar la geometría interna de la misma se logra reducir casi por completo esas oscilaciones. Además, se logró eliminar completamente la distorsión dinámica que iniciaba desde el interior de la buza.

En la Fig.4.4 se muestran los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal al centro de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y a 4 m/min de velocidad de colada. Como se puede apreciar en esta figura se logró con esa geometría eliminar las variaciones de presión dinámica que se generaban en el interior de la buza, precisamente en las paredes de la misma, no obstante, se observa que la presión va incrementándose en la punta de división de los puertos a 34 cm de inmersión, ésta no tiene un efecto considerable sobre la misma. Es importante analizar la turbulencia generada en las puntas con el fin de descartar cualquier hipótesis sobre sus desgastes o sus roturas, eso se analizará en la Fig.4.5.



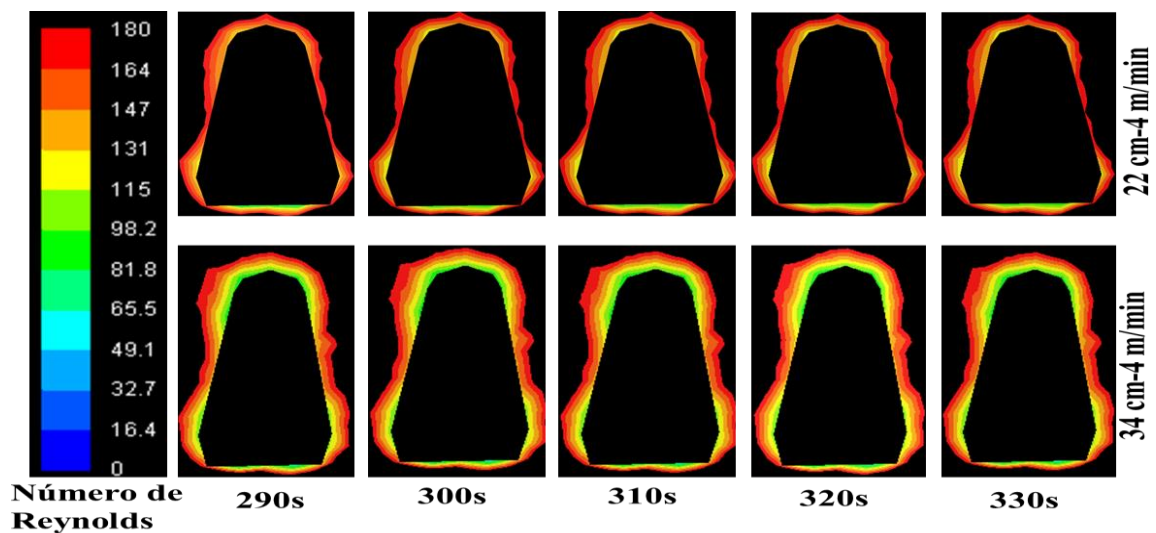
**Figura 4.4** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENII.

Como se ha observado en los contornos de presión dinámica en un plano longitudinal al centro de la SEN II al igual que la SEN III, existe una alta presión dinámica en el centro de la buza, a diferencia de los resultados obtenidos por otros autores. La desventaja de ésta es que el incremento de la presión dinámica lleva consigo el incremento de la velocidad en el interior de la

buza lo que acelera la erosión interna y por lo tanto disminuye la vida útil en operación de la misma.

Dicho comportamiento es un indicativo de que la altura del divisor de los puertos disminuirá considerablemente las variaciones en las micro escalas, para comprobar esto se determinaron los contornos de Reynolds turbulentos (ReT) para los mismos planos. Los resultados se muestran en las Figs. 4.5, 4.10, 4.15, 4.19, 4.24, en donde se hace una comparación entre los contornos de ReT para distintas velocidades de colada y de profundidad de inmersión de la buza.

Como se puede apreciar, a 22 cm de inmersión y 4, 4.5 y 5 m/min de velocidades de colada, existe una disminución en magnitud de los números de Reynolds en la punta de la división de los puertos comparado con la profundidad de inmersión de 34 cm, donde se ve claramente que incrementan en orden de magnitud los números de Reynolds turbulentos casi a todas las velocidades de colada, ese incremento se hace más notable en la parte izquierda a 5.5 y 6 m/min tanto a 22 cm como a 34 cm de inmersión, lo que confirma la preferencia del chorro en salir con mayor cantidad en un puerto que el otro. Esas variaciones son independientes del tiempo, puesto que se mantienen constantes a medida que transcurre el tiempo, los mismos no afectarán la punta de división de la buza, ya que, en las cercanías de ésta, se disminuyen los números de Reynolds.

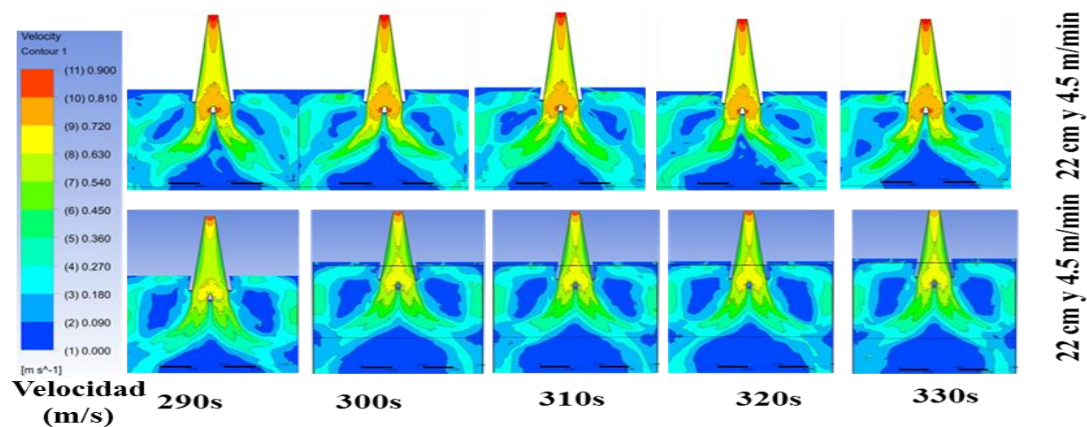


**Figura. 4.5** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 4 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

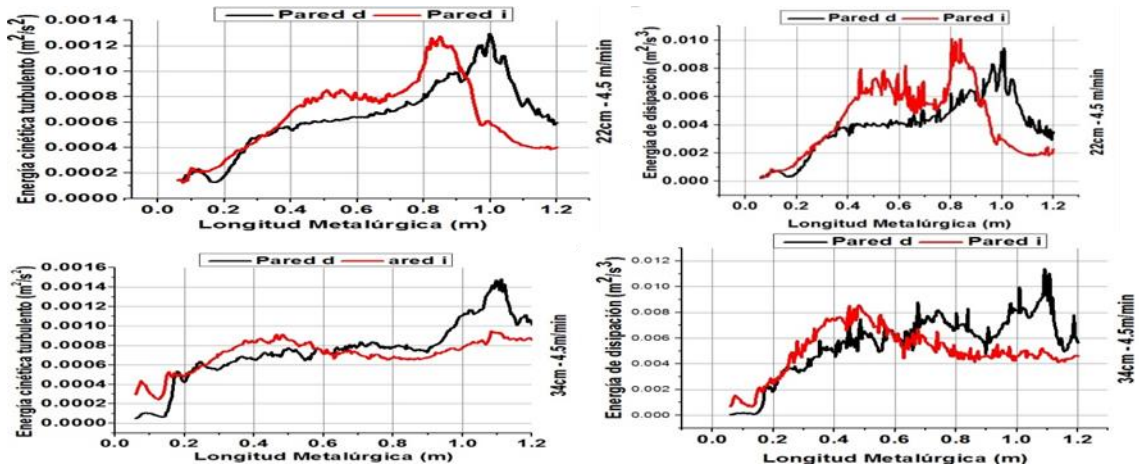
Continuando con el análisis, para una velocidad de colada de 4.5 m/min y 22 cm de inmersión para la SENII Fig.4.6 se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo

largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros mantienen el mismo comportamiento que para 4 m/min manteniendo el patrón oscilante de los chorros de un puerto a otro, además se observa una alta velocidad en la interface metal-escoria, lo que lleva a una pequeña deformación de la interface, a pesar de que esa deformación no es considerable, y no tiene ningún efecto que puede provocar la rotura de la interface. Esto puede ser constatado al observar en la Fig. 4.6 la disipación de la energía cinética turbulenta medida en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s en donde se puede apreciar que existe una mayor disipación sobre la pared izquierda lo cual está directamente relacionado con la cantidad de acero entregado por cada uno de los puertos. El comportamiento ondulante de ésta se da debido a que las oscilaciones periódicas de los chorros no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de ésta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, existirá cierto lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface lo cual puede desencadenar la formación de vorticidades y traer como consecuencia la introducción de escoria hacía el seno del metal líquido, lo que aumentará la cantidad de inclusiones no metálicas y por consiguiente defectos en el producto final.

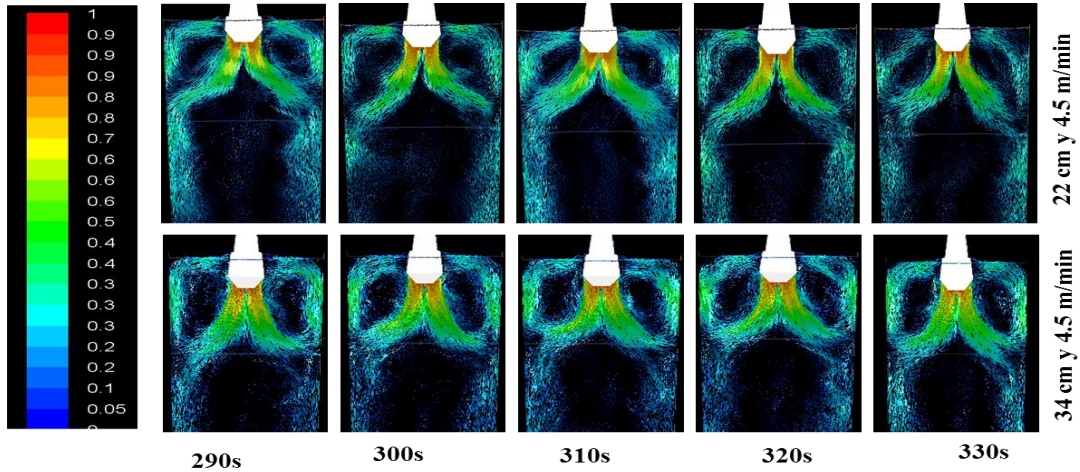
Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm (Fig.4.6) se observa que los chorros son simétricos dentro del rango de tiempo de 290- 330 s. Lo que se confirma en Fig.4.7 para 34 cm de inmersión donde la disipación de la energía cinética turbulenta se mantiene sin variaciones considerable en ambas paredes. Variaciones que no puedan tener un efecto nocivo sobre la calidad del acero y sobre el menisco y mucho menos sobre la calidad del acero.



**Figura 4.6** Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII.

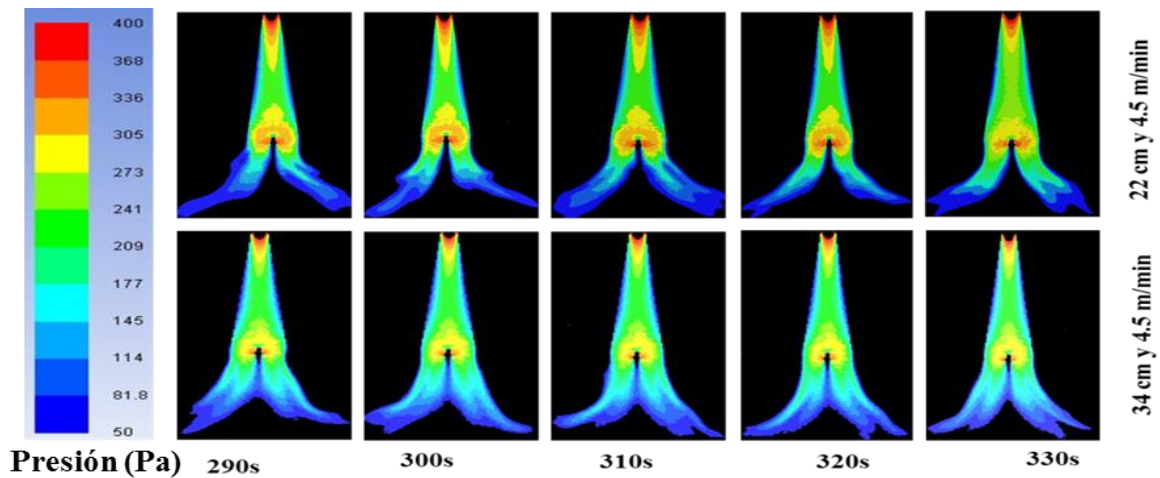


**Figura 4.7** Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 4.5 m/min de velocidad de inmersión SENII.

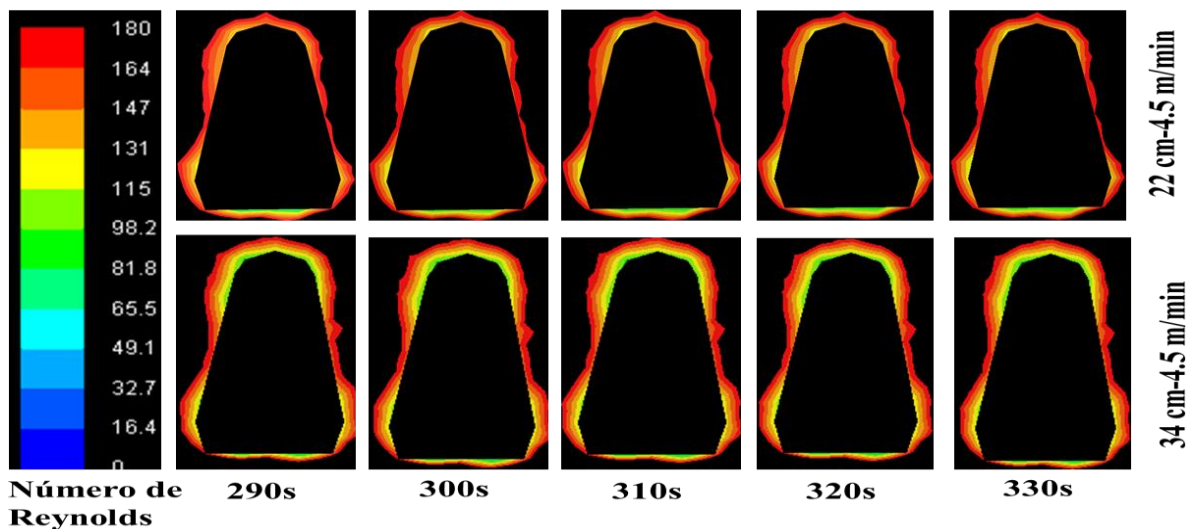


**Figura 4.8** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII.

En la Fig.4.9 se muestran los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal central de la SEN II a 22 y 34 cm de inmersión y a 4.5 m/min de velocidad de colada. Como se puede observar en esta figura la presión se incrementa en el centro de la buza, eso es debido a la geometría recta de la buza y al efecto de la gravedad ejercida por la masa de acero líquido, por otro lado en las paredes del molde, se tiene una uniformidad de la presión dinámica y una baja magnitud de la misma, lo que confirma que con esta geometría de la buza se logró eliminar las variaciones de presión que se generaban en el interior de la buza, no obstante se observa el mismo comportamiento que a 4m/min en la punta de división de los puertos a 22 cm de inmersión.



**Figura 4.9** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENII.

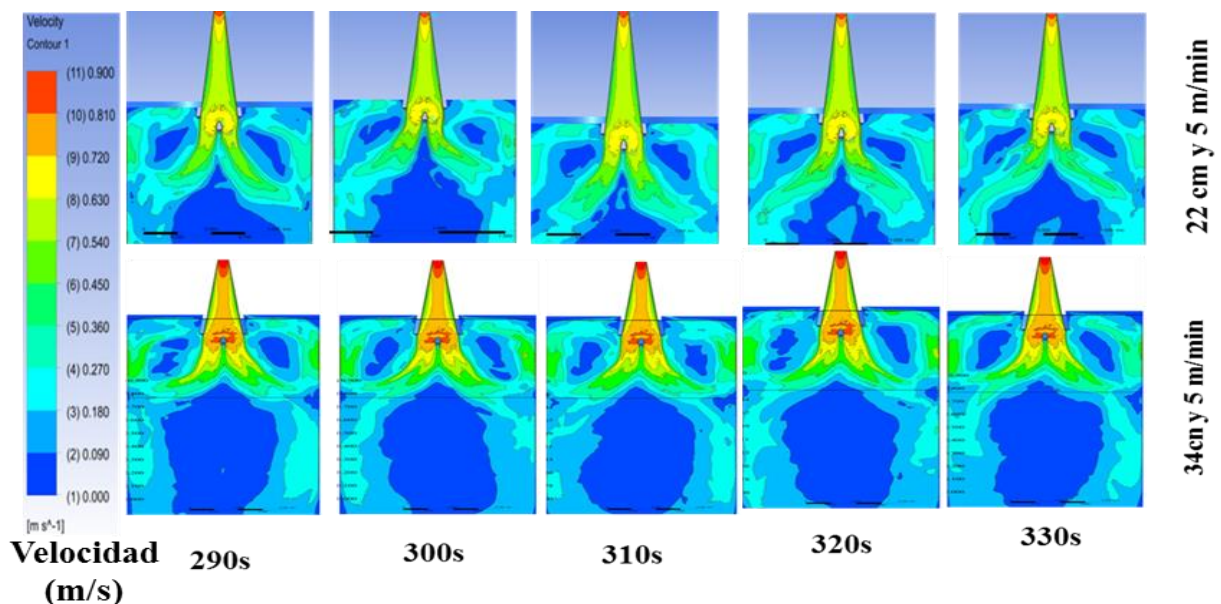


**Figura. 4.10** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 4.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

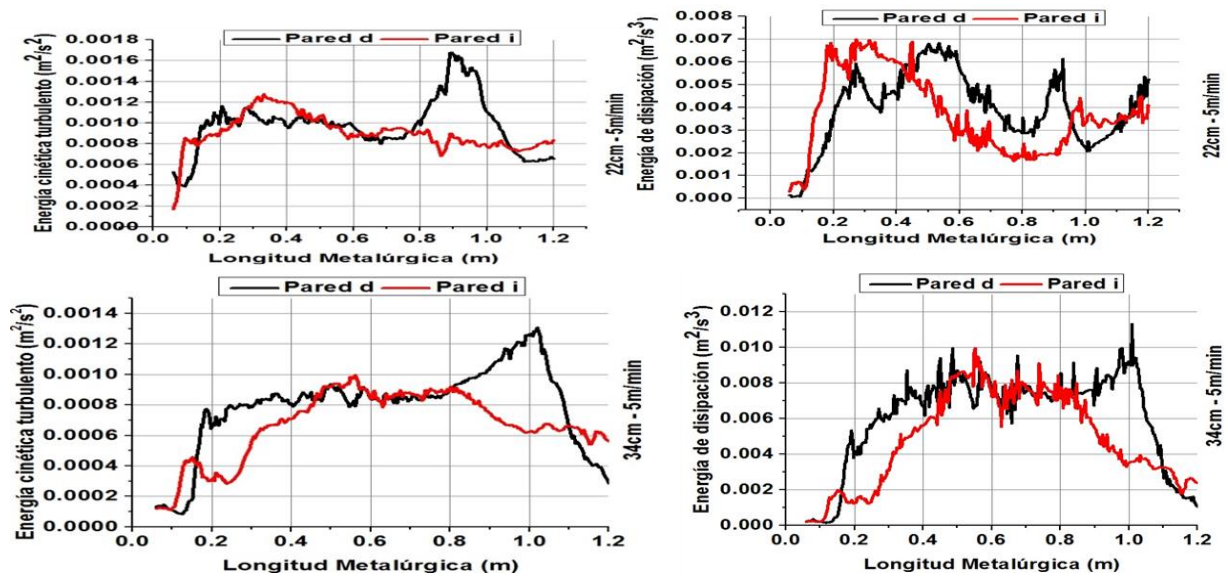
Si siguiendo con el análisis, para una velocidad de colada de 5 m/min y 22 cm de inmersión en la Fig.4.11 se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros mantienen el mismo comportamiento que para 4 y 4.5 m/min manteniendo el patrón oscilante de los chorros de un puerto a otro. Esto puede ser constatado al observar en la Fig. 4.12 donde la disipación de la energía cinética turbulenta medida en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s en donde se puede apreciar que existe una disipación moderada sobre la pared izquierda lo cual está

directamente relacionado con la cantidad de acero entregado por cada uno de los puertos al llegar a 0.9 m de inmersión se observa un pico muy pronunciado de energía de disipación, esa energía es absorbida en seno del metal líquido por la elevada viscosidad que presenta el mismo a esa profundidad. El comportamiento ondulante de esta se da debido a que las oscilaciones periódicas de los chorros no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, existirá cierto lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface lo cual puede desencadenar la formación de vorticidades lo cual traería como consecuencia la introducción de escoria hacia el seno del metal líquido, lo que aumentará la cantidad de inclusiones no metálicas y por consiguiente los defectos en el producto final.

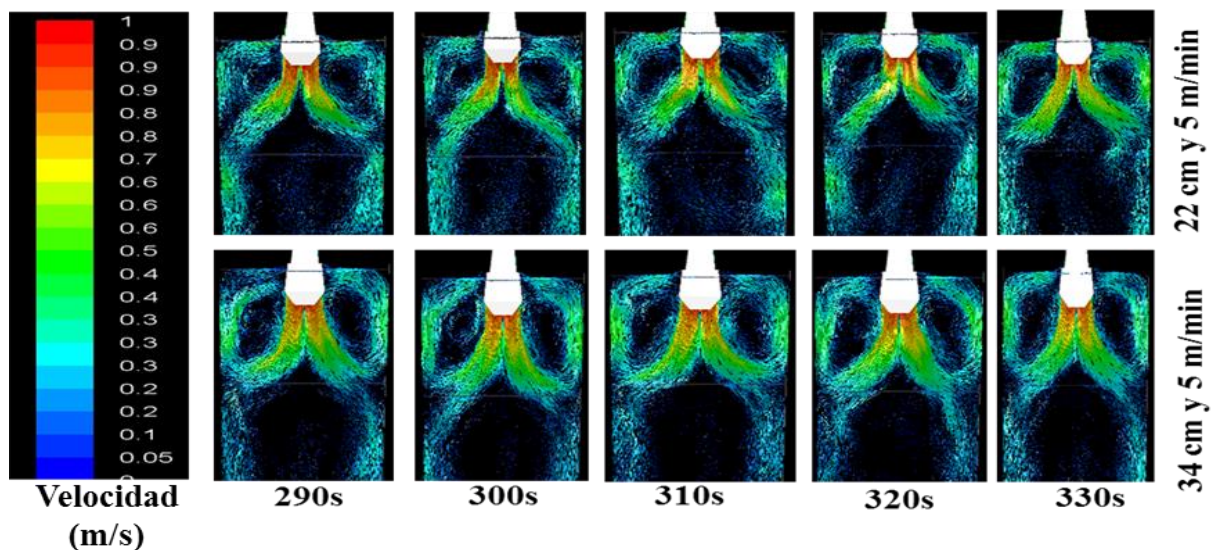
Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm (Fig.4.11) se observa el mismo comportamiento que en las profundidades anteriores donde se ve que los chorros son simétricos dentro del rango de tiempo de 290-330 s. Lo que se confirma en Fig.4.12 para 34 cm de inmersión donde la disipación de la energía cinética turbulenta se mantiene sin variaciones considerable en ambas paredes. Variaciones que no puedan tener un efecto nocivo sobre la calidad del acero y sobre el menisco y mucho menos sobre la calidad del acero.



**Figura 4.11** Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII.



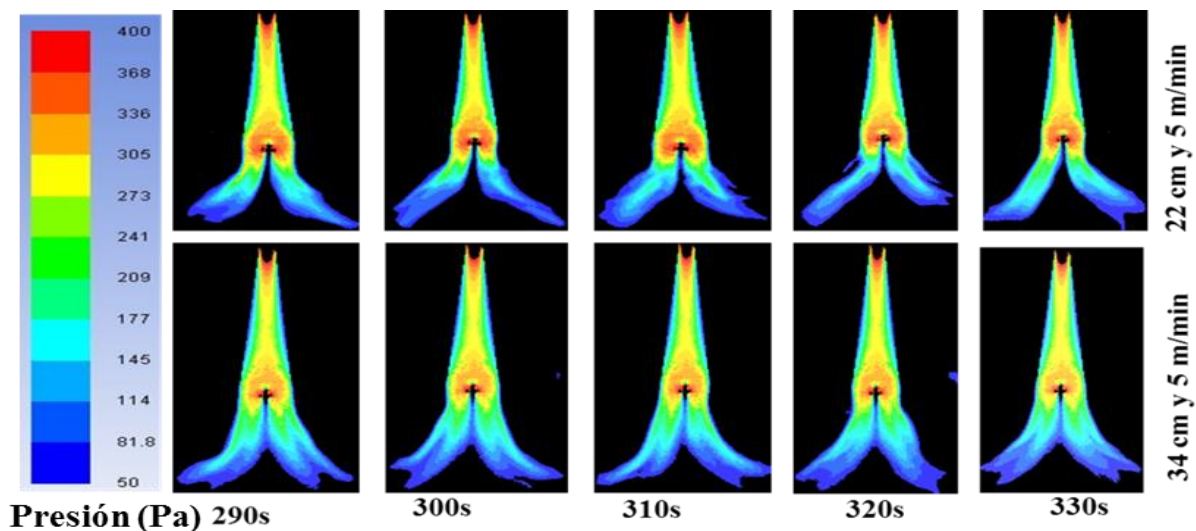
**Figura 4.12** Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 5 m/min de velocidad de inmersión SENIL.



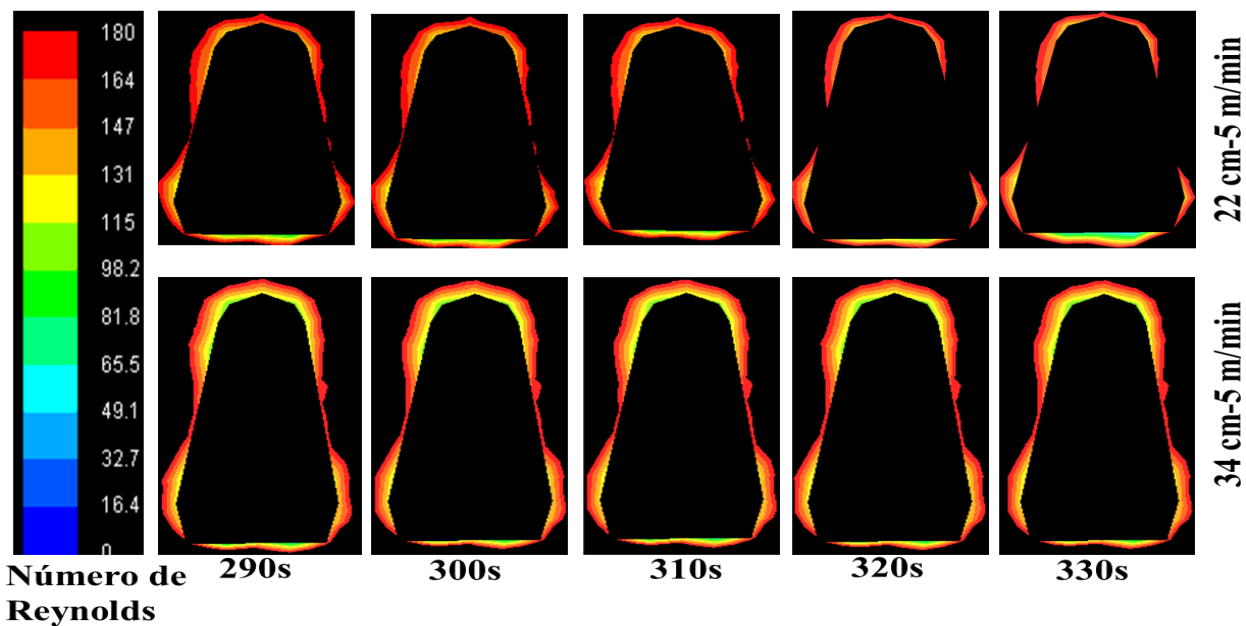
**Figura 4.13** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIL.

En la Fig.4.14 se muestran los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal central de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y a 5 m/min de velocidad de colada. Como se puede apreciar en esta figura se logró con esa geometría eliminar las variaciones de presión que se generaban en el interior de la buza, no obstante, se observa una alta presión en la división de los puertos a 22 y 34 cm de inmersión, ésta tiene un efecto considerable sobre la

punta triángulo de la división de los puertos, lo que ya fue analizado, y se confirmó que no afecta en gran manera el bienestar de la buza.



**Figura 4.14** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII.



**Figura. 4.15** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

En la Fig.3.16 para una velocidad de colada de 5.5 m/min y 22 cm de inmersión se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran el mismo comportamiento que en 5 m/min.

Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm Fig.4.16 se observa que los chorros siguen siendo simétricos dentro del rango de tiempo de 290-330 s. Lo que se confirma en Fig.4.17 para 34 cm de inmersión con la disipación de la energía cinética turbulenta que se mantiene al igual que para velocidades de colada de 5 m/min. Se observa una alta disipación de energía a 1 m de profundidad, esta energía disipada es rápidamente absorbida en el baño líquido.

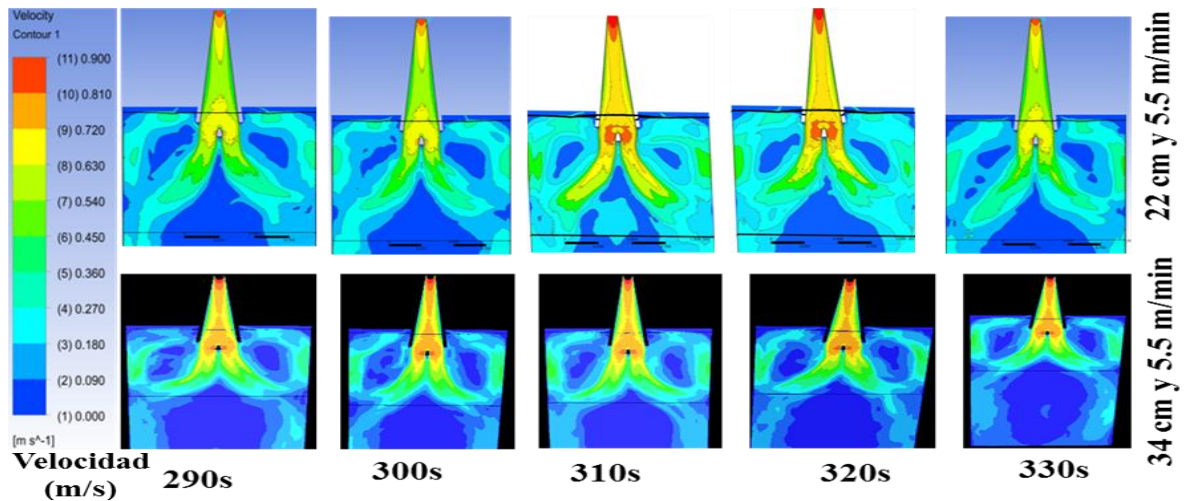


Figura 4.16 Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENII.

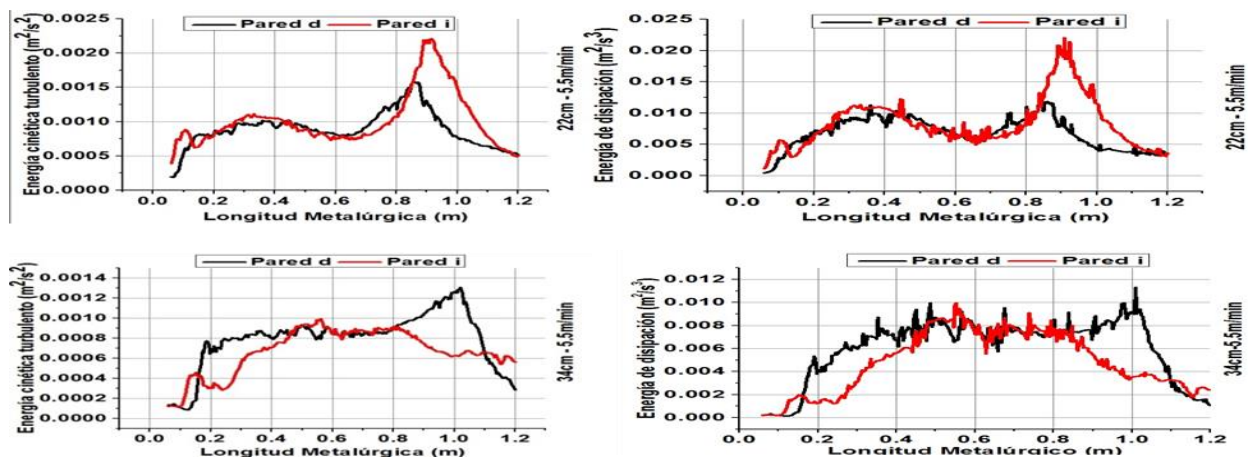
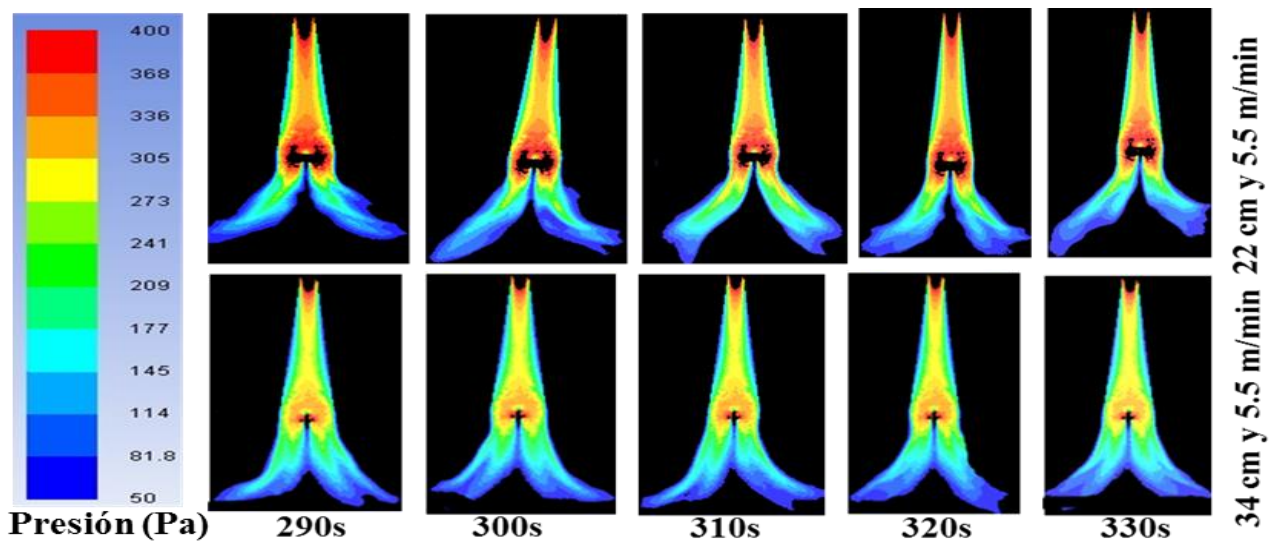


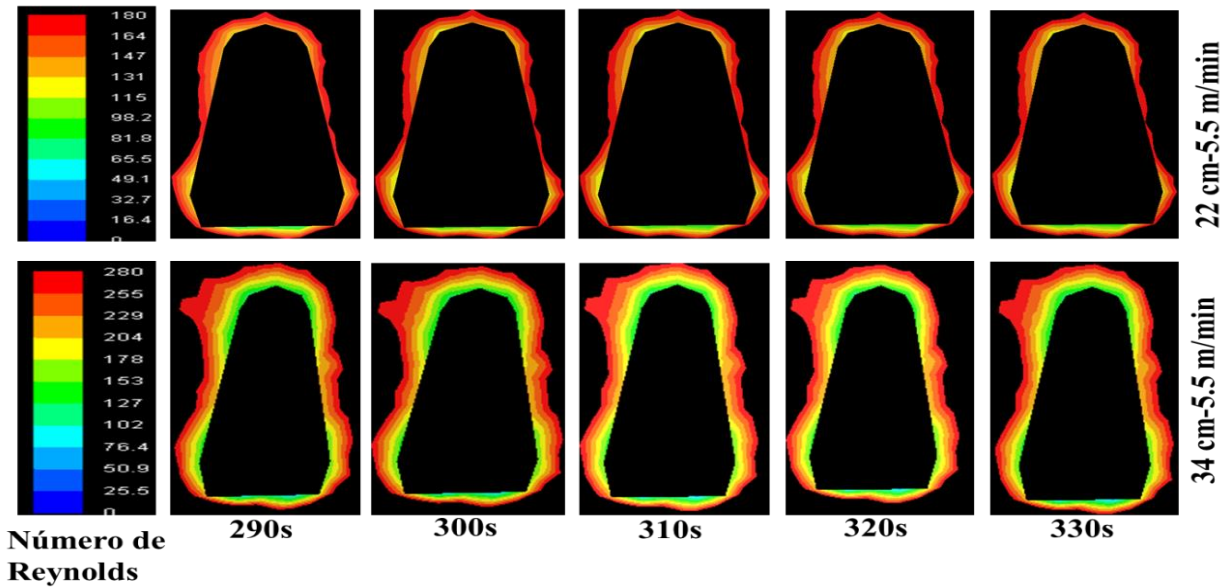
Figura 4.17. Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 5.5 m/min de velocidad de inmersión SENII.

En la Fig.4.18, se observan los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal al centro de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y a 4 m/min de velocidad de colada. Como se puede apreciar en esta figura, la presión dinámica se incrementa fuertemente en el centro de la buza, sin embargo, se mantiene uniforme en las paredes de la misma, ese incremento es producto de la alta velocidad de colada del acero y de la geometría de la SEN. A pesar de este incremento en el centro de la buza, se logró eliminar las variaciones de presión que se generaban en el interior de la buza, no obstante se observa una alta presiones en la división de los puertos a 22 cm de inmersión, ésta tiene un efecto considerable sobre punta triangulo de la división de los puertos por lo que es necesario analizar los contornos de Reynolds turbulento en esta zona para determinar el efecto que tienen ese incremento de presión sobre la punta de división de los puertos, ver Fig.4.19.

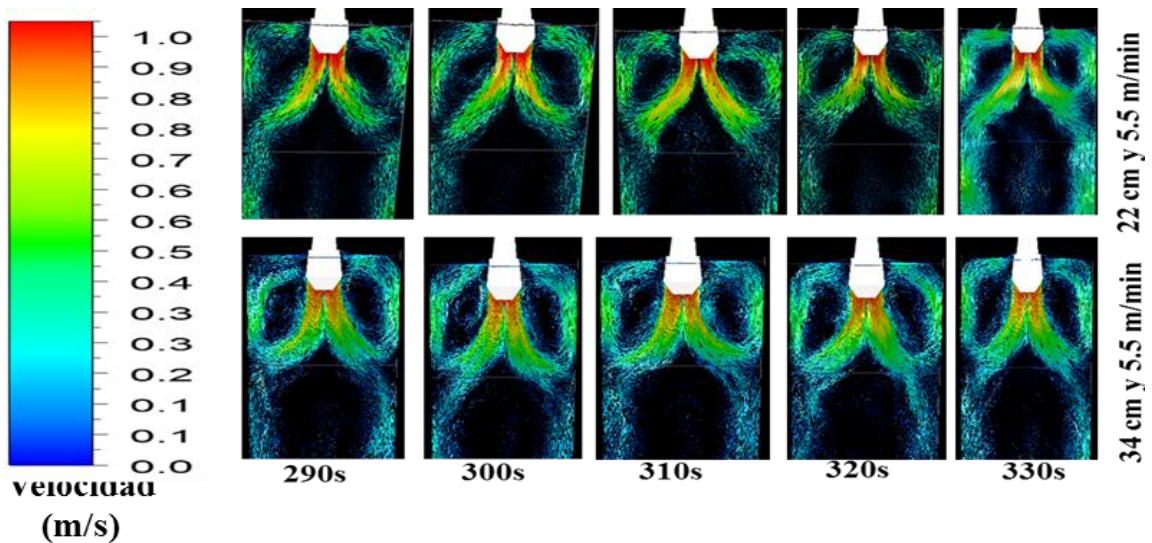
Los resultados muestran que se incrementa la presión dinámica a 22 cm de inmersión, lo que confirma la inestabilidad del flujo puesto que se aumenta la preferencia del flujo de salir con mayor cantidad en un puerto que el otro, mientras que a 34 cm de inmersión la presión presenta un comportamiento estable y uniforme.



**Figura 4.18** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENII.



**Figura. 4.19** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 5.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

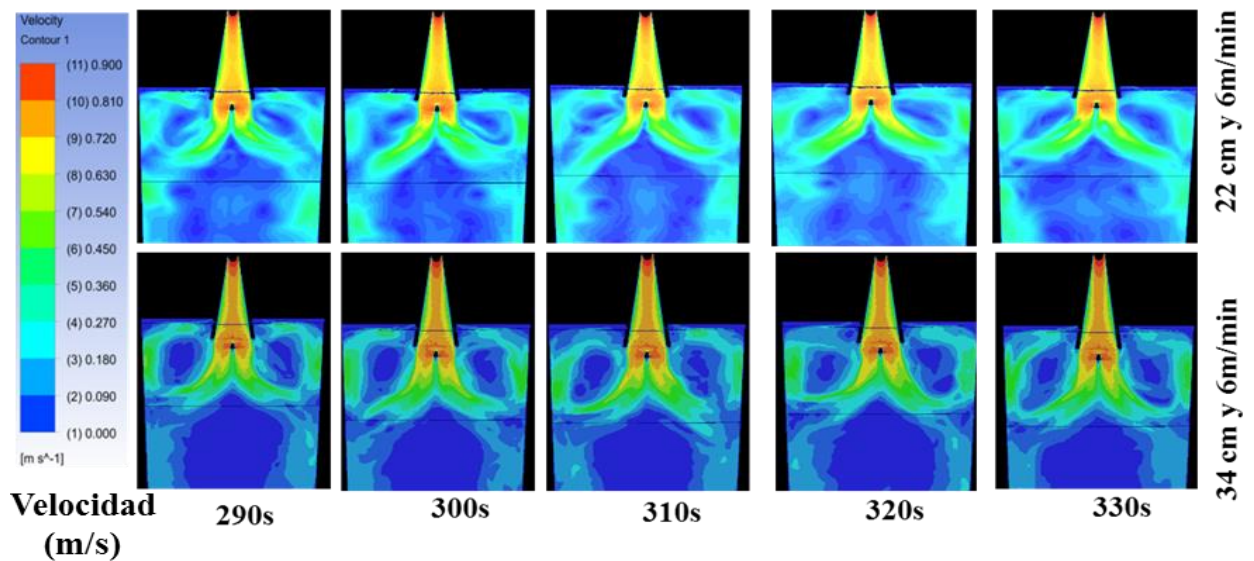


**Figura 4.20** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENII.

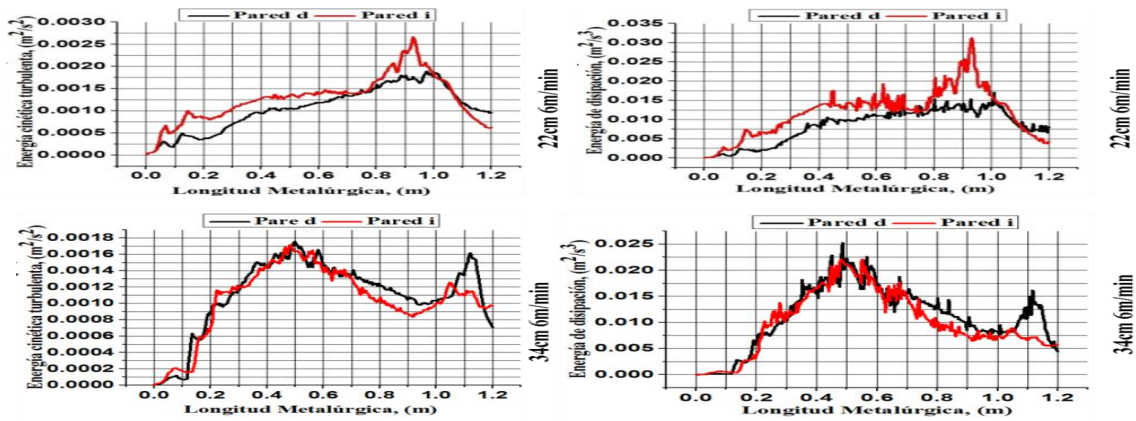
Para finalizar el análisis para la SEN II, en la Fig.4.21 para una velocidad de colada de 6 m/min y 22 cm de inmersión se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros tienden a ser simétricos en el rango de tiempo de 290 – 330 s. Eliminando casi por completo la oscilación de éstos y por ende el flujo en cada uno de sus puertos es similar. Esto se prueba al observar en la

Fig. 4.22 en donde la disipación de la energía cinética turbulenta medida en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s. En donde se puede apreciar que la disipación sobre ambas paredes es similar, lo cual, nos indica que el flujo en cada de uno de los puertos de la buza es muy similar. El comportamiento ondulante de esta se da debido a que existió una oscilación de baja energía previa en uno de sus chorros, estas oscilaciones no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo para afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, el lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface serán casi nulas lo cual es un indicativo de la estabilidad operacional de esta buza.

Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm (Fig.4.21) se observa que los chorros siguen siendo simétricos dentro del rango de tiempo de 290- 330 s. Lo que se confirma en Fig.4.22 para 34 cm de inmersión con la disipación de la energía cinética turbulenta que se mantiene al igual que para velocidades de colada de 4, 4.5, 5y 5.5 m/min. Por lo que esta buza presenta mejores patrones de flujo entre mayor es la velocidad y la profundidad de inmersión, objetivos perseguidos por la industria siderúrgica para incrementar su producción sin sacrificar la calidad de sus aceros colados.

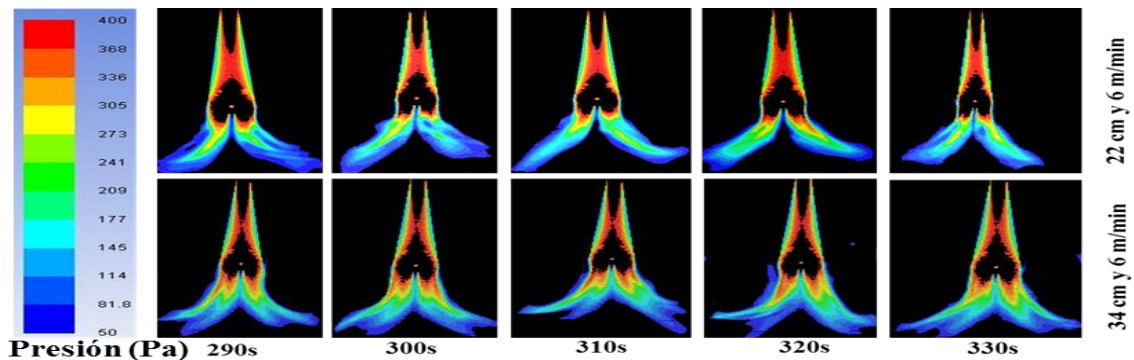


**Figura 4.21** Perfil de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENII.

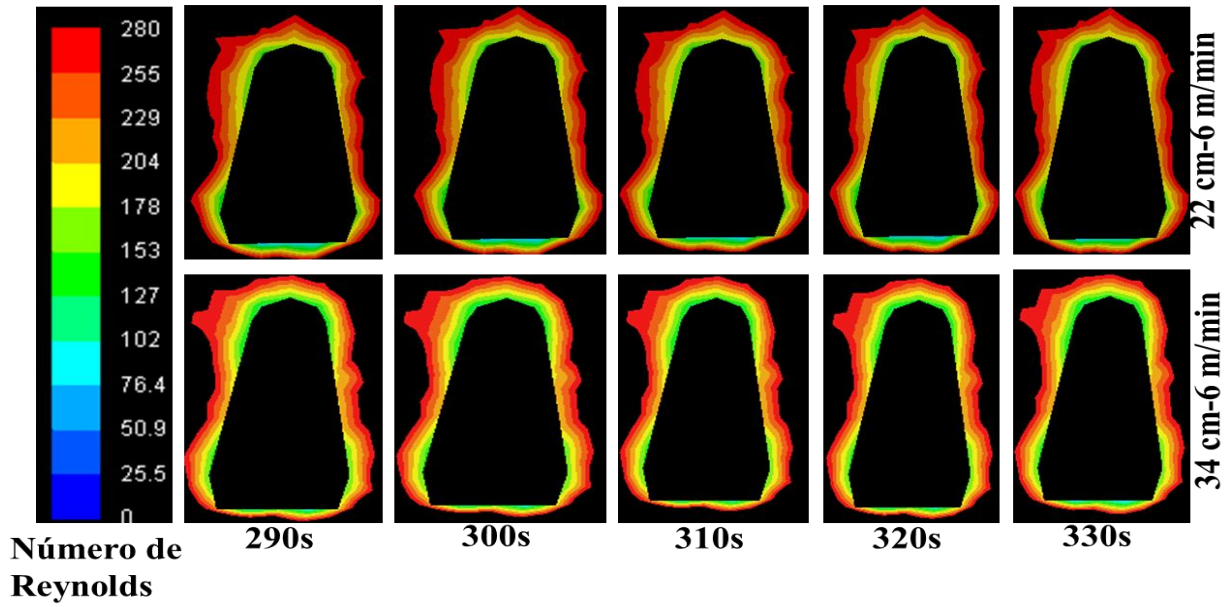


**Figura 4.22** Energía disipada y la energía cinética turbulenta a 22 y 34 cm de inmersión a 6 m/min de velocidad de inmersión SENIL.

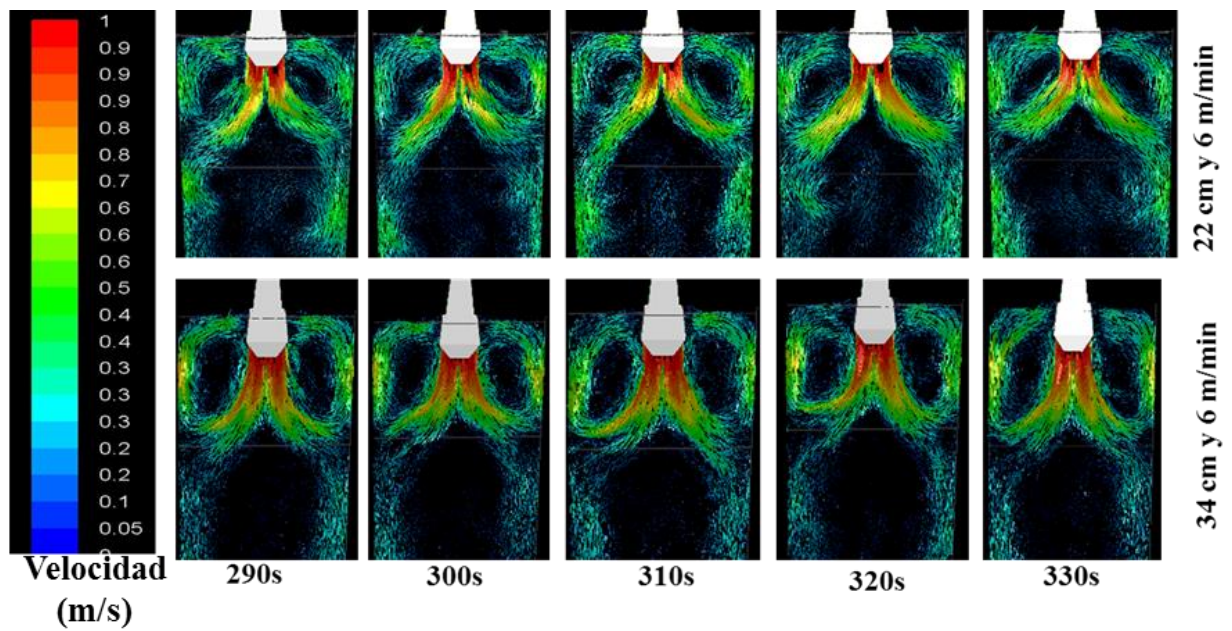
En la Fig.4.23, se observan los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal central de la cara ancha del molde a 22 y 34 cm de inmersión de la buza y a 6 m/min de velocidad de colada. La presión dinámica se incrementa drásticamente en el interior de la buza, debido a la alta velocidad de colada del acero, la cual puede generar la erosión del interior de la buza, lo que reduce la vida útil de la misma por lo que, para un mejor control de esta alta presión es necesario determinar los contornos de Reynolds turbulento para de esa manera determinar si eso afecta o no el buen desempeño de la buza. Como se puede ver con el análisis de los contornos de Reynolds, esta alta presión a pesar de su gran magnitud no tiene un efecto nocivo sobre la punta de división de la buza. Ya que la turbulencia en las paredes de la punta triangular de división de los puertos de división es baja en magnitud.



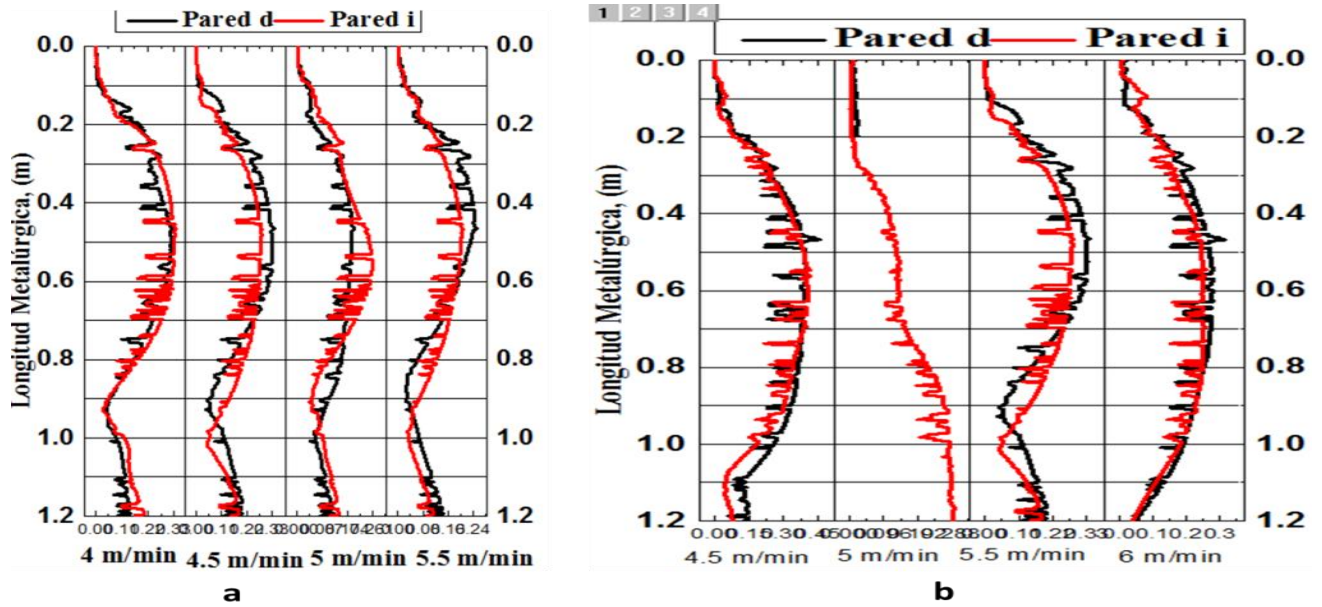
**Figura 4.23** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIL.



**Figura. 4.24** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN II a 6 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.



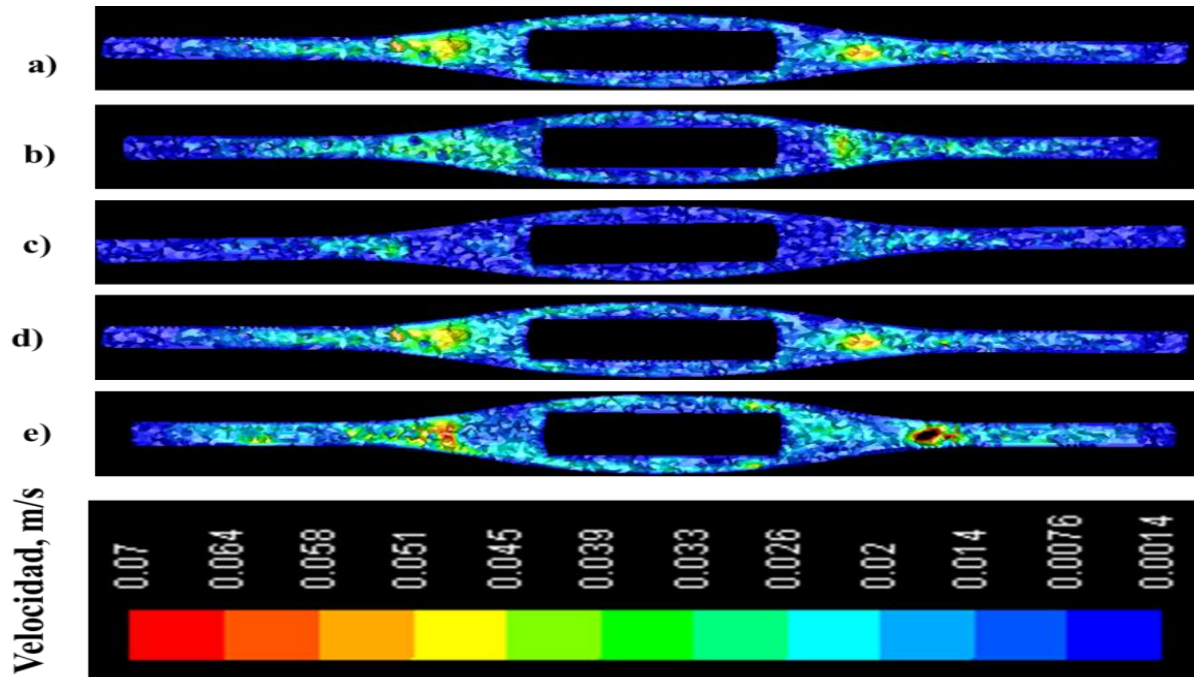
**Figura 4.25** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENII.



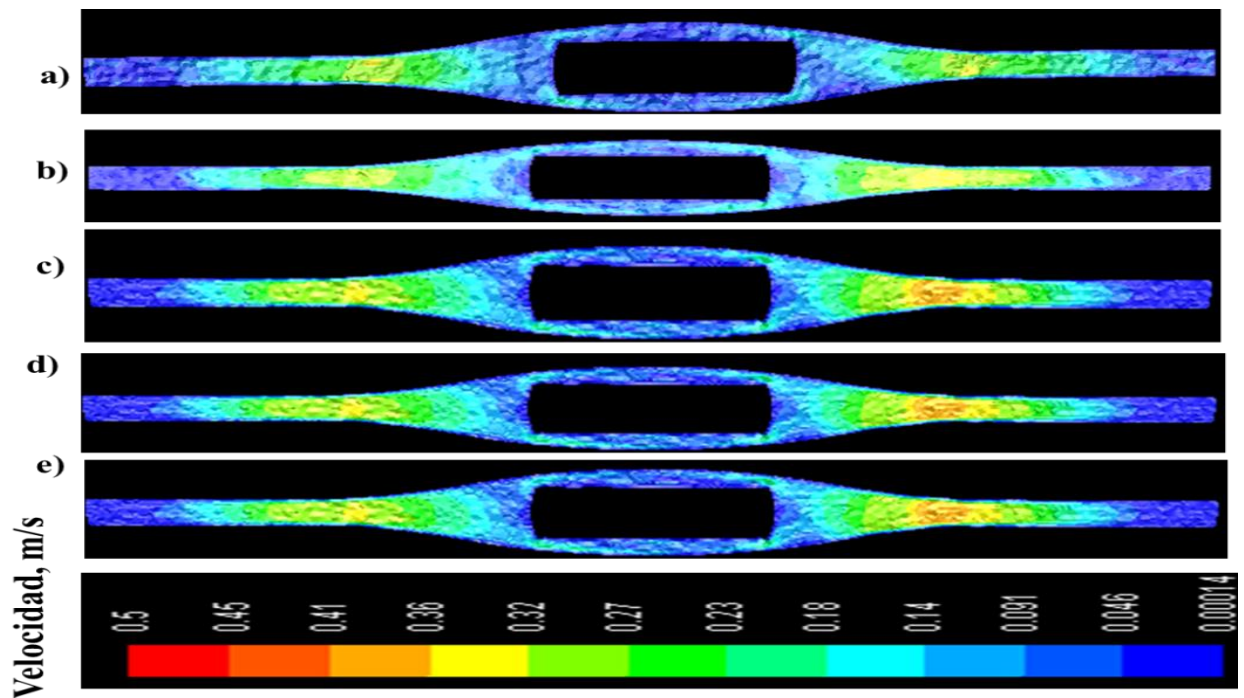
**Figura 4.26** Perfil de velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII. a) 22 de inmersión, b) 34 cm de inmersión.

La oscilación de los chorros en la SEN II, se verá reflejado en las variaciones del flujo en el molde, tal como se ha visto con los contornos de velocidades, de presiones y de vectores en el molde, eso a su vez debe tener un efecto en el menisco y en la superficie del baño líquido. Por lo que para comparar los efectos de las oscilaciones de los chorros sobre el menisco entre la SEN II, se sacaron los contornos de velocidades a la altura del baño líquido para las dos inmersiones, es decir, 22 cm y 34 cm, a 330 s tiempo real. Los mismos se muestran en las Figs. 4.27 y 4.28.

Como se puede apreciar en estas figuras, se tiene una alimentación homogénea del menisco para cada velocidad a 22 cm de inmersión mientras que para 34 cm de profundidad de inmersión solo a 4 y 4.5 m/min que se observa una alimentación homogénea del menisco puesto que para las demás velocidades se tiene una baja velocidad en la cercanía del menisco. Para esta profundidad como se puede apreciar en la Fig. 4.28 se incrementa la velocidad del flujo ascendente paralelo a la superficie del baño, eso es debido a la presión ferrostática que ejerce el baño líquido sobre la velocidad del flujo ascendente además del carácter oscilatorio de los chorros en la salida de los puertos de la buza.



**Figura 4.27** Contorno de velocidad al nivel del baño a 22cm de inmersión, a 330 s SEN II. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min.



**Figura 4.28** Contorno de velocidad al nivel del baño a 34 cm de inmersión a 330 s SEN II. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min.

**Tabla 4.2** Resumen de la SEN II a 22 cm de profundidad de inmersión

SEN II							
Profundidad de inmersión 22 (cm)		Velocidades de colada (m/min)					Conclusión
		4	4.5	5	5.5	6	
Perfil de velocidad del chorro	derecho	alta	moderada	moderada	moderada	moderada	Oscilan los chorros
	izquierdo	baja	moderada	energética	moderada	moderada	
Velocidad en las paredes	derecha	alta	moderada	moderada	baja	baja	
	izquierda	moderada	moderada	alta	baja	baja	
Velocidad en la interface		alta	alta	alta	alta	alta	
Vectores de velocidad	derecho	energético	moderado	moderado	moderado	moderado	Estabilidad de los chorros
	izquierdo	moderado	moderado	alto	moderado	moderado	
Energía cinética turbulento ( $m^2/s^2$ )	derecha	alta	baja	moderada	moderada	moderada	Buena disipación
	izquierda	baja	alta	moderada-alta	moderada	moderada	
Velocidad de disipación de la energía cinética ( $m^2/s^3$ )	derecha	alta	baja	alta	moderada	moderada	Alta disipación de la energía en la pared izquierda
	izquierda	baja	alta	alta	moderada	moderada	
Presión dinámica en las paredes (Pa)		baja	baja	baja	baja	baja	Baja
Presión dinámica en el centro de la buza (Pa)		baja	baja	moderado	alta	alta	
Números de Reynolds turbulento		bajos	bajos	bajos	moderados	alta	bajos

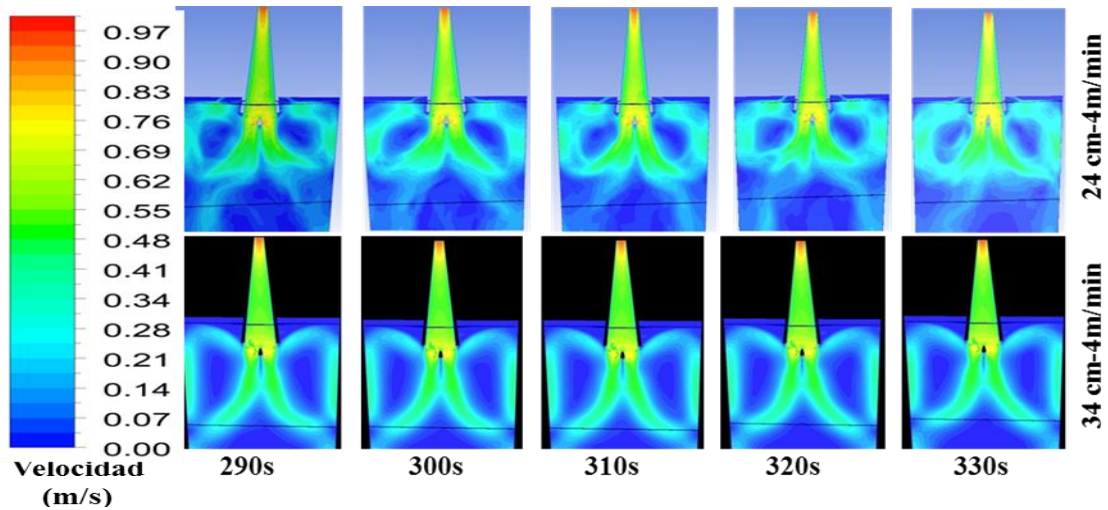
**Tabla 4.3** Resumen de la SEN II a 34 cm de profundidad de inmersión

SEN II							
Profundidad de inmersión 34 (cm)		Velocidades de colada (m/min)					Conclusión
		4	4.5	5	5.5	6	
Perfil de velocidad del chorro	derecho	baja	baja	energética	moderada	moderada	Los chorros son simétricos y presentan una baja oscilación
	izquierdo	baja	baja	energética	moderada	moderada	
Velocidad en las paredes	derecha	baja	baja	alta	moderada	baja	
	izquierda	baja	baja	alta	moderada	baja	
Velocidad en la interface		moderada	moderada	moderada	moderada	Moderada	
Vectores de velocidad	derecho	energético	moderado	moderado	moderado	moderado	
	izquierdo	moderado	moderado	moderado	moderado	moderado	
Energía cinética turbulento ( $m^2/s^2$ )	derecha	moderada	baja	moderado	moderada	moderada	Baja disipación
	izquierda	moderada	baja	moderada	moderada	moderada	
Velocidad de disipación de la energía cinética ( $m^2/s^3$ )	derecha	moderada	moderada	moderada	moderada	moderada	Baja disipación de la energía en las paredes
	izquierda	moderada	baja	moderada-bajo	moderada	moderada	
Presión dinámica en las paredes (Pa)		baja	baja	baja	baja	baja	Baja en general, pero con un ligero incremento a medida que se incrementa la velocidad
Presión dinámica en el centro de la buza (Pa)		baja	baja	baja	baja	altísima	
Números de Reynolds turbulento		bajos	bajos	bajos	moderados	altos	bajos

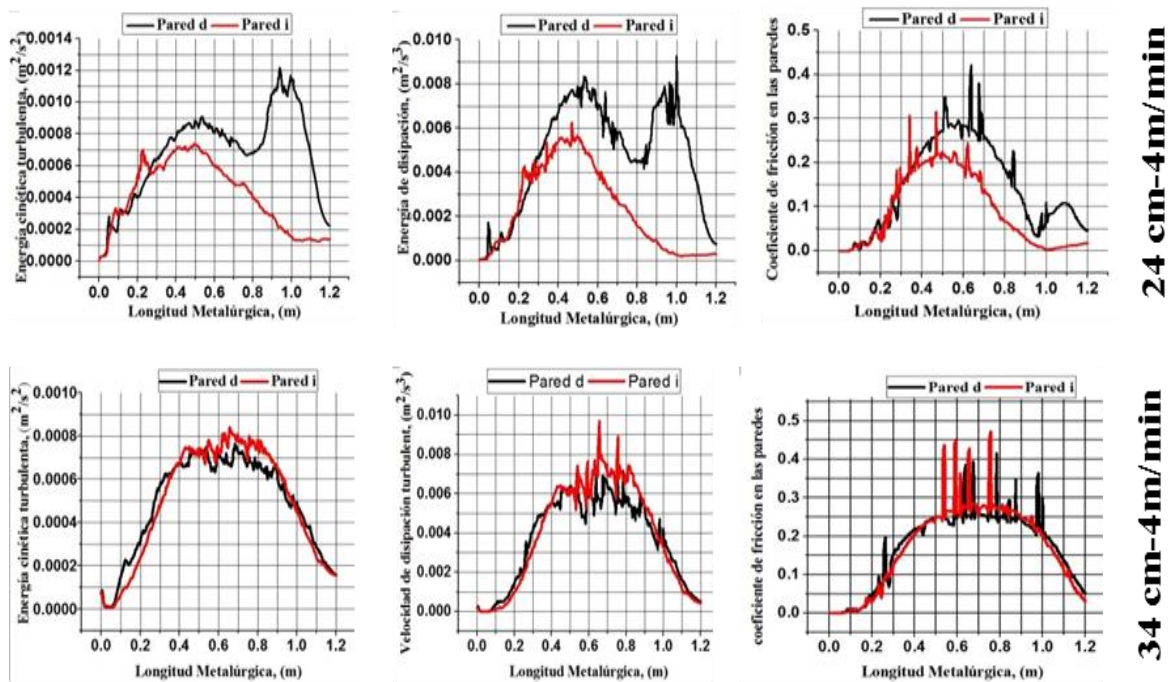
#### ***4.2 Análisis y discusión de los resultados de la SEN III.***

Continuando el análisis para la SEN III, en la Fig.4.29 para una velocidad de colada de 4 m/min y 22 cm de inmersión se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros ya tienden a ser simétricos en el rango de tiempo de 290-330 s, no obstante, se aprecia una alta velocidad en la interface y el puerto derecho entrega mayor flujo que el izquierdo a 300 y 310 s. Lo que confirma que las oscilaciones se mantienen a esa velocidad. Esto se prueba al observar en la Fig. 4.30 en donde la disipación de la energía cinética, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes medidas en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s. En donde se puede apreciar que la disipación sobre ambas paredes es similar hasta la profundidad de 0.3 m, pasando esta profundidad se aprecia que existe una alta disipación y fricción en la pared derecha, lo cual, nos indica que el flujo en cada uno de los puertos de la buza es asimétrico a partir de 0.3 m de profundidad. El comportamiento ondulante de ésta se da debido a que existió una oscilación de baja energía previa en uno de sus chorros, estas oscilaciones no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, se hace evidente el lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface

Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm Fig.4.29 se observa unos chorros simétricos dentro del rango de tiempo de 290 - 330 s. Lo que se confirma en Fig.4.30 para 34 cm de inmersión con la disipación de la energía cinética turbulenta, la energía de disipación y la fricción en las paredes que se mantienen al igual. Por lo que esta buza presenta excelentes patrones de flujo entre mayor es la velocidad y la profundidad de inmersión, objetivos perseguidos por la industria siderúrgica para incrementar su producción sin sacrificar la calidad de sus aceros colados.



**Figura 4.29** Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII.

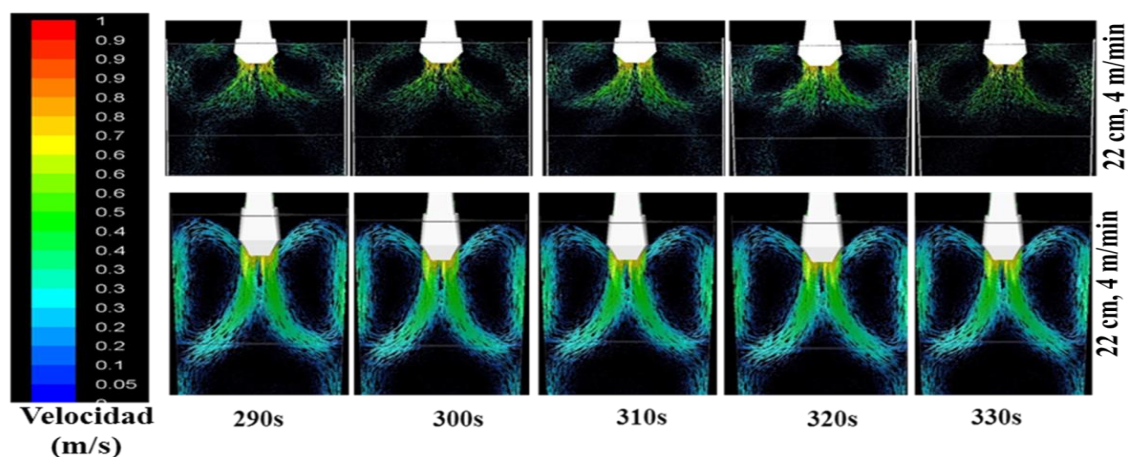


**Figura 4.30** Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 4 m/min de velocidad de inmersión SENIII.

La Figs.4.31, 4.38, 4.43 y 4.48 muestra los campos de vectores de velocidad sobre el plano de simetría vertical de la cara ancha del molde, los mismos muestran el patrón de flujo que se genera en el interior del molde de planchón delgada tipo embudo a 4, 4.5, 5, 5.5 y 6 m/min, con profundidad de inmersiones de 24 y 34 cm. Estas figuras pueden ser descritas de manera

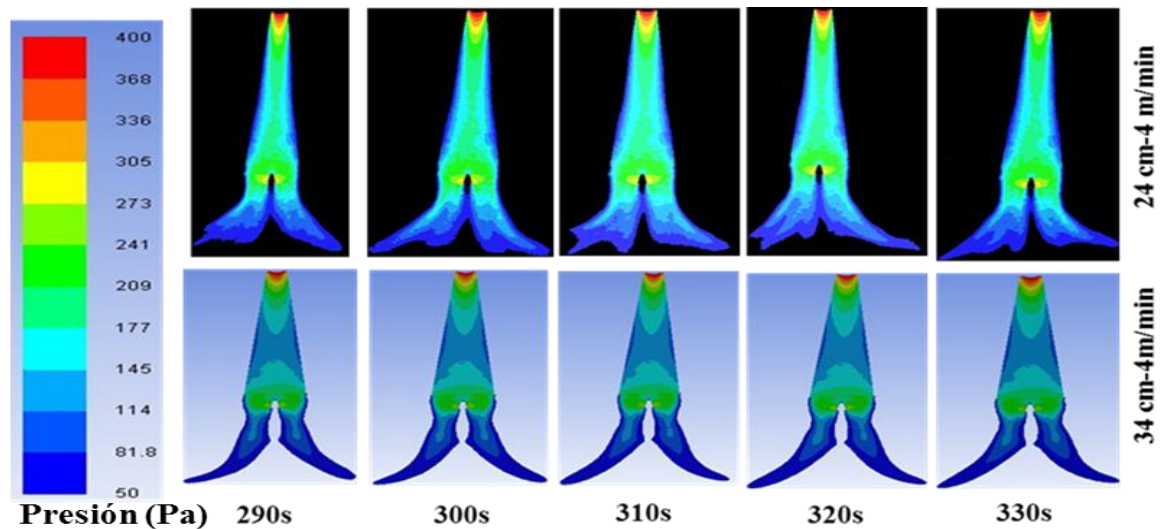
conjunta, puesto que no se observan cambios radicales que puedan ser objeto de distinción. En cada una de ellas se puede apreciar la penetración de los chorros y eso de manera idéntica con pequeñas variaciones en la cantidad de flujo que entrega cada uno de los puertos. Al descargarse, los chorros impactan las caras estrechas del molde en las esquinas inferiores de ambos lados. Los flujos de recirculación ascendente impactan la interfase y presentan un comportamiento constante dentro del intervalo de tiempo, en ellos se observan una diferencia en la cantidad de flujo entregada por cada puerto, debido a las oscilaciones que presenta el flujo. Como se puede apreciar, se logró eliminar con este diseño, los flujos ascendentes que se originaban en el medio de los flujos de recirculación descendientes, consecuencia de la formación de vórtice y la generación de la distorsión dinámica. Los flujos ascendentes a 22 cm de inmersión, con dirección perpendicular a la interfase, se vuelven paralela a la interface con una gran magnitud ver Figs. 4.48 y 4.53 y son poco succionada hacía en ceno del metal líquido. Este comportamiento atrae consigo la deformación de la interface lo que conlleva a la rotura de la misma y por consiguiente el arrastre de escoria en el interior del acero líquido.

Al igual a 34 cm, se observa que los flujos de recirculación ascienden suben en la misma dirección que a 22 cm de inmersión y se mueven cerca de la pared estrecha del molde presentando un cambio de dirección antes de alcanzar la interface generando un flujo paralelo a la interface, luego este flujo es succionado hacía el seno del molde debido a su interacción con el nuevo chorro que alimenta el molde con mayor velocidad.



**Figura 4.31** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII.

En la Figs.4.32, 4.36, se muestran los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal central de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y a 4 y 4.5 m/min de velocidad de colada. Como se puede apreciar en esta, la presión es uniforme y baja a lo largo de la buza por lo que con esta geometría (SEN II), se logra eliminar las variaciones de presión que se generaban en el interior de la buza. A diferencia de la SEN I y II, la SEN III, muestran un patrón muy distinto, estable y simétrico.

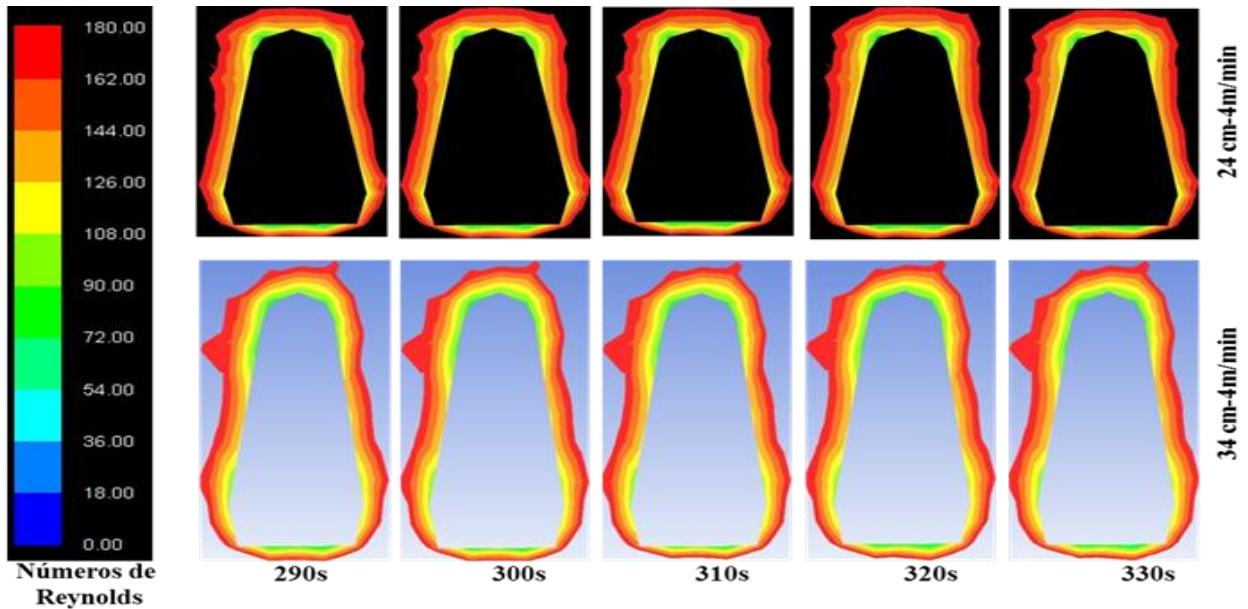


**Figura 4.32** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 4 m/min de velocidad de colada SENIII.

Al observar el efecto del  $Re_T$  a la inmersión de buza a 34 cm Figs. 4.33, 4.37, 4.42, 4.47 y 4.52, se puede apreciar que éste además de disminuir con respecto al patrón mostrado a 22 cm de inmersión de buza se mantiene constante al transcurrir el tiempo solo que a 4 m/min se presenta un aumento a pesar de que existe una baja presión en el interior del molde a esa velocidad de colada.

Se puede asegurar que, aunque la presión dinámica en el interior del molde es mayor a 5.5 y 6 m/min a ambas profundidades de inmersión, éste no tendrá ningún efecto sobre el fenómeno oscilante de los chorros, ya que éste será suprimido por la homogeneidad del flujo y además que no existe entrelazamiento en el flujo entregado por los puertos como lo hay en las otras buzas según la literatura consultada. Y es a este fenómeno al que se le puede atribuir tal problema. Se comprueba así que la modificación propuesta elimina el efecto de la presión Ferrostática sobre las micro escalas y sobre la transferencia de movimiento en el interior de la buza, generando una

entrega de metal más homogénea por ambos puertos y asegurando que los chorros al interior del molde sean más estables y libres de oscilaciones.

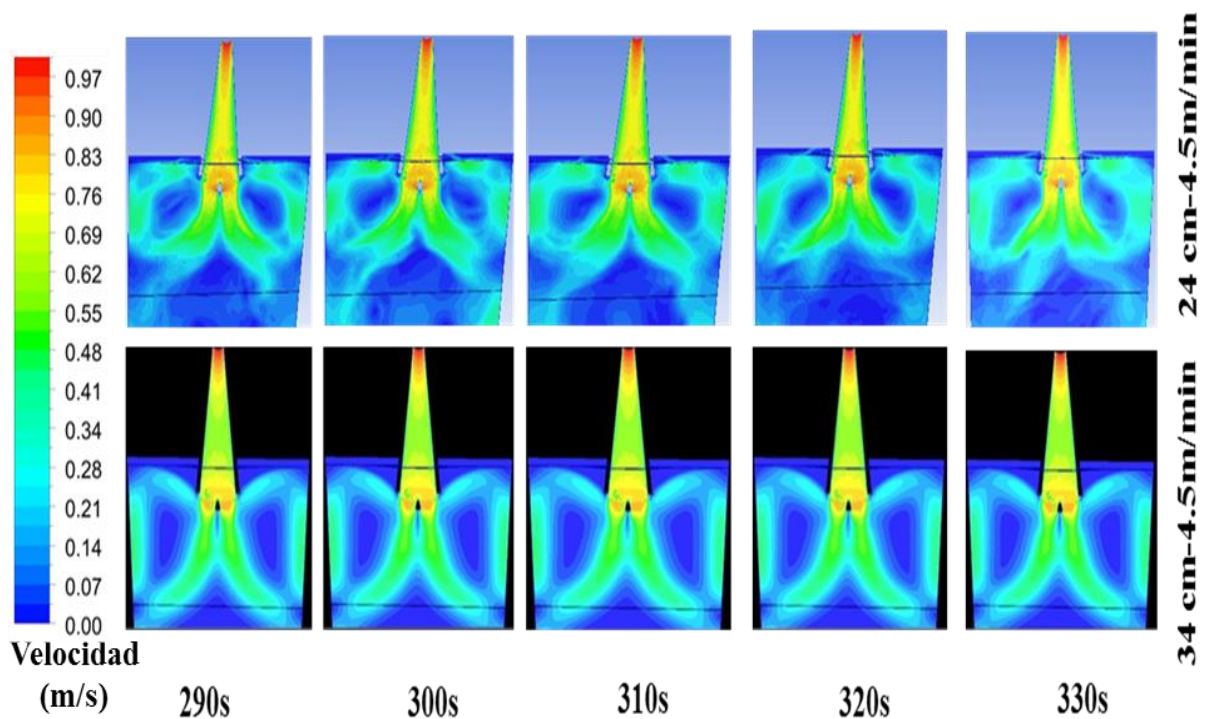


**Figura.4.33** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 4 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

En la Fig.4.34 para una velocidad de colada de 4.5 m/min y 22 cm de inmersión se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central de la cara ancha del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros mantienen sus simetrías en el rango de tiempo de 290-330 s, no obstante, se aprecia una alta velocidad en la interface y el puerto derecho entrega mayor flujo que el izquierdo a 300 y 310 s. Lo que confirma que las oscilaciones se mantienen a esa velocidad, pero en menor magnitud. Esto se comprueba al observar en la Fig. 4.35 en donde la disipación de la energía cinética turbulenta, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes medidas en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 300 s. En donde se puede apreciar que la disipación sobre ambas paredes es similar hasta la profundidad de 0.4 m, pasando esta profundidad se aprecia que existe una alta disipación y fricción en la pared derecha, lo cual nos indica que el flujo en cada uno de los puertos de la buza es asimétrico a partir de 0.4 m de profundidad. El comportamiento ondulante de esta se da debido a que existió una oscilación de baja energía previa en uno de sus chorros, estas oscilaciones no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto

tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, se hace evidente el lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface.

Para las profundidades de inmersión de buza de 34 cm Fig.4.34 se observa que los chorros son altamente simétricos dentro del rango de tiempo de 290 - 330 s. Lo que se confirma en Fig.4.35 para 34 cm de inmersión con la disipación de la energía cinética turbulenta, la energía de disipación y la fricción en las paredes que se mantienen al igual. Por lo que esta buza presenta excelentes patrones de flujo a medida que se incrementa la velocidad y la profundidad de inmersión, objetivos perseguidos por la industria siderúrgica para incrementar su producción sin sacrificar la calidad del producto final.



**Figura 4.34** Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII.

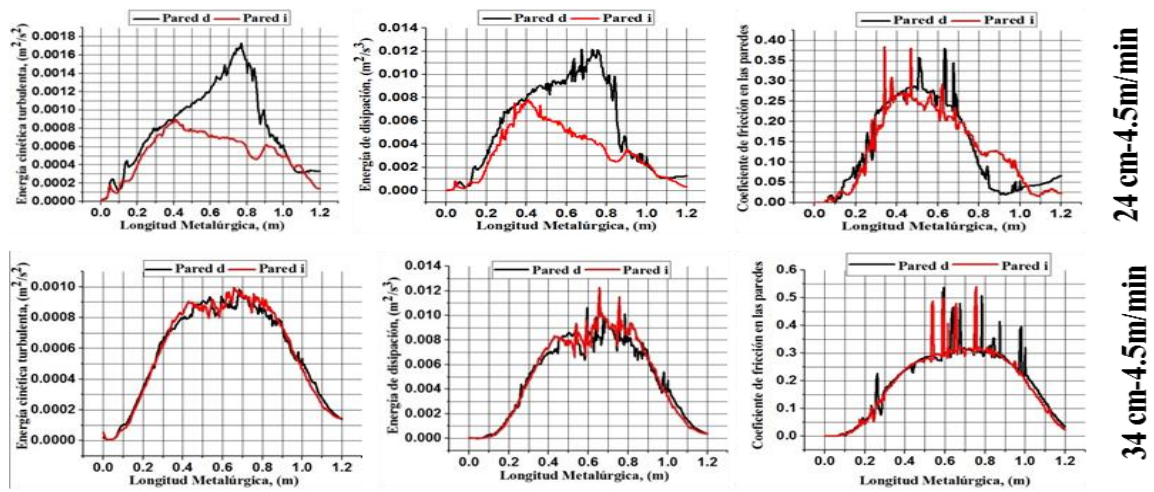


Figura 4.35 Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 4.5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.

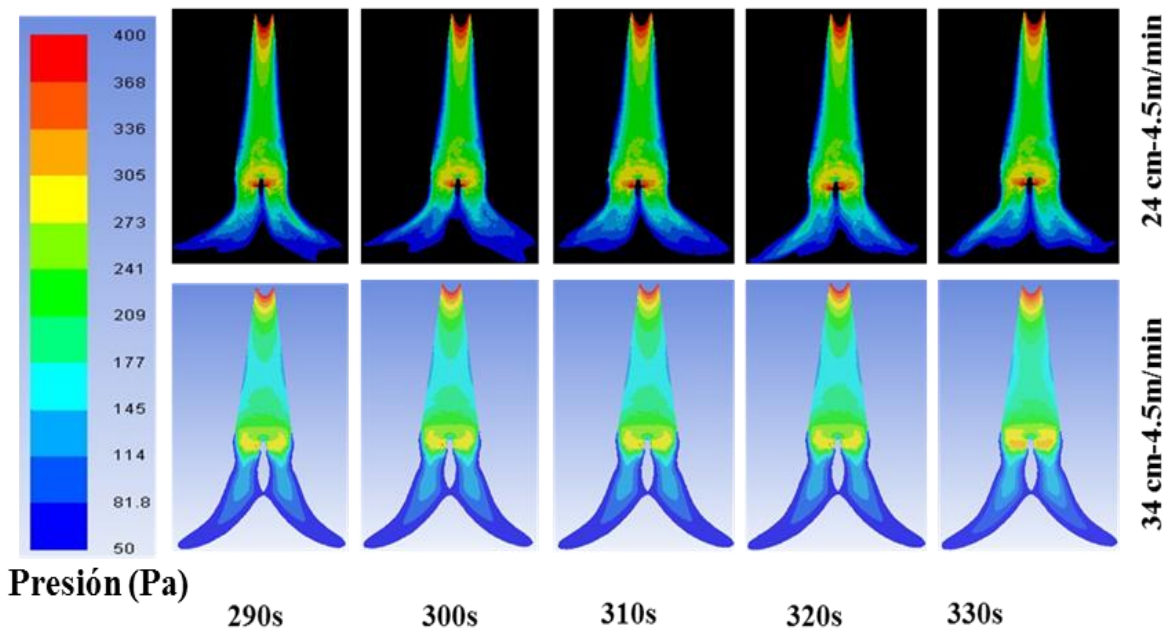
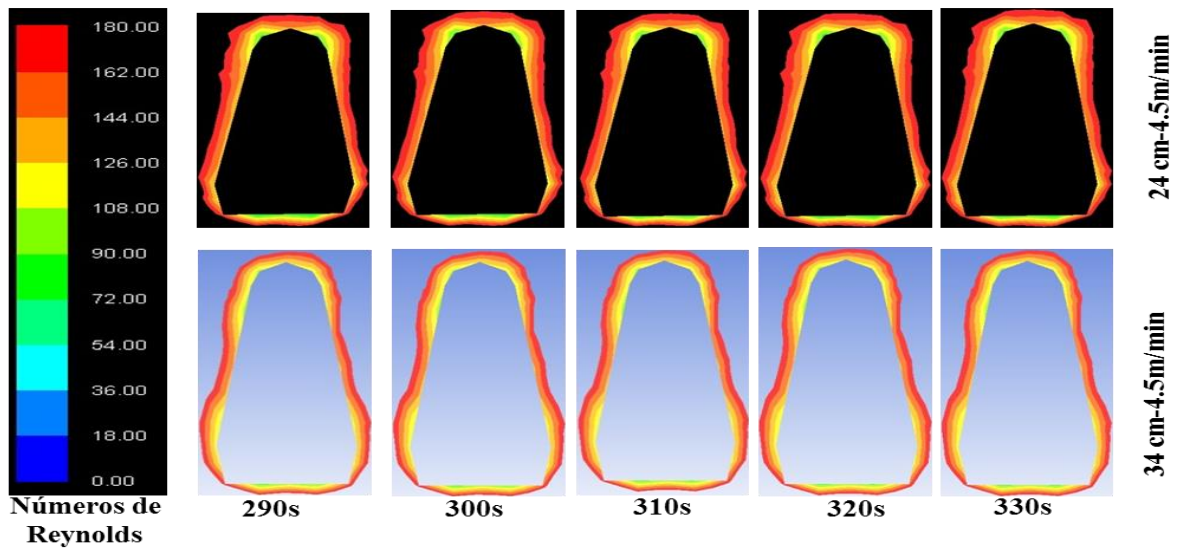
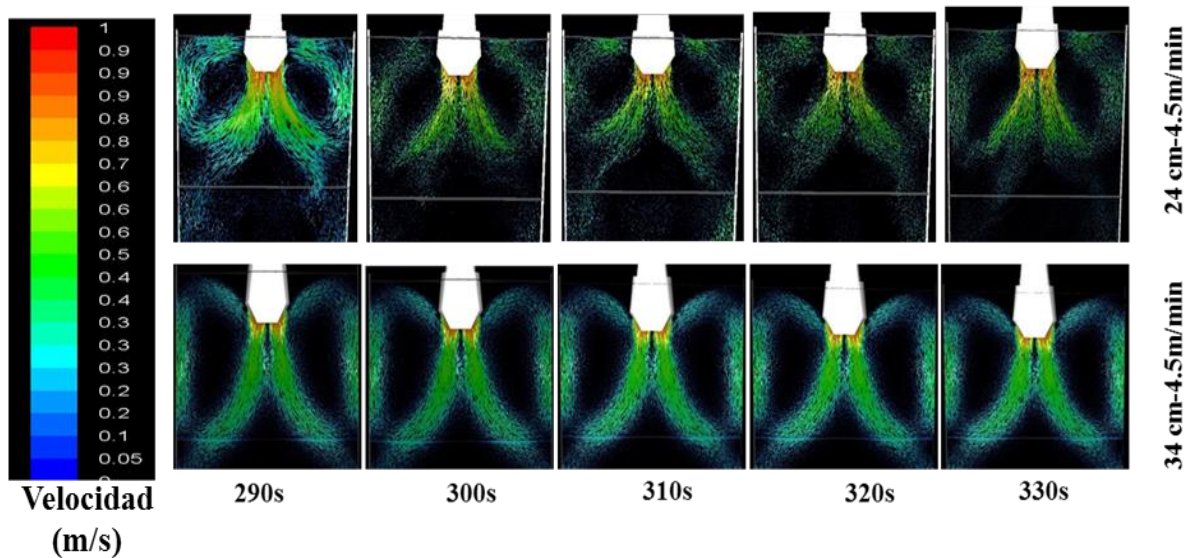


Figura 4.36 Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII.



**Figura. 4.37** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 4.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

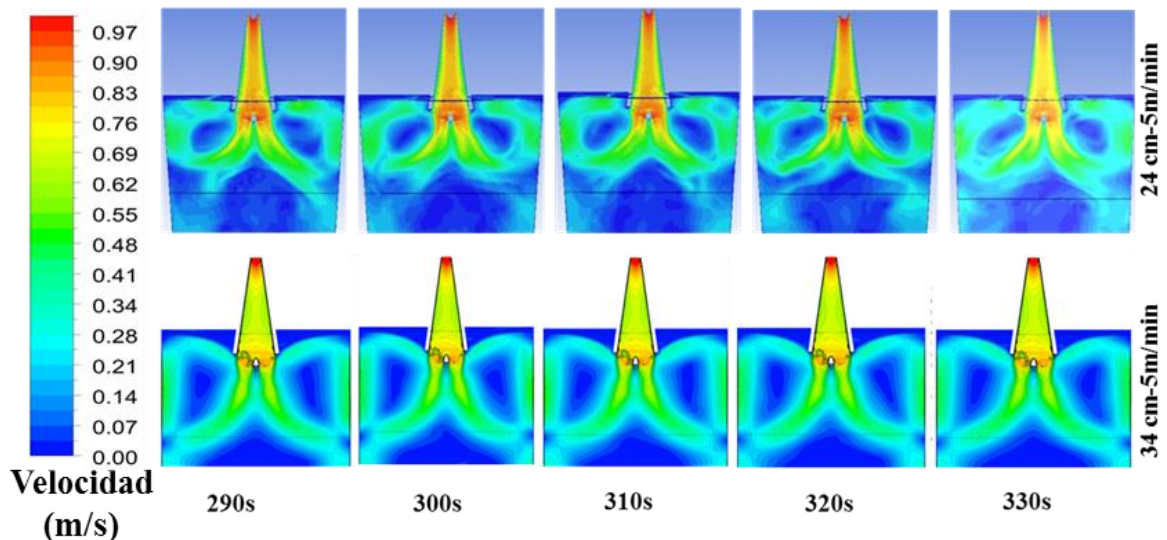


**Figura 4.38** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 4.5 m/min de velocidad de colada SENIII.

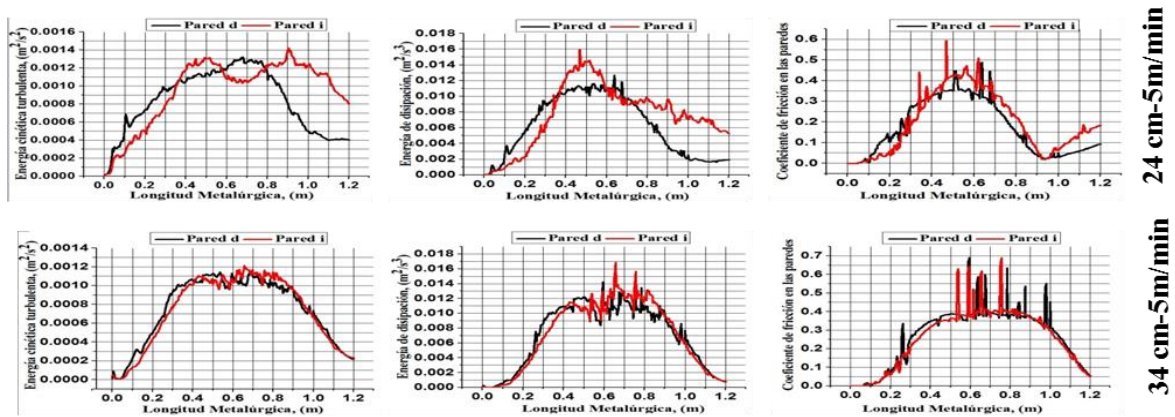
Continuando con el análisis, para la velocidad de colada de 5 m/min y 22 cm de inmersión Fig.4.39 se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros logran a ser simétricos. Esto puede ser constatado al observar en la Fig.4.40. La disipación de la energía cinética turbulenta, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes medidas en ambas paredes

delgadas del molde a un tiempo de 330 s en donde se puede apreciar que existe una disipación alternada y moderada sobre ambas paredes lo cual está directamente relacionado con la cantidad de acero entregado por cada uno de los puertos. El comportamiento ondulante de esta se da debido a que las oscilaciones periódicas de los chorros, éstas no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, se descarta la posibilidad del lavado de la costra de acero solidificado. Sin embargo, la alta velocidad observada en la interface puede desencadenar la formación de vorticidades lo cual traería como consecuencia la introducción de escoria hacía el seno del metal líquido, lo que aumentará la cantidad de inclusiones no metálicas y por consiguiente los defectos en el producto final.

Para las profundidades de inmersión de 34 cm (Fig.4.39) se observa el mismo comportamiento que en las velocidades de colada anteriores donde se ve que los chorros son simétricos dentro del rango de tiempo de 290-330 s. Lo que se confirma en Fig.4.40 para 34 cm de inmersión donde la disipación de la energía cinética, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes se mantienen sin variaciones considerables en ambas paredes. Variaciones que no puedan tener un efecto nocivo sobre la calidad del acero y sobre el menisco y mucho menos sobre la calidad del acero.

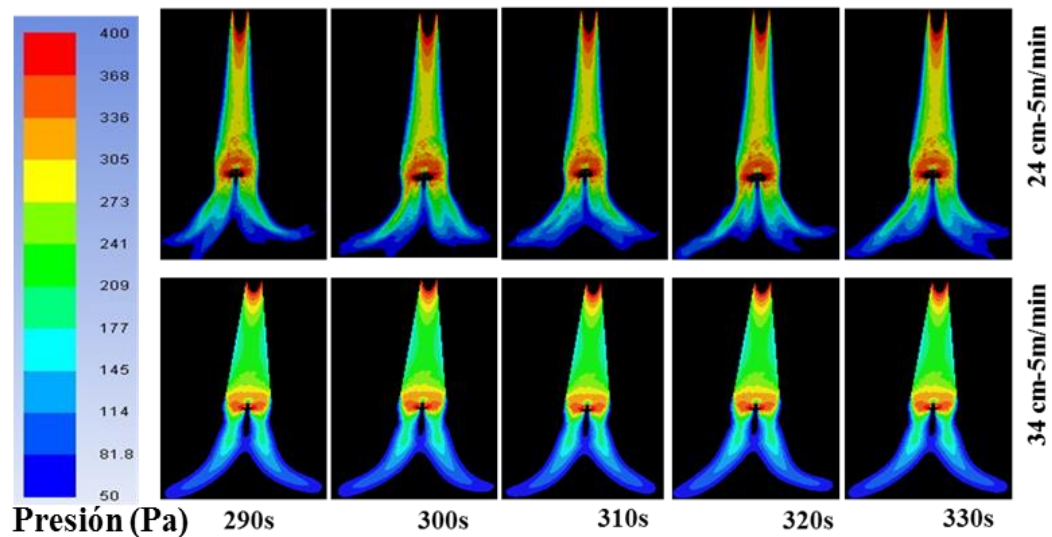


**Figura 4.39** Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII.

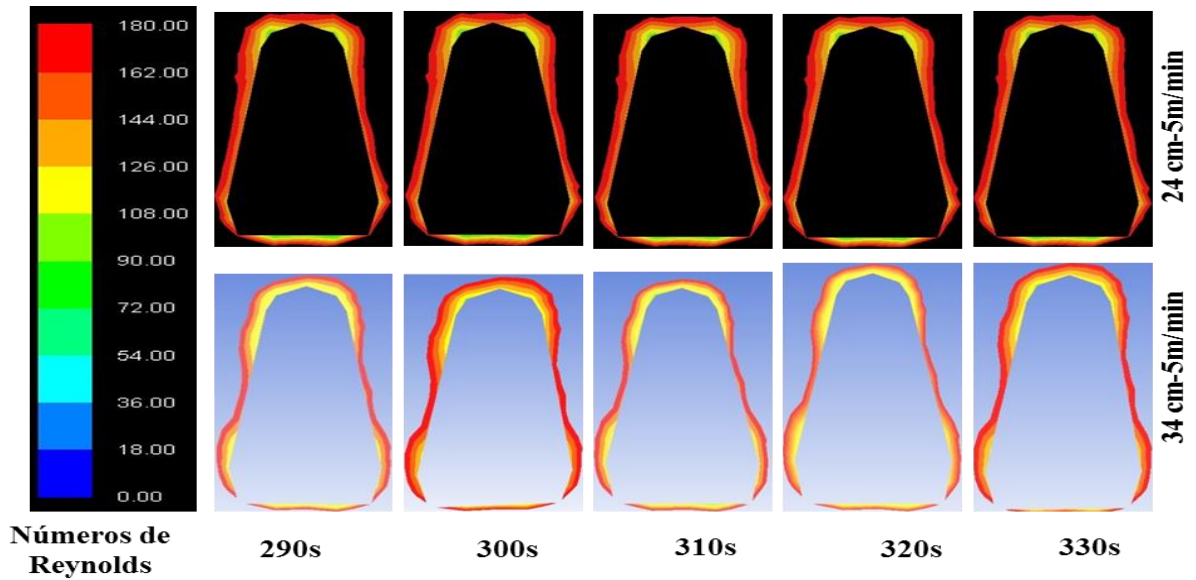


**Figura 4.40.** Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.

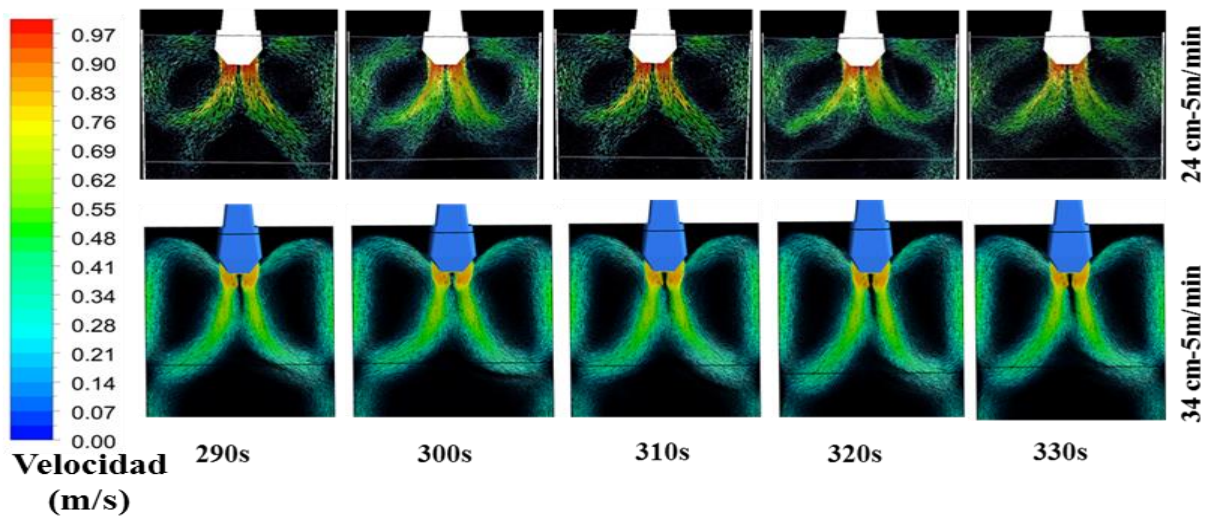
En la Figs.4.41, 4.46 y 4.51, se muestran los contornos de presión dinámica desde 50 a 400 Pa, en el plano longitudinal al centro de la buza a 22 y 34 cm de inmersión y a 5, 5.5 y 6 m/min de velocidad de colada. Como se puede apreciar en esta figura se logró con esa geometría eliminar las variaciones de presión que se generaban en el interior de la buza. A diferencia de la SEN II, la SEN III, muestran un patrón muy distinto, estable y simétrico con una alta presión en la división de los puertos.



**Figura 4.41** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII.



**Figura 4.42** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

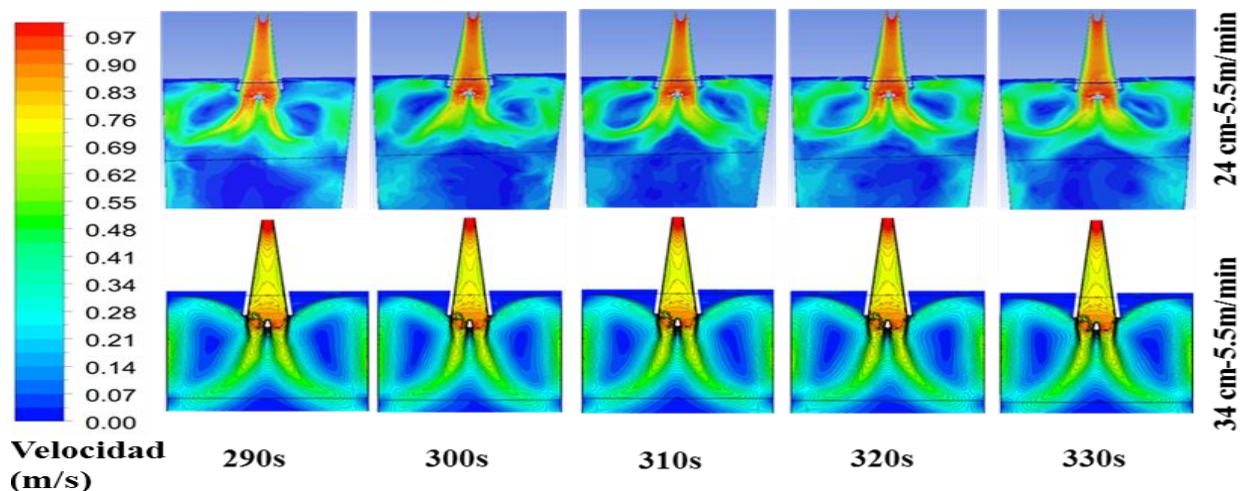


**Figura 4.43** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 5 m/min de velocidad de colada SENIII.

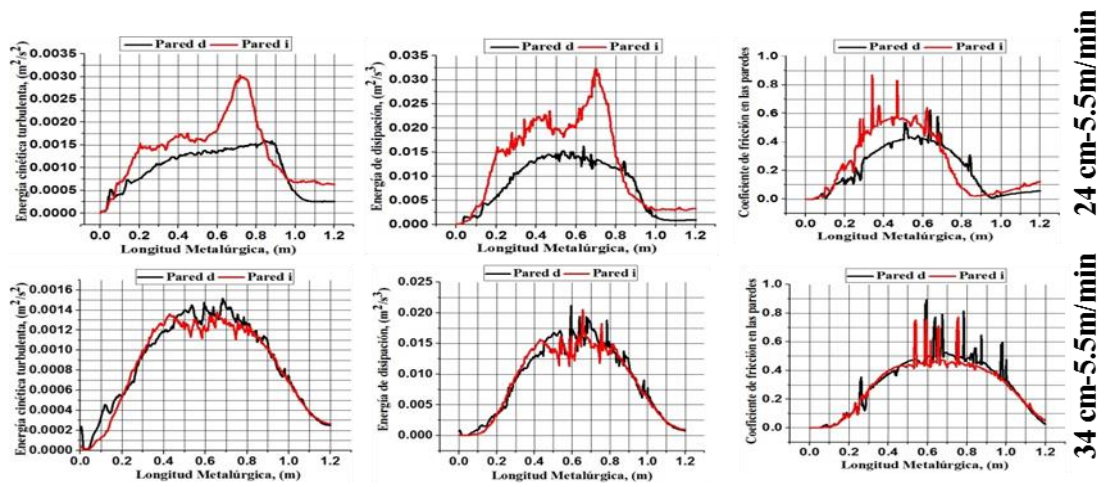
Continuando con el análisis, para una velocidad de colada de 5.5 m/min y 22 cm de inmersión Fig.4.44 se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros mantienen sus simetrías, sin embargo, el puerto izquierdo entrega un poco más de flujo que el derecho, lo que confirma que existe una estabilidad del flujo en el puerto derecho. Esto puede ser constatado al observar en la Fig. 4.45.

La disipación de energía cinética turbulenta, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes medidas en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s en donde se puede apreciar que existe una disipación alta a 0.7 m de profundidad, al pasar esa profundidad la disipación tiende a disminuir hasta alcanzar su valor mínimo eso está directamente relacionado con la cantidad de acero entregado por cada uno de los puertos. El comportamiento ondulante de estas se da debido a que las oscilaciones periódicas de los chorros no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, se puede provocar el lavado de la costra de acero solidificado. Además, la alta velocidad observada en la interface a 22 cm de inmersión puede desencadenar la formación de vorticidades lo cual traería como consecuencia la introducción de escoria hacia el seno del metal líquido, lo que aumentará la cantidad de inclusiones no metálicas y por consiguiente los defectos en el producto final.

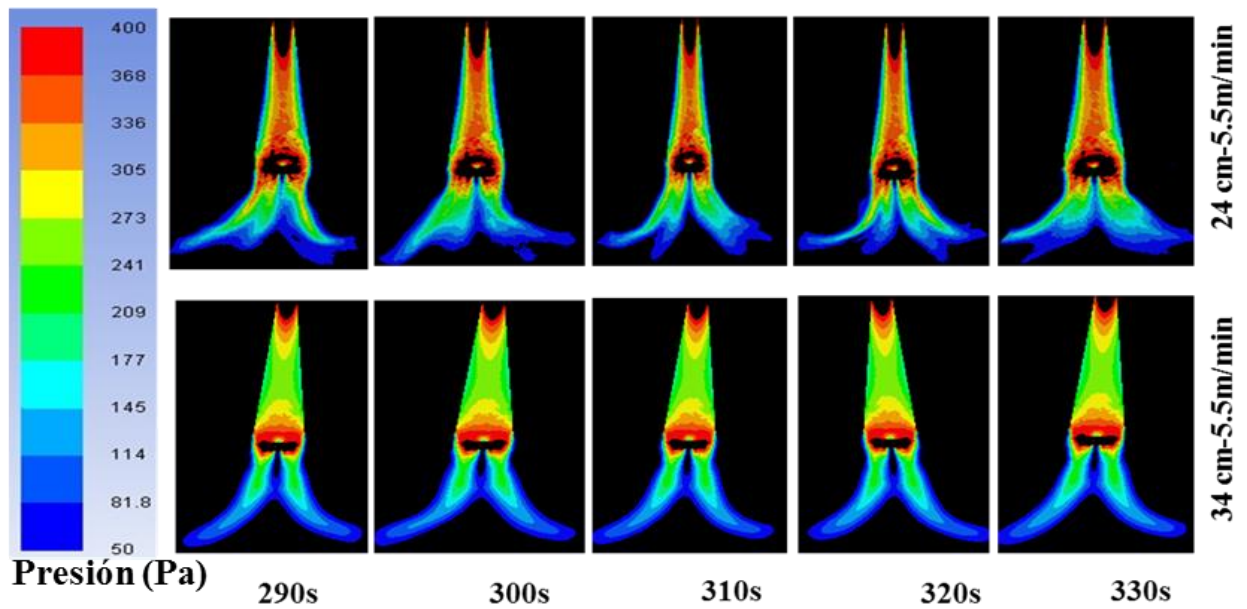
Para la profundidad de inmersión de buza de 34 cm (Fig.4.44) se observa el mismo comportamiento que en la velocidad de colada anteriores donde se ve que los chorros son simétricos dentro del rango de tiempo de 290-330 s. Lo que se confirma en Fig.4.45 para 34 cm de inmersión donde la disipación de la energía cinética, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes se mantienen sin variaciones considerables en ambas paredes. Variaciones que no puedan tener un efecto nocivo sobre la calidad del acero y sobre el menisco y mucho menos sobre la calidad del acero.



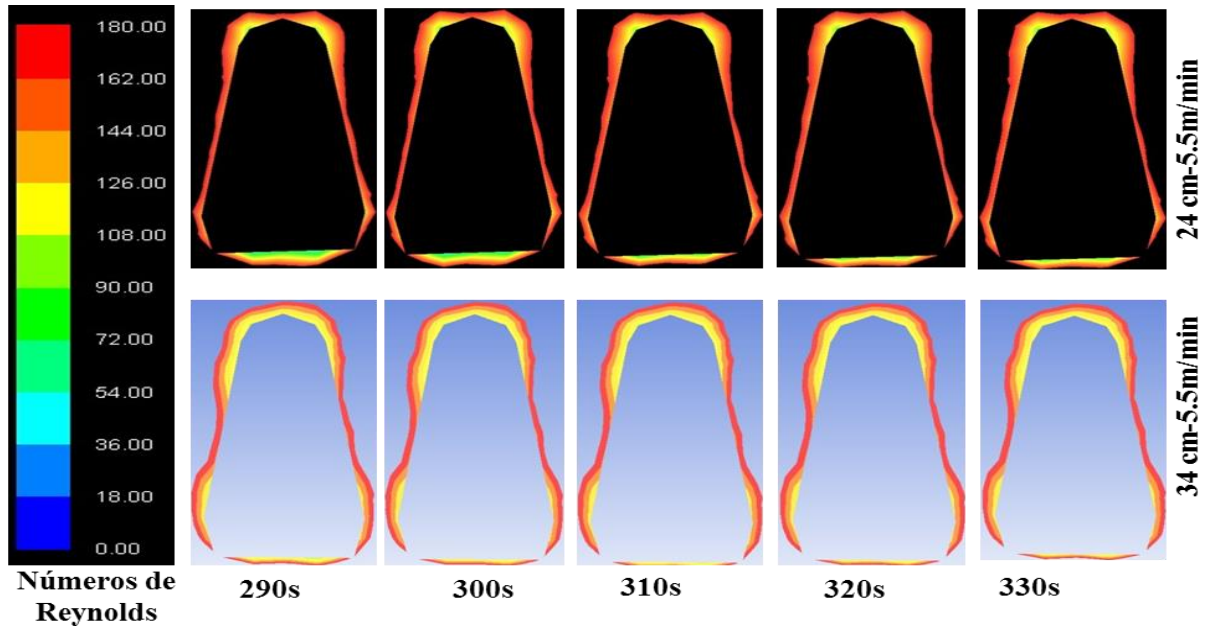
**Figura 4.44** Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII.



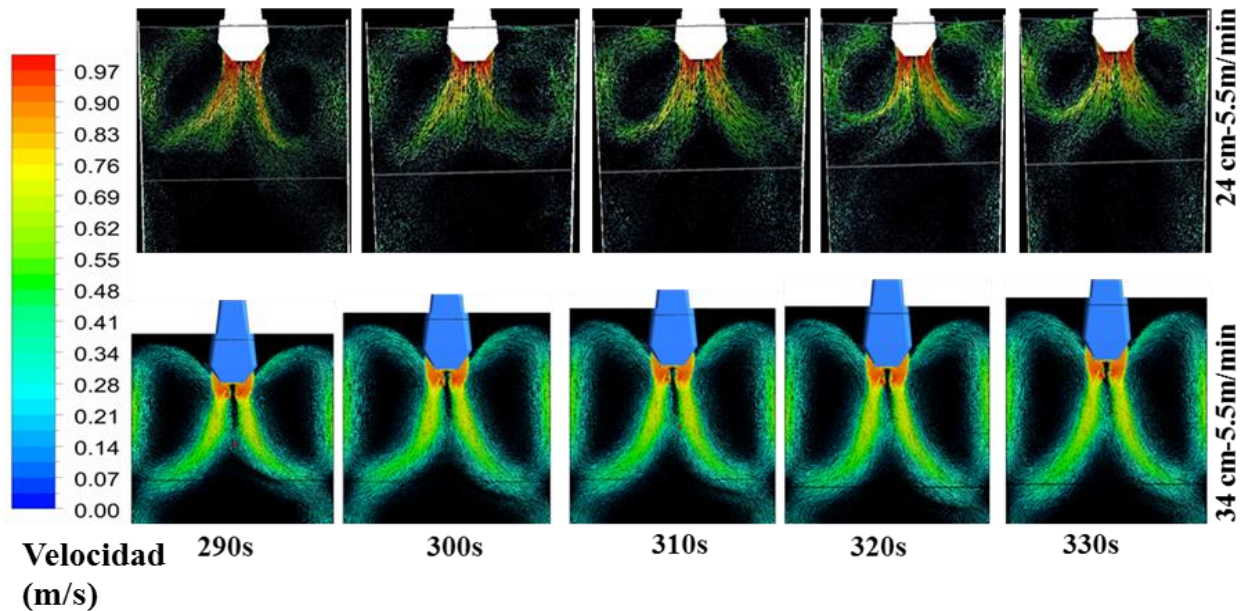
**Figura 4.45.** Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34cm de inmersión a 5.5 m/min de velocidad de inmersión SENIII.



**Figura 4.46** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII.



**Figura 4.47** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 5.5 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.



**Figura 4.48** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 5.5 m/min de velocidad de colada SENIII.

Para finalizar el análisis para la SEN III, en la Fig.4.49 para una velocidad de colada de 6 m/min y 22 cm de inmersión se observan los contornos de velocidades trazados en el plano central a lo largo del molde. Los mismos muestran que para 22 cm de inmersión, los chorros tienden a ser

simétricos en el rango de tiempo de 290–330 s. Eliminando casi por completo la oscilación de éstos y por ende el flujo en cada uno de sus puertos es similar. Esto se prueba al observar en la Fig. 4.38 en donde la disipación de la energía cinética turbulenta, la energía cinética turbulenta y la fricción en las paredes medidas en ambas paredes delgadas del molde a un tiempo de 330 s. En donde se puede apreciar que la disipación sobre ambas paredes es similar hasta 0.9 m de inmersión, lo cual, nos indica que el flujo en cada uno de los puertos de la buza es muy similar hasta este punto a pasar ese punto la disipación desciende bruscamente hasta alcanzar su valor mínimo. Esta variación a 0.9 m de profundidad no afecta en gran medida la dinámica del fluido en el molde. El comportamiento ondulante de esta se da debido a que existió una oscilación de baja energía previa en uno de sus chorros, estas oscilaciones no afectan inmediatamente al fluido que se encuentra en zonas por encima de esta, sino que les toma cierto tiempo afectar a cada una de estas zonas. Bajo estas condiciones, el lavado de la costra de acero solidificado y fluctuaciones en la interface serán casi nulas lo cual es un indicativo de la estabilidad en la operacional de esta buza.

Para la profundidad de inmersión de buza de 34 cm Fig.4.49 se observa que los chorros siguen siendo simétricos dentro del rango de tiempo de 290-330 s. Lo que se confirma en Fig.4.50 para 34 cm de inmersión con la disipación de la energía cinética turbulenta, la energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción que se mantiene al igual que para las demás velocidades de colada. Por lo que esta buza presenta mejores patrones de flujo entre mayor es la velocidad y la profundidad de inmersión, objetivos perseguidos por la industria siderúrgica para incrementar su producción sin sacrificar la calidad de sus aceros colados.

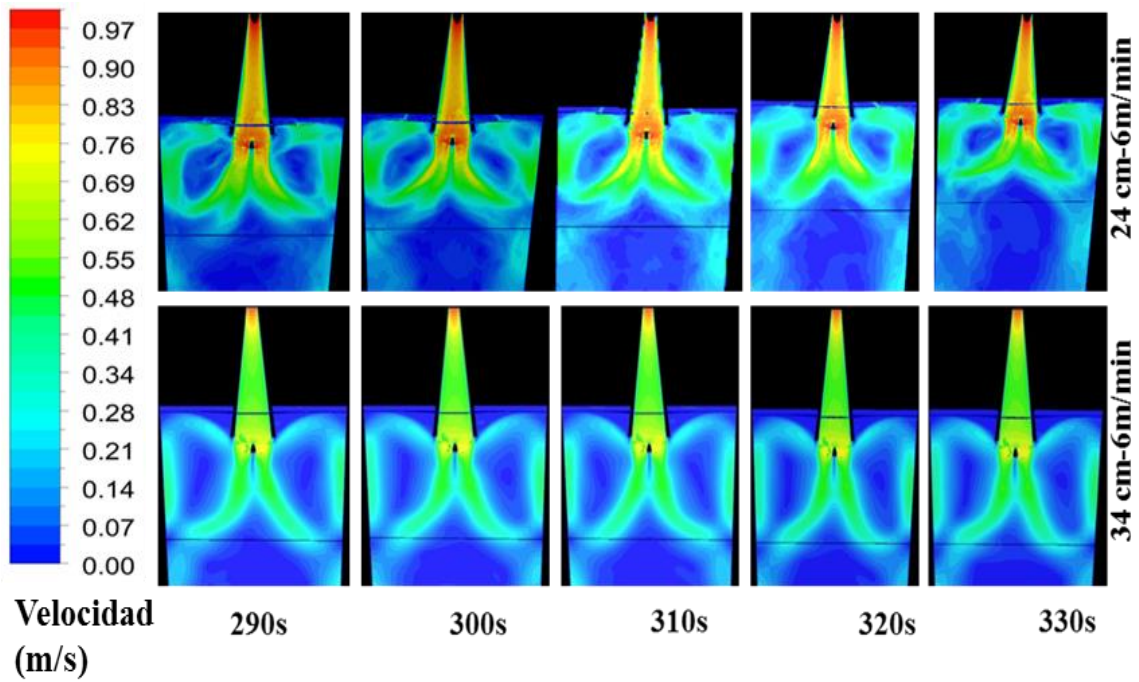


Figura 4.49 Contornos de velocidad a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII.

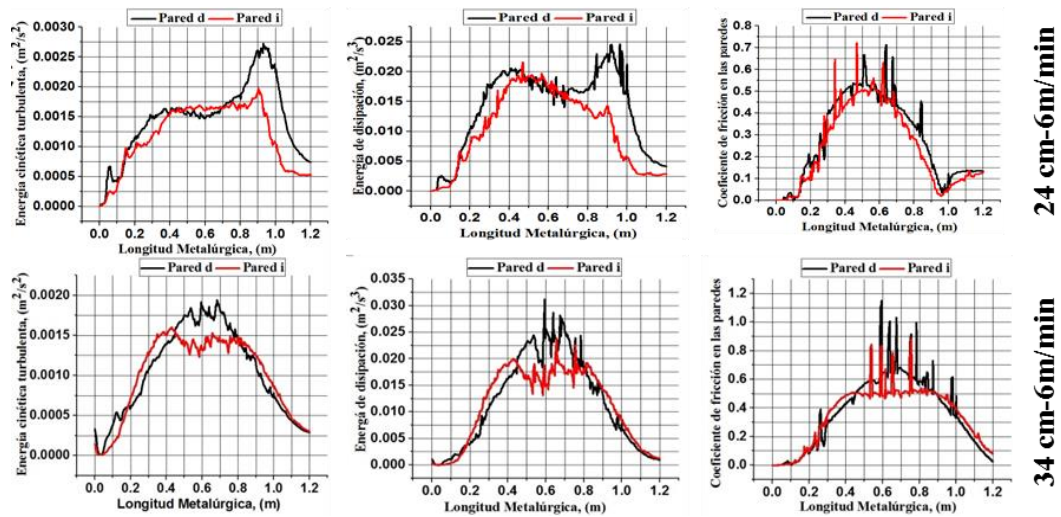
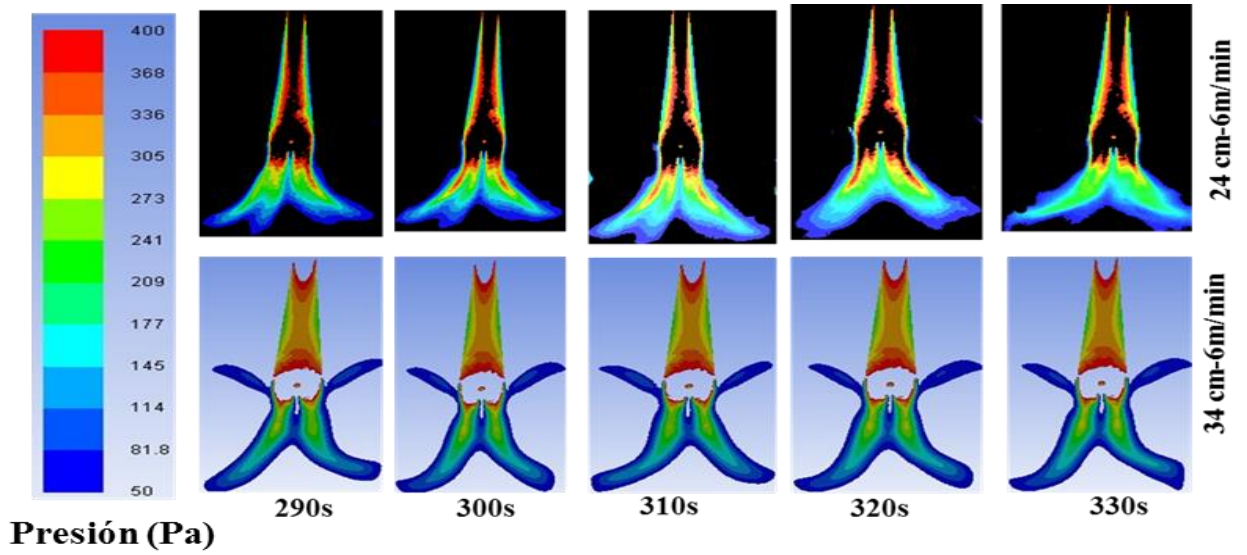
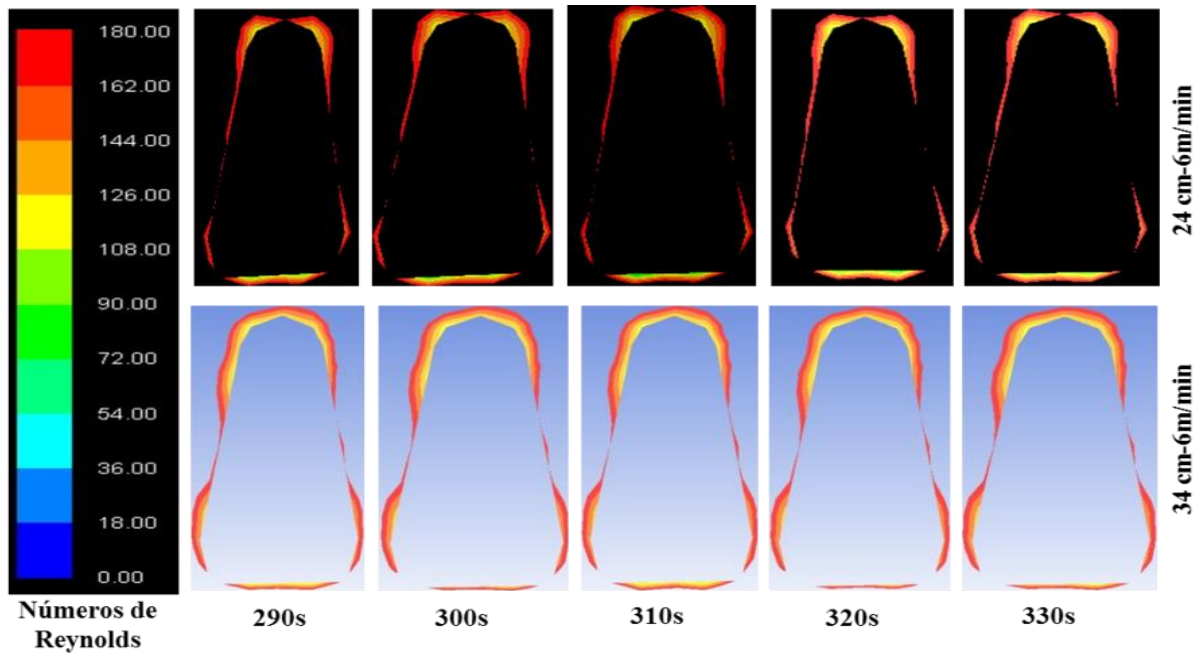


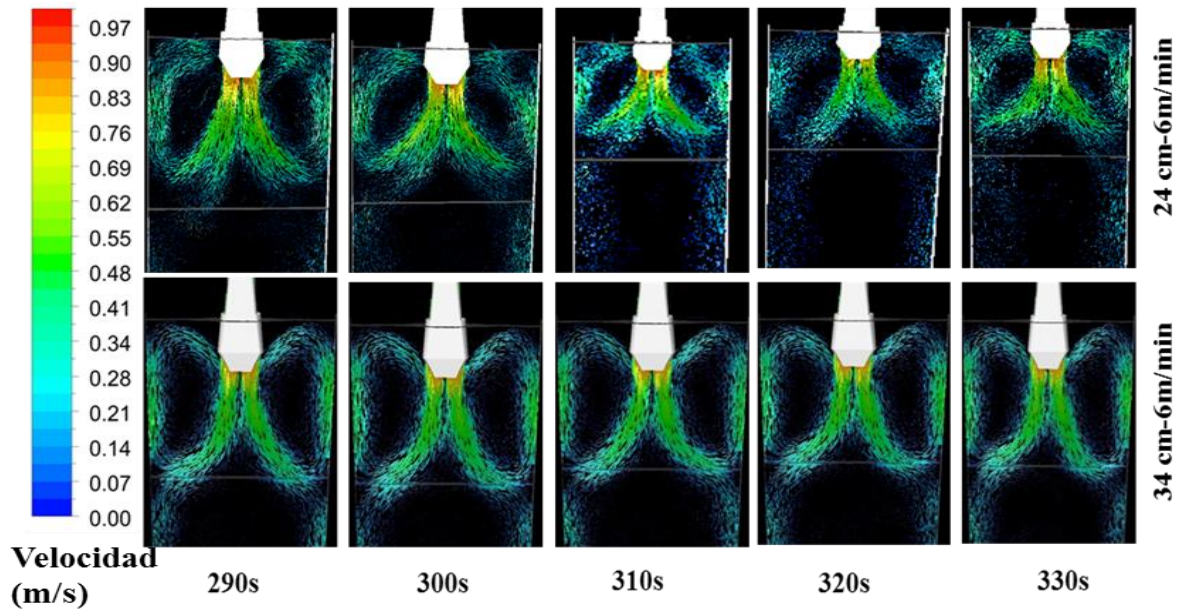
Figura 4.50 Energía disipada, energía cinética turbulenta y el coeficiente de fricción en las paredes del molde a 24 y 34 cm de inmersión a 6 m/min de velocidad de inmersión SENIII.



**Figura 4.51** Contornos de presión dinámica (Pa) en el plano simétrico central de la buza a diferentes tiempos y a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII.

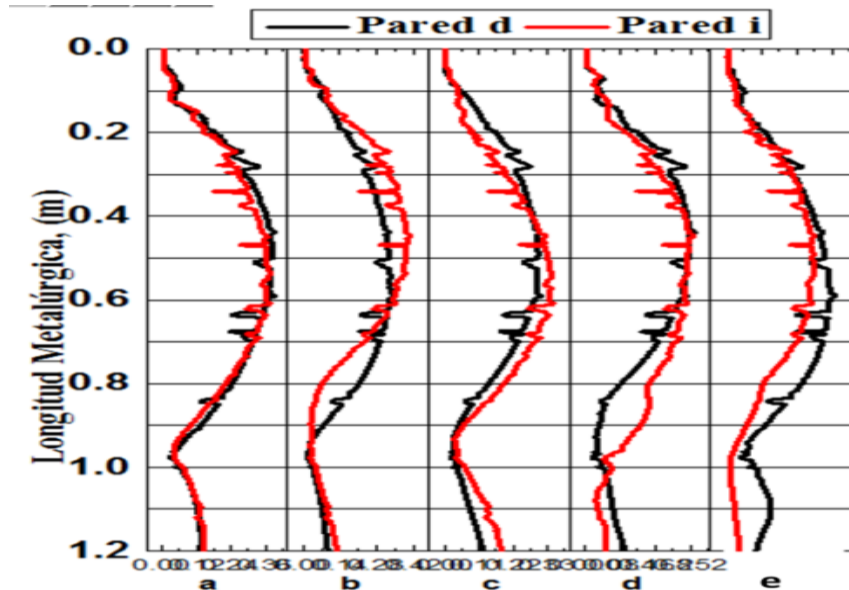


**Figura. 4.52** Número de Reynolds turbulento el plano simétrico central de la punta de división de los puertos de división de la SEN III a 6 m/min y 22 y 34 cm de inmersión.

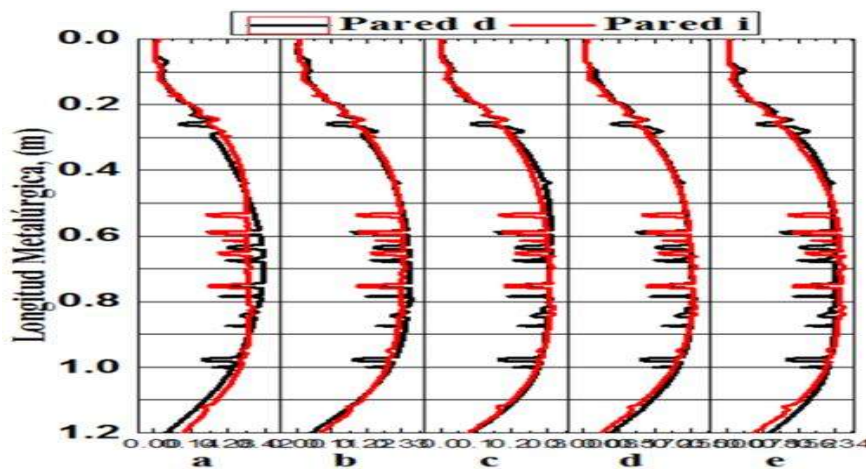


**Figura 4.53** Contornos de vectores de velocidad en el plano simétrico de la buza a 24 y 34 cm de inmersión y 6 m/min de velocidad de colada SENIII.

Al finalizar el análisis de las dos modificaciones SEN II y SEN III, es necesario comparar estas dos. En cuanto a la SEN II, se puede apreciar claramente que los chorros de recirculación se mantienen paralelos a la superficie y tienen poca succión hacia en seno del molde además de que tienen una alta velocidad en esta zona, lo que provoca una deformación de la interfase y luego su rotura, independientemente de la velocidad de colada y de la profundidad de inmersión. Este comportamiento se mantiene, pero a menor intensidad a 24 cm de inmersión para la SEN III y a 34 cm de inmersión los chorros guardan su simetría y se elimina por completo las oscilaciones. A pesar de que a 24 cm de inmersión para la SEN III se presenta una alta velocidad en la interfase, se tiene una buena penetración de los chorros en el interior del molde y una mejor alimentación del menisco además de que los flujos se vuelven simétricos a mayores velocidades de colada.



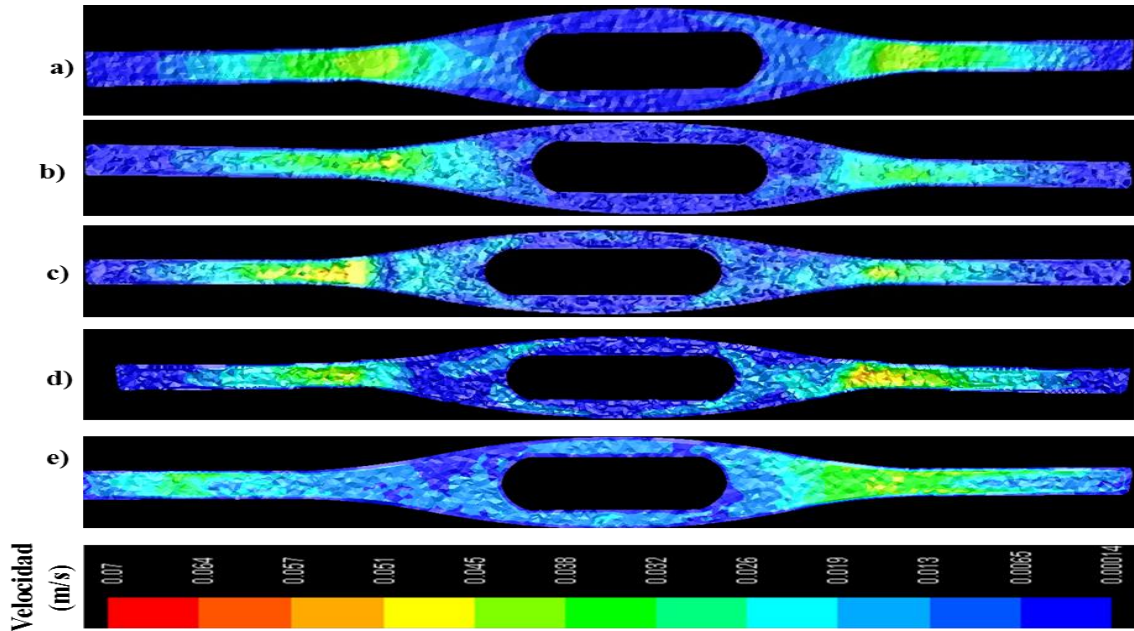
**Figura 4.54** velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII, 24 cm de inmersión. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min e) 6 m/min.



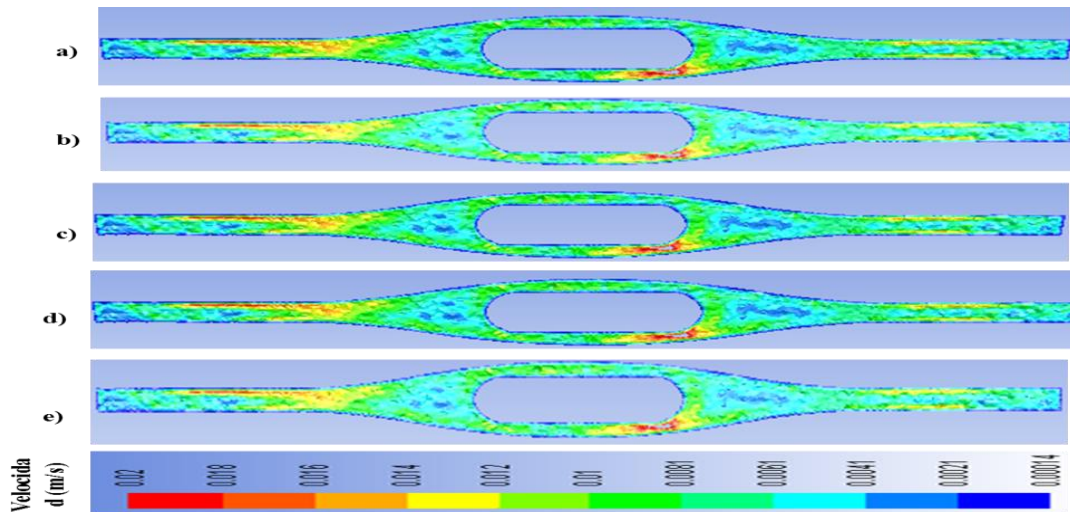
**Figura. 4.55** velocidad a lo largo de las líneas trazadas cerca de las paredes del molde a diferentes velocidades de colada SENII, 34 cm de inmersión. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min e) 6 m/min.

Las Figs. 4.56 y 4.57 muestran una vista superior de los contornos de velocidades en el plano localizado en el nivel del baño a velocidades de colada, a 24 y 34 cm de inmersión de la buza y a 330 s. Como se puede observar, en ambas profundidades de inmersión, hay una alimentación homogénea del menisco. No obstante, a 34 cm de inmersión se tiene una menor velocidad en el flujo paralelo a la superficie que para 24 cm de inmersión, esto es debido a la

succión de fluido por la alta velocidad de fluido de alimentación. A pesar de la baja velocidad que se observa a 34 cm de inmersión, se puede ver que, a esta profundidad se tiene una excelente simetría del flujo en ambos puertos de descarga de la buza.



**Figura 4.56** Contorno de velocidad al nivel del baño a 24 cm de inmersión y 330 s tiempo real SEN III. 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min.



**Figura 4.57** Contorno de velocidad al nivel del baño a 34 cm de inmersión y a 330 s tiempo real SEN III. a) 4 m/min, b) 4.5 m/min, c) 5 m/min, d) 5.5 m/min, e) 6 m/min.

**Tabla 4.4** Resumen de la SEN III a 24 cm de profundidad de inmersión

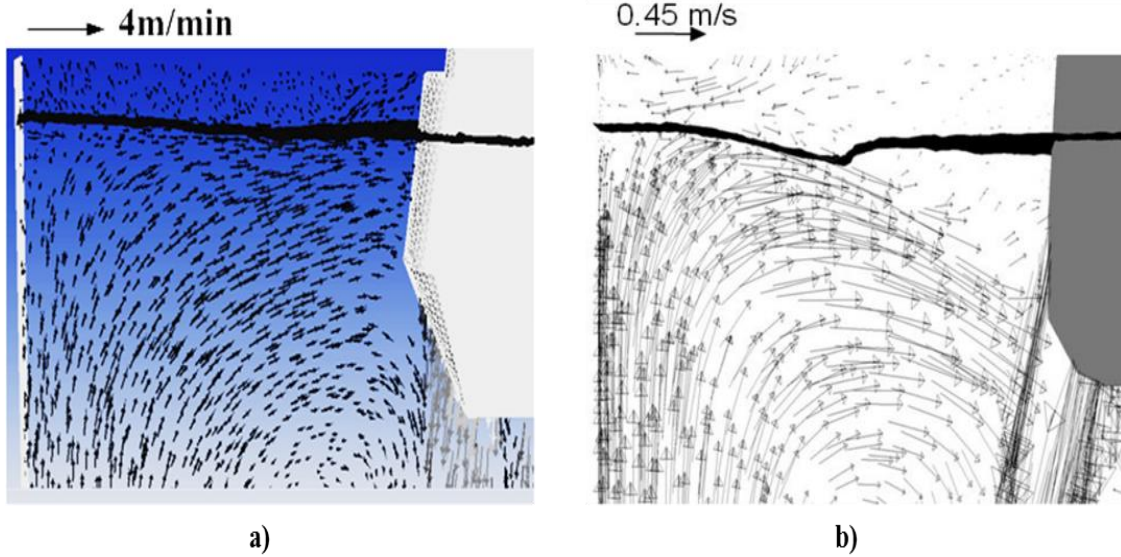
<b>SEN III</b>							
Profundidad de inmersión 24 (cm)		Velocidades de colada (m/min)					Conclusión
		4	4.5	5	5.5	6	
Perfil de velocidad del chorro	derecho	baja	energética	energética	energética	moderada	Los chorros son simétricos
	izquierdo	energético	moderada	energética	moderada	moderada	
Velocidad en las paredes	derecha	baja	moderada	Alta con poca penetración	moderada	baja	
	izquierda	baja	moderada	Alta con poca penetración	moderada	baja	
Velocidad en la interface		moderada	Media alta	moderada	moderada	Moderada	
Vectores de velocidad	derecho	energético	energético	moderado	moderado	moderado	
	izquierdo	energética	energético	moderado	moderado	moderado	
Energía cinética turbulento ( $m^2/s^2$ )	derecha	alta	alta	moderada	moderada	moderada	Energía cinética moderada
	izquierda	moderada	moderada	moderada	alta	moderada	
Velocidad de disipación de la energía cinética ( $m^2/s^3$ )	derecha	alta	alta	moderada	moderada	moderada	Baja disipación de la energía en las paredes
	izquierda	moderada	moderada	moderada	alta	moderada	
Presión dinámica en las paredes (Pa)		baja	baja	baja	baja	baja	Baja en general, pero con un ligero incremento a medida que se incrementa la velocidad
Presión dinámica en el centro de la buza (Pa)		baja	baja	moderada	alta	altísima	
Números de Reynolds turbulento		bajos	bajos	bajos	moderados	bajos	bajos

**Tabla 4.5** Resumen de la SEN III a 34 cm de profundidad de inmersión

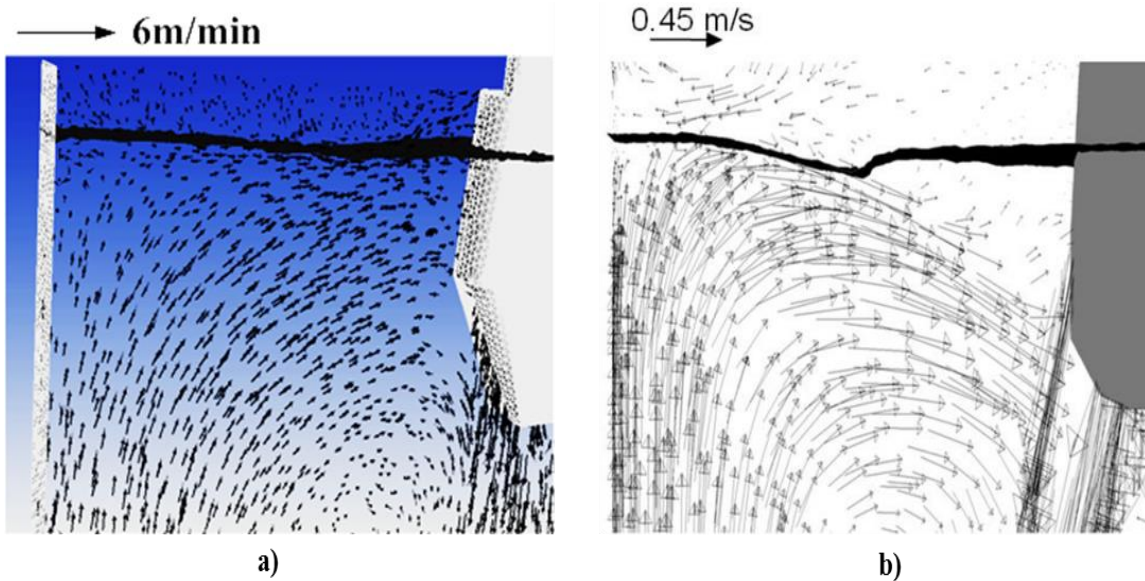
<b>SEN III</b>							
Profundidad de inmersión 34 (cm)		Velocidades de colada (m/min)					Conclusión
		4	4.5	5	5.5	6	
Perfil de velocidad del chorro	derecho	baja	baja	baja	moderada	moderada	Los chorros son simétricos y sin oscilaciones
	izquierdo	baja	baja	baja	moderada	moderada	
Velocidad en las paredes	derecha	baja	baja	moderada	moderada	baja	
	izquierda	baja	baja	moderada	moderada	baja	
Velocidad en la interface		moderada	moderada	moderada	moderada	Moderada	
Vectores de velocidad	derecho	moderado	moderado	moderado	moderado	moderado	
	izquierdo	moderado	moderado	moderado	moderado	moderado	
Energía cinética turbulento ( $m^2/s^2$ )	derecha	moderada	baja	moderada	moderada	moderada	Baja Energía cinética turbulenta
	izquierda	moderada	baja	moderada	moderada	moderada	
Velocidad de disipación de la energía cinética ( $m^2/s^3$ )	derecha	moderada	moderada	moderada	moderada	moderada	Baja disipación de la energía en las paredes
	izquierda	moderada	baja	moderada	moderada	moderada	
Presión dinámica en las paredes (Pa)		baja	baja	baja	baja	baja	Baja en general, pero con un ligero incremento a medida que se incrementa la velocidad
Presión dinámica en el centro de la buza (Pa)		baja	baja	Moderada	alta	altísima	
Números de Reynolds turbulento		bajos	bajos	bajos	moderados	altos	bajos

### ***4.3 Análisis de los resultados de la interfase agua-aire***

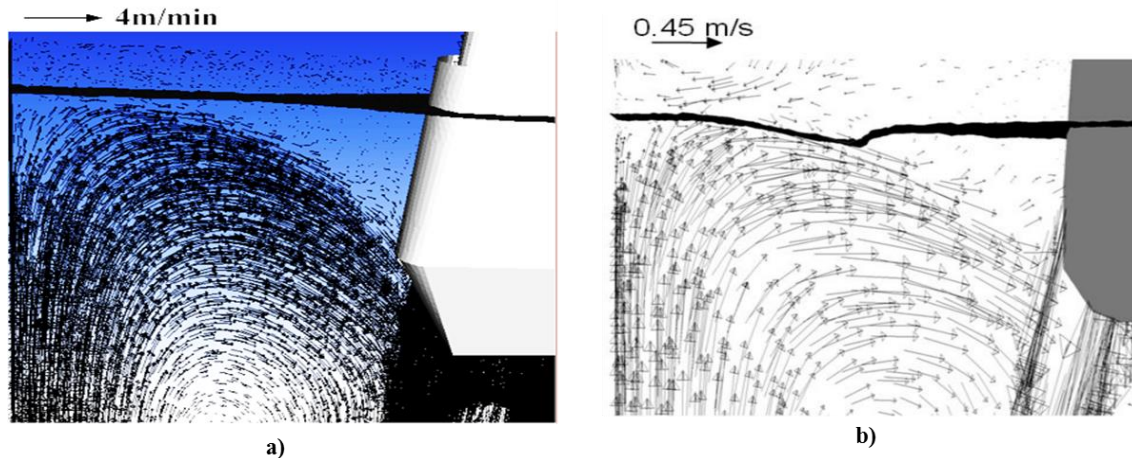
Las Figs. 4.58, 4.59, 4.60 y 4.61 muestran una vista de la forma de la interface agua-aire a las velocidades mínimas y máximas de la colada del planchón delgado de acero, es decir, a 4 m/min y a 6 m/min y la posición superficial de la SEN III. Las mismas se comparan con la imagen obtenida por E. T Alonso[15] a 7 m/min de velocidad de colada. Las imágenes se componen de una imagen espejo, con el eje de la buza como plano de simetría, con los campos de vectores de velocidad y la superficie libre del molde tipo embudo obtenida durante la simulación matemática. Ellas corresponden a la esquina izquierda del molde y presentan las mismas características cualitativas de un flujo de recirculación con una alta velocidad a 24 cm de inmersión y a ambas velocidades de colada, a diferencia de 34 cm de inmersión donde se tiene una velocidad moderada, sin fuertes gradientes. Las cantidades y magnitudes de vectores en la zona de baja velocidad en las esquinas del molde a 24 cm de inmersión son similares. En ambas profundidades de inmersión y a todas las velocidades de inmersión no se observa una deformación de la interfase agua-aire, por el contrario, hay estabilidad en la interfase agua-aire, lo que no asegura que existe una poca posibilidad de rotura del mismo y, por lo tanto, poca posibilidad de arrastre de escoria en el seno del metal líquido de esa manera se evita además la reoxidación del acero. Comparando las dos buzas utilizadas por los autores se puede apreciar claramente que la buza usada por Torres Alonso presenta una deformación considerable de la interfase agua-aire debido al retro flujo formado en la parte superior del molde. El mismo que puede provocar una rotura de la interfase, y, por consiguiente, las desventajas que conlleva. Con lo antes mencionado se puede afirmar que la buza propuesta SEN III presenta mejores resultados que la propuesta por el autor[40].



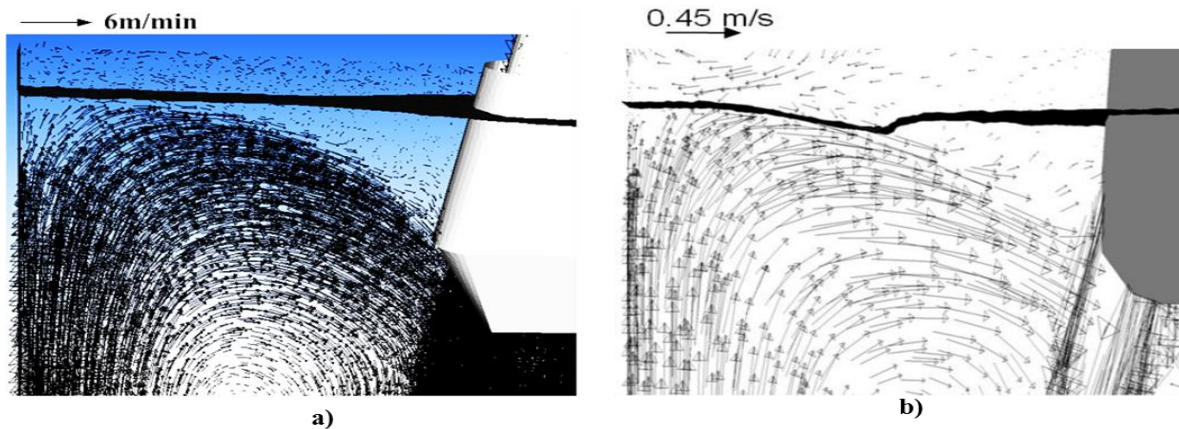
**Figura 4.58** Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 4 m/min 24cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[15].



**Figura 4.59** Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 6 m/min y 24cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[15].



**Figura 4.60** Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 4 m/min y 34cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[15].



**Figura. 4.61** Deformación de la interfase agua-aire a una velocidad de 6 m/min y 34cm de inmersión en la posición superficial de la SEN III. a) Modificación SEN III de la simulación matemática, b) Resultado de la simulación matemática a 7 m/min de D. Morales[15].

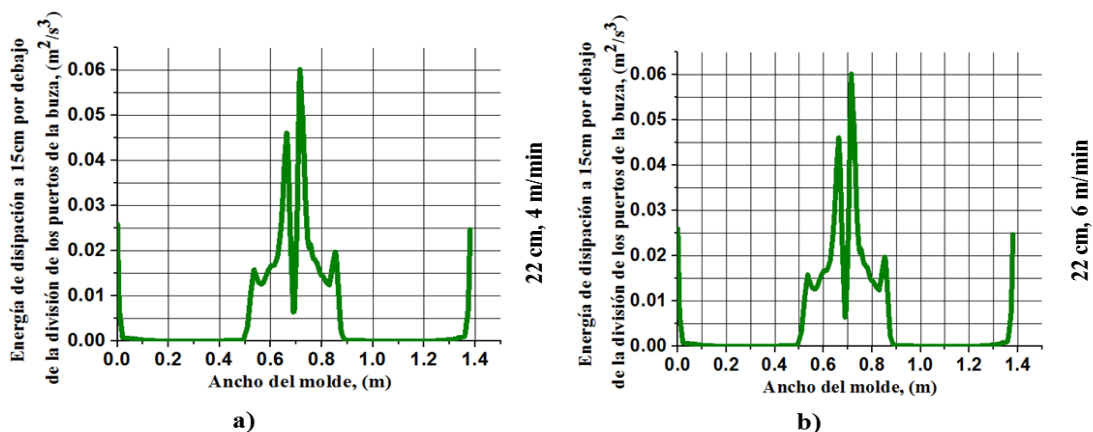
#### ***4.4 Análisis de los resultados de la energía de disipación a 15 cm por debajo de la puerta de división de los puertos.***

Los valores de la disipación de energía cinética turbulenta para las velocidades de coladas de 4 y 6 m/min y profundidades de inmersión de 22, 24 y 34 cm, fueron obtenidos a 300s de simulación en tiempo real y a partir de los datos recopilados mediante la simulación matemática a lo largo de una línea recta trazada a 15 cm por debajo de la división de los puertos de cada buza. Dicha línea

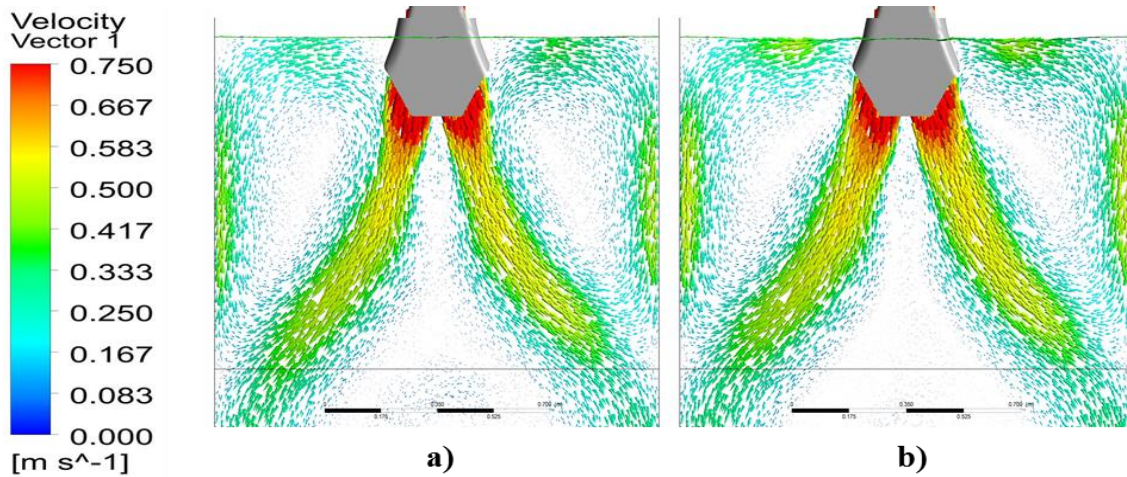
tiene su origen desde la cara estrecha izquierda hasta la cara estrecha derecha del molde con una longitud de 1.38 m.

La disipación de energía cinética turbulenta mostrada en las Figs. 4.62, 4.63, 4.65 y 4.66, muestra una curva formada por cuatro picos, dos primarios relacionados con los límites superiores de los chorros de recirculación antes de ser arrastrado por el flujo de alimentación de alta velocidad, y dos picos secundarios que corresponden justo el punto de impacto de los chorros de recirculación a la cara estrecha del molde.

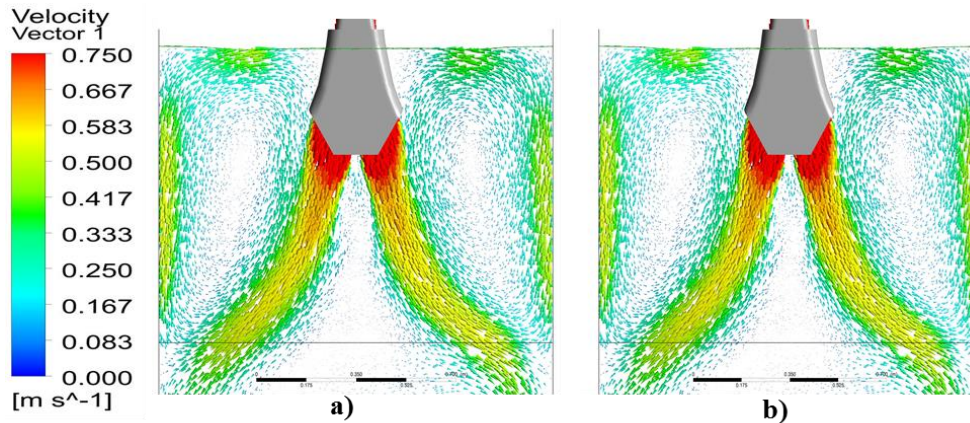
Al impactarse los chorros en el centro de la buza, se forma un pico inferior, el cual corresponde a la disipación de energía cinética turbulenta producida por en el impacto de los chorros de los diferentes puertos de la buza. Como se puede apreciar, para la SEN I Fig. 4.61, no existe variaciones al variar la velocidad de colada del acero, no obstante, la baja disipación de la energía muestra que existe un poco choque de los flujos, eso se comprueba con los vectores de velocidad a 22 y 34 cm de inmersión Figs. 4.63 y 4.64, los mismos nos indican que los chorros están muy separados. Esta separación puede traer consigo la segregación central, decir, la no uniformidad de la composición química del planchón, puesto que, al iniciarse la solidificación del planchón delgado, los compuestos no metálicos tienden a abandonar la costra recién solidificada y ascender hacia la superficie del baño líquido por lo que donde hay una baja velocidad o baja disipación de energía se acumulan los mismos creando de esta manera inclusiones no metálicas en el producto final.



**Figura 4.62** Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la buza modificada I (SEN I). a) 22 cm, 4 m/min; b) 22 cm, 6 m/min.



**Figura 4.63** Vectores de velocidades de la SEN I: a) 4 m/min y 22 cm de inmersión, b) 6 m/min y 22 cm de inmersión.



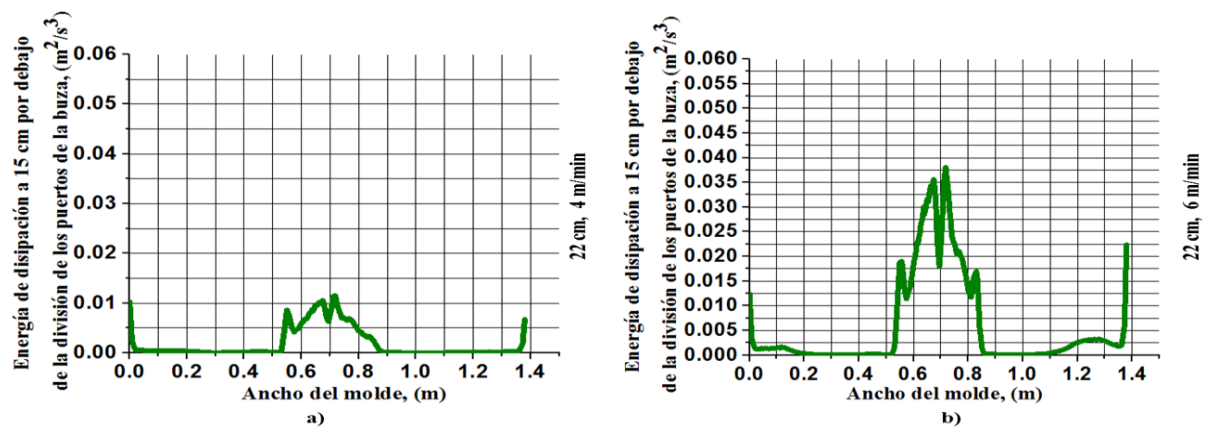
**Figura 4.64** Vectores de velocidades de la SEN I: a) 4 m/min y 34 cm de inmersión, b) 6 m/min y 34 cm de inmersión.

En las Figs. 4.65, 4.67 y 4.68, se muestran el mismo comportamiento observado en la Fig. 4.62, los cuatro picos coinciden con lo descrito anteriormente, sin embargo, al comparar las magnitudes de la disipación de la energía cinética turbulento, se ve claramente que para la SEN II, a 22 y 34 cm de inmersión y a 4 m/min se tiene una disminución de la energía lo que nos indica que los chorros de la SEN II están más separados que la SEN I, lo que implica que la SEN II favorece más la segregación central que la SEN I a esta velocidad de colada. A las mismas profundidades de inmersión, pero a 6 m/min de velocidad de colada, se tiene un comportamiento diferente al mencionado anteriormente, eso quiere decir que los chorros están más pegados que en la SEN I, puesto que la disipación de energía en el centro del molde donde los dos chorros de

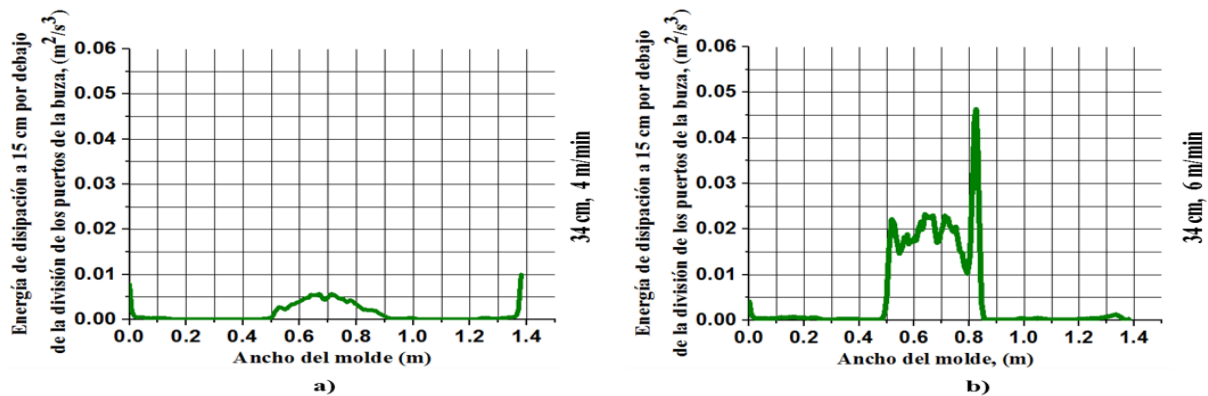
los diferentes puertos se colisionan se incrementa en magnitud, eso se refleja en las Figs. 4.63, 4.65 y 4.66 a 6 m/min y 22, 24 y 34 cm de inmersión de la buza.

La colisión de los chorros a esta velocidad de colada y a esas profundidades de inmersión produce la eliminación de la segregación central, por lo tanto, reduce la posibilidad de estancamiento de las inclusiones no metálicas, lo que favorecerá sus ascensos y traerá como consecuencia la producción de un acero más homogéneo más limpio.

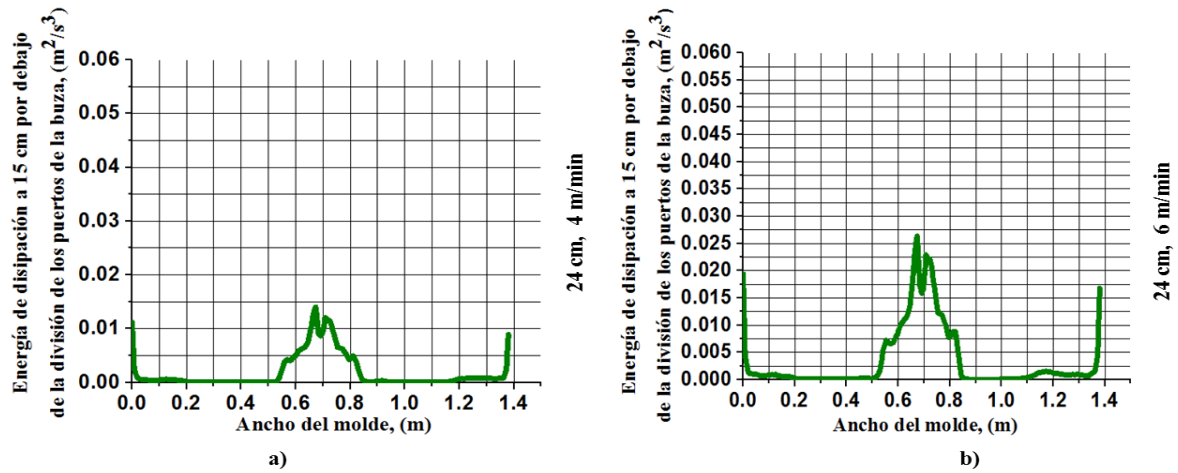
Para la Fig. 4.66 se tiene un comportamiento completamente diferente puesto que se presentan varios picos a 6 m/min, pero a 0.7 m de ancho de buza se tiene una mayor disipación de energía que la encontrada en las SENs I y III. A 22 cm y 4 m/min el comportamiento es idéntico que en las mismas SENs y a la misma velocidad de colada del acero.



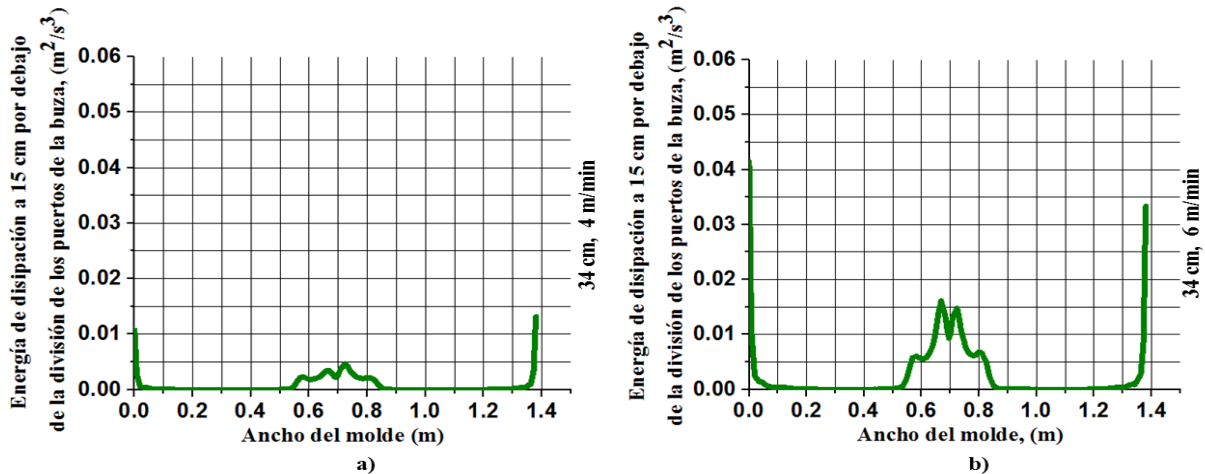
**Figura 4.65** Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN II). a) 22cm, 4 m/min; b) 22 cm, 6 m/min.



**Figura 4.66** Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN II). a) 34 cm, 4 m/min; b) 34 cm, 6 m/min.



**Figura 4.67** Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN III). a) 24 cm, 4 m/min; b) 24 cm, 6 m/min.

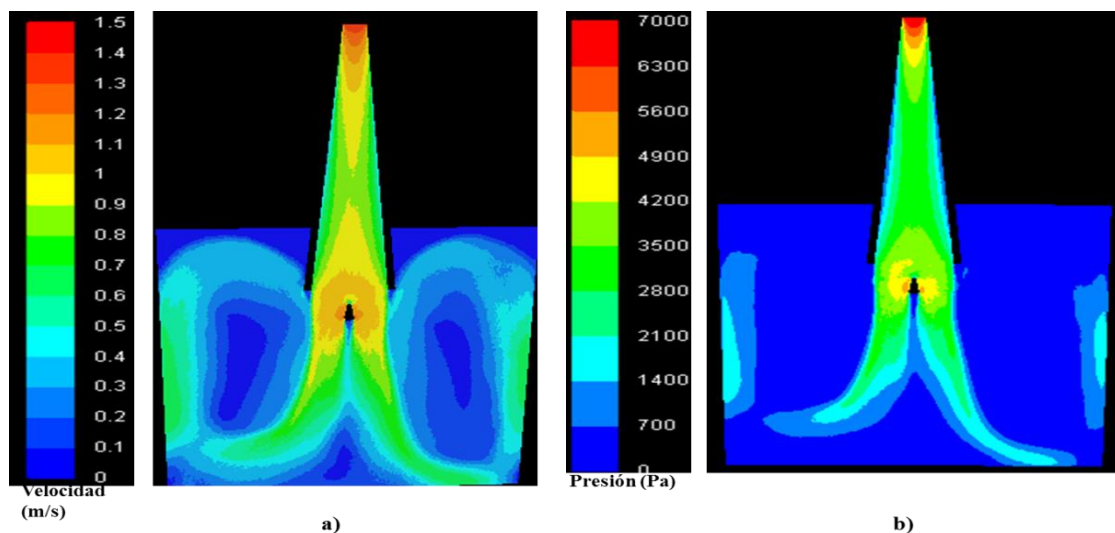


**Figura 4.68** Graficas de la disipación de energía cinética turbulenta a 15 cm por debajo de la división de los puertos de la (SEN III). a) 34 cm, 4 m/min; b) 34 cm, 6 m/min.

#### 4.5 Análisis de los resultados de la simulación anisotérmica

La Fig. 4.69 muestra los contornos de velocidades y de presión dinámica sobre el plano vertical de la cara ancha del molde de planchón delgado. Los mismos corresponden al patrón de flujo generado en el interior del molde para 6 m/min de velocidad de colada y 34 cm de inmersión de la buza a 300 segundos de simulación en tiempo real. Los mismos se obtuvieron después de simular el sistema bifásico (acero-aire) y luego en sistema trifásico (acero-escoria-aire).

Como se puede apreciar a primera vista, se tiene un patrón de flujo simétrico que presenta dos chorros de descargas en los puertos de la buza con dos flujos de recirculación ascendientes prácticamente idénticas en cada uno de los lados del molde Fig. 4.69 a, tales como se obtuvo en los contornos de velocidad de la SEN III. Los contornos de presión dinámica en la buza mantienen el mismo comportamiento obtenido en la SEN III a 4, 4.5 y 5 m/min con una disminución de la misma en las paredes de la buza, y un ligero incremento en el centro de la misma Fig. 4.69 b.

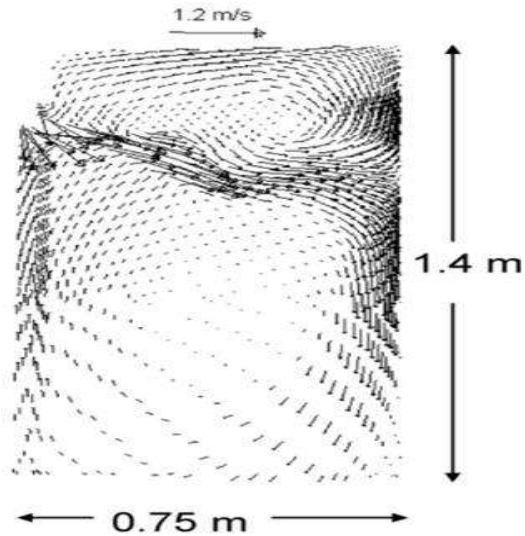


**Figura 4.69** Gráficas de los resultados de la simulación anisotérmica: a) contorno de velocidad a 300 s y 6 m/min, b) contorno de presión dinámica a 300 s y 6 m/min.

#### ***4.6 Discusión y validación de los resultados.***

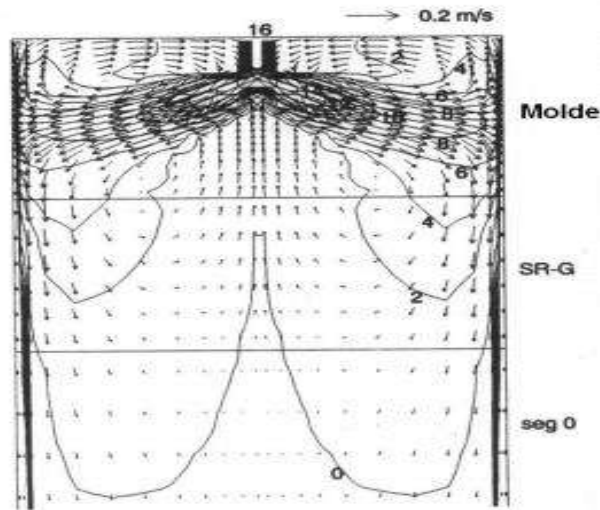
En el presente capítulo se discutirá con más detalle los resultados obtenidos y mostrados en el capítulo anterior, tomando siempre como base los resultados obtenidos por otros investigadores, relacionados con el tema que aquí se ha tratado. A su vez, éstos servirán para la validación de los resultados nuestros en el caso que sean similares a los publicados por los investigadores. Eso nos ayudará a identificar los mejores resultados obtenidos durante esta investigación y por consiguiente la aportación científica de la misma.

El análisis de flujo de fluido en el molde de planchón llevado a cabo por investigadores tales como SHAMSI [47] tuvo como resultado la presencia de una recirculación superior intensa, la misma fue atribuida a la cercanía de los puertos de la buza de la superficie libre Figs. 4.68.



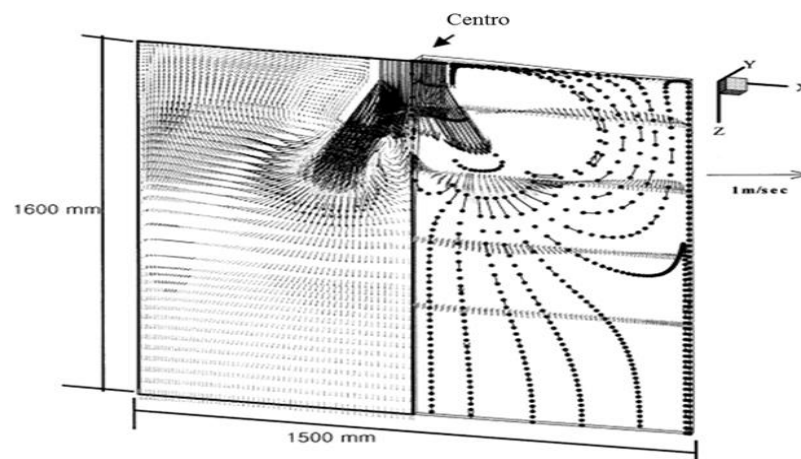
**Figura 4.70** Contorno de vectores de velocidad de flujo en el plano central XY a velocidad de colada de 1,6 m / min obtenido por SHAMSI[47].

Por otro lado, Gupta [6, 7] y colaboradores encontraron que los chorros de alimentación y el patrón de flujo que desarrolla debajo de la buza oscilan de no asimétrica con una frecuencia promedio de 0.04 Hz a la velocidad de colada de 1.32 m/min. Ellos atribuyen esta asimetría de los chorros al flujo de alimentación que gira sobre su propio eje a su interacción con la cara ancha del molde, como se puede apreciar en la Fig. 4.69. Los chorros muestran un patrón coherente pero no giran alrededor de su eje, eso se puede afirmar, ya que, se ha encontrado que los chorros de la descarga de los puertos de la buza presentan una excelente simetría y no existe un giro del chorro de alimentación en su propio eje como se vio en el análisis de los resultados de la SEN III, puesto que al modificar la geometría interna de la buza, se modifica por completo el patrón de flujo de fluido en el molde de planchón delgado.



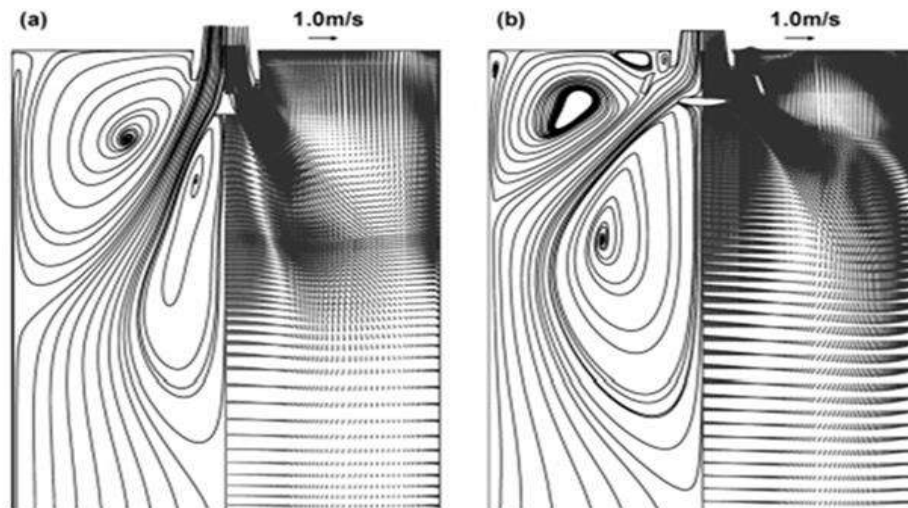
**Figura 4.71** Contorno de vectores de velocidad y distribución de temperatura obtenidos por Gupta y colaboradores en un molde de planchón a 1.3 m/min de velocidad de colada.

Lo comentado se confirma con los resultados obtenidos por NAM y colaboradores[18] Fig. 4.70 que confirman que no hay recirculación superiores en el molde de planchón delgado tipo embudo, sino que hay flujos ascendientes dominantes y flujos de recirculación adicional por debajo de la SEN. De aquí podemos confirmar la excelencia de los resultados de este trabajo, puesto que, al utilizar las geometrías adecuada como NAM hemos logrado eliminar con el diseño de la geometría interna de la buza, los flujos de recirculación adicionales que se presentan por debajo de la SEN.



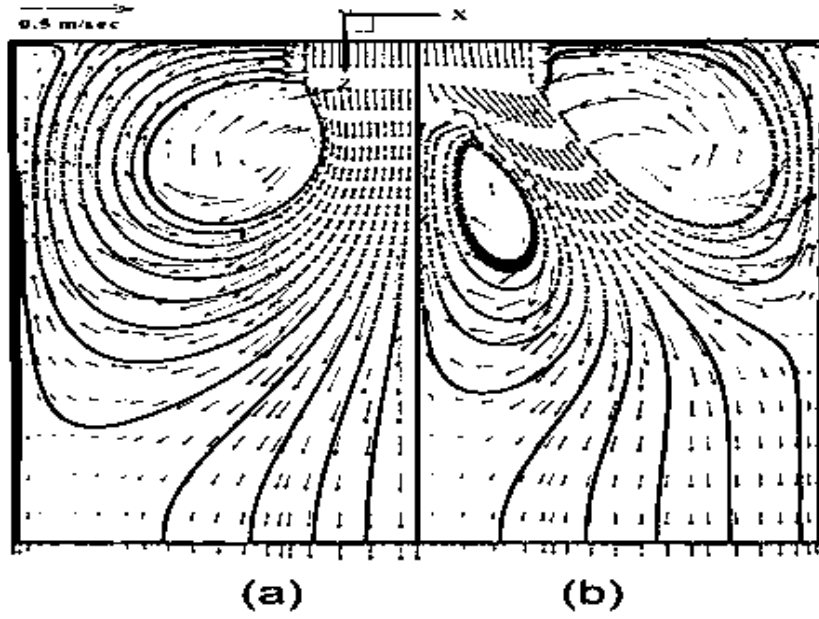
**Figura 4.72** Perfil de velocidad en el plano de simetría (izquierda) y el trazo de corriente (derecho) obtenidos por NAM y colaboradores al usar un molde de planchón delgado tipo embudo.

Otros autores como Liu y colaboradores[21], también encontraron la recirculación adicional del chorro por debajo de la buza, Fig. 4.73, al usar el molde de planchón delgado tipo embudo en el proceso de producción compacta de láminas.



**Figura 4.73** Patrón de flujo en la cara ancha del molde, plano central en: a) molde CSP; b) molde FTSC[19].

Yoon y colaboradores[18] al utilizar una buza recta para el molde de planchón delgado tipo paralelo encontraron que esta SEN crea líneas de corriente de dos recirculaciones en cada mitad del molde similar a la del molde en forma de embudo con una SEN bifurcada con una inclinación de  $60^\circ$ , la cual produce un menisco estable con una velocidad superficial baja. Confirmaron que el diseño de los puertos de la buza afecta directamente los perfiles de velocidad en el menisco, transferencia de calor y en consecuencia el proceso de solidificación. Al analizar estos resultados se ve claramente que con esta geometría de la SEN bifurcada no se logró eliminar el flujo de recirculación que se forma por debajo de la SEN, Fig. 4.74, y a pesar de la cercanía de los puertos de la buza a la superficie, no se presentan recirculación superficial, ni flujo que giran alrededor del eje de la buza. Sus resultados vienen como apoyo a este trabajo de investigación, ya que confirman el impacto de la geometría de la buza sobre la dinámica del fluido en el molde de planchón delgado. El mismo que dio origen a este trabajo.



**Figura 4.74** Comparación de patrones de flujo con diferentes tipos de buzas usada por Yoon y colaboradores en su investigación: (a) SEN recta, (b) SEN bifurcada[19].

## CAPÍTULO V

### CONCLUSIONES GENERALES

Luego de analizar los resultados numéricos proporcionados al simular el modelo matemáticos, se pudo establecer las siguientes conclusiones:

1. Las oscilaciones de los chorros se observan ligeramente a una profundidad de inmersión de 22 cm para velocidades de colada de 4, 4.5 y 5 m/min mientras que para 5.5 y 6 m/min estos tienden a ser simétricos para ambas buzas, SEN II Y SEN III.
2. A 34 cm de inmersión de la buza los chorros mantienen una buena simetría, eliminando de esta manera cualquier problema operacional y de calidad del acero colado para ambas buzas, SEN II y SEN III.
3. Para la modificación SEN II se observan pocas oscilaciones de los chorros a 24 cm de inmersión y a todas las velocidades de colada. Mientras que para 34cm de inmersión los chorros mantienen una excelente simetría.
4. A medida que se incrementa la velocidad de colada y la profundidad de la buza, se mantienen estable los chorros de descarga de las buzas.
5. La modificación dos ayudó a la eliminación de la distorsión dinámica y las oscilaciones de los chorros producidas a altas velocidades de colada, además de la formación de vórtices y las ondas en la interfase metal-escoria.

## **RECOMENDACIONES**

Al finalizar la presente investigación y en base a la experiencia adquirida durante la realización del mismo, se recomienda realizar algunos estudios complementarios como:

1. Usar la modificación 2 (SEN III) para su aplicación en la industria y para estudios posteriores.
2. Estudiar el efecto de un nuevo ancho de molde de planchón delgado para la buza propuesta.
3. Llevar a cabo la simulación de cambio de fase para analizar el perfil de temperatura y su impacto sobre la costra de acero recién solidificada.

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] THOMAS B G, ZHANG L. Mathematical modeling of fluid flow in continuous casting. *ISIJ international*. 41(10), 1181-1193, 2001.
- [2] OCONNOR T G, DANTZIG J A. Modeling the thin-slab continuous-casting mold. *Metallurgical and materials transactions b*. 25(3), 443-457, 1994.
- [3] EL-ANWAR M, MEGAHED G, BEDEWY M, EL-SHERBINY M, CHAZLY N. Some Design Aspects On Submerged Entry Nozzle In Thin Slab Casting Process. .
- [4] MORALES R D, TANG Y, NITZL G, EGLSÄEER C, HACKL G. Design of a submerged entry nozzle for thin slab molds operating at high casting speeds. *ISIJ international*. 52(9), 1607-1615, 2012.
- [6] GUPTA D, LAHIRI A. Water-modeling study of the surface disturbances in continuous slab caster. *Metallurgical and materials transactions b*. 25(2), 227-233, 1994.
- [7] GUPTA D, LAHIRI A. A water model study of the flow asymmetry inside a continuous slab casting mold. *Metallurgical and materials transactions b*. 27(5), 757-764, 1996.
- [8] ODENTHAL H-J, PFEIFER H, LEMANOWICZ I, GORISSEN R. Simulation of the submerged energy nozzle-mold water model system using laser-optical and computational fluid dynamics methods. *Metallurgical and materials transactions b*. 33(2), 163-172, 2002.
- [9] MORALES R, PALAFOX-RAMOS J, GARCIA-DEMEDICES L, SANCHEZ-PEREZ R. A DPIV study of liquid steel flow in a wide thin slab caster using four ports submerged entry nozzles. *ISIJ international*. 44(8), 1384-1392, 2004.
- [10] GUTIERREZ-MONTIEL Y S, MORALES R D. Control of meniscus stability in medium thickness-straight walls slab mould. *ISIJ international*. 53(2), 230-239, 2013.
- [11] KUNSTREICH S, DAUBY P H. Effect of liquid steel flow pattern on slab quality and the need for dynamic electromagnetic control in the mould. *Ironmaking & Steelmaking*. 32(1), 80-86, 2005.
- [12] SINGH V, DASH S, SUNITHA J, AJMANI S, DAS A. Experimental simulation and mathematical modeling of air bubble movement in slab caster mold. *ISIJ international*. 46(2), 210-218, 2006.
- [13] SANCHEZ-PEREZ R, GARCÍA-DEMEDICES L, RAMOS J P, DIAZ-CRUZ M, MORALES R. Dynamics of coupled and uncoupled two-phase flows in a slab mold. *Metallurgical and materials transactions b*. 35(1), 85-99, 2004.

- [14] QIAN Z-D, WU Y-L. Large eddy simulation of turbulent flow with the effects of DC magnetic field and vortex brake application in continuous casting. *ISIJ international*. 44(1), 100-107, 2004.
- [16] LI B, TSUKIHASHI F. Effects of electromagnetic brake on vortex flows in thin slab continuous casting mold. *ISIJ international*. 46(12), 1833-1838, 2006.
- [17] ARCOS-GUTIERREZ H, BARRERA-CARDIEL G, BARRETO J D J, GARCIA-HERNANDEZ S. Numerical Study of Internal SEN Design Effects on Jet Oscillations in a Funnel Thin Slab Caster. *ISIJ international*. 54(6), 1304-1313, 2014.
- [18] NAM H, PARK H-S, YOON J. Numerical Analysis of Fluid Flow and Heat Transfer in the FunnelType Mold of a Thin Slab Caster. *ISIJ international*. 40(9), 886-892, 2000.
- [19] LIU H, YANG C, ZHANG H, ZHAI Q, GAN Y. Numerical simulation of fluid flow and thermal characteristics of thin slab in the funnel-type molds of two casters. *ISIJ international*. 51(3), 392-401, 2011.
- [20] PARK H-S, NAM H, YOON J K. Numerical analysis of fluid flow and heat transfer in the parallel type mold of a thin slab caster. *ISIJ international*. 41(9), 974-980, 2001.
- [21] LIU Z, LI B, TSUKIHASHI F. Instability and Periodicity of Asymmetrical Flow in a Funnel Thin Slab Continuous Casting Mold. *ISIJ international*. 55(4), 805-813, 2015.
- [22] ENRÍQUEZ J L, TREMPES E, DE ELÍO S, FERNÁNDEZ D. Colada del acero. Monografías sobre tecnología del acero. Parte II. 25-38, 2009.
- [23] ZHANG L, THOMAS B G. State of the art in evaluation and control of steel cleanliness. *ISIJ international*. 43(3), 271-291, 2003.
- [25] HAGHIGHI M. Continuous Casting of Steel. .
- [26] TORRES-ALONSO E, MORALES R, DEMEDICES L, NÁJERA A, PALAFOX-RAMOS J, RAMIREZ-LOPEZ P. Flow dynamics in thin slab molds driven by sustainable oscillating jets from the feeding SEN. *ISIJ international*. 47(5), 679-688, 2007.
- [27] TRAPAGA G, MATTHYS E, VALENCIA J, SZEKELY J. Fluid flow, heat transfer, and solidification of molten metal droplets impinging on substrates: comparison of numerical and experimental results. *Metallurgical Transactions B*. 23(6), 701-718, 1992.
- [28] BIRAT J-P, BLIN P, JACQUOT J, RIBOUD P, THOMAS B. Near net shape continuous casting of flat products at IRSID. *Casting of Near Net Shape Products*. 1988, 1988.
- [29] NAKANISHI K. Japanese state of the art continuous casting process. *ISIJ international*. 36(Suppl), S14-S17, 1996.
- [30] EL-ANWAR M, MEGAHEG G, BEDEWY M, EL-SHERBINY M, CHAZLY N. NEW DESIGN OF SUBMERGED ENTRY NOZZLE FOR OPTIMIZING THIN SLAB CASTING PROCESS. .

- [31] FLUENT A. Ansys fluent 12.0 tutorial guide. Ansys Inc. 2009.
- [32] GUIDE A F U s. Ansys. Inc. Release. 14(2011).
- [33] ANDERSSON B, ANDERSSON R, HÅKANSSON L, MORTENSEN M, SUDIYO R, VAN WACHEM B. Computational fluid dynamics for engineers. Cambridge University Press. 2011.
- [34] SCHIESTEL R. Modélisation et simulation des écoulements turbulents. Hermes. 1993.
- [35] ANDERSON J D, WENDT J. Computational fluid dynamics. Springer. 1995.
- [36] SODJA J. Turbulence models in CFD. University of Ljubljana. 1-18, 2007.
- [37] ROACHE P J. Computational fluid dynamics. Hermosa publishers. 1972.
- [38] LOMAX H, PULLIAM T H, ZINGG D W. Fundamentals of computational fluid dynamics. Springer Science & Business Media. 2013.
- [39] MENG Y, THOMAS B G. Heat-transfer and solidification model of continuous slab casting: CON1D. Metallurgical and materials transactions b. 34(5), 685-705, 2003.
- [40] CICUTTI C. Transferencia de calor en la colada continua de aceros. I parte. El molde. Revista de metalurgia. 33(5), 333-344, 1997.
- [41] TORRES-ALONSO E, MORALES R, GARCÍA-HERNÁNDEZ S, PALAFOX-RAMOS J. Cyclic Turbulent Instabilities in a Thin Slab Mold. Part I: Physical Model. Metallurgical and materials transactions b. 41(3), 583-597, 2010.
- [42] WANG Y, DONG A, ZHANG L. Effect of slide gate and EMBr on the transport of inclusions and bubbles in slab continuous casting strands. steel research international. 82(4), 428-439, 2011.
- [43] SZEKELY J, STANEK V. On heat transfer and liquid mixing in the continuous casting of steel. Metallurgical and materials transactions b. 1(1), 119-126, 1970.
- [44] VENKANNA B. Fundamentals of heat and mass transfer. PHI Learning Pvt. Ltd. 2010.
- [45] TURKDOGAN E T. Physicochemical properties of molten slags and glasses. Metals Society. 1983.
- [47] SHAMSI M, AJMANI S. Three dimensional turbulent fluid flow and heat transfer mathematical model for the analysis of a continuous slab caster. ISIJ international. 47(3), 433-442, 2007.