



Universidad de Oviedo

ESCUELA POLITÉCNICA DE INGENIERÍA DE GIJÓN

GRADO EN INGENIERÍA ELÉCTRICA

DEPARTAMENTO DE ENERGÍA

**ANÁLISIS MEDIANTE CFD DEL LLENADO DE UN MOLDE DE
COLADA CONTINUA DE ACERO**

D. ALONSO ARES, Jorge

TUTORES:

**D. DÍAZ TRAPIELLA, José
D. GARCÍA REGODESEVES, Pedro**

FECHA: Julio de 2024

Resumen ejecutivo

Hoy en día, el uso de herramientas de simulación numérica abre un gran abanico de posibilidades en el campo de la ingeniería. El presente TFG consiste en una primera aproximación al proceso siderúrgico de la colada continua mediante una de estas herramientas, el CFD (*Computational Fluid Dynamics*).

Este trabajo ha tenido como motivación principal la generación de conocimiento sobre el inicio de la colada continua. Para ello, la investigación se ha centrado en el estudio de los efectos fluidodinámicos del acero durante su vertido y su influencia en ciertos problemas que pueden surgir durante el proceso.

El método general de trabajo ha sido un estudio paramétrico del comportamiento del metal líquido según tres velocidades de vertido diferente, analizando su efecto en los ya citados problemas.

Ante la imposibilidad, por el momento, de la validación de los resultados numéricos con mediciones experimentales, la investigación se complementa con un estudio paramétrico adicional en función de tres mallados de simulación. Esta comparativa confirma como adecuada la discretización espacial empleada en la obtención de los resultados previos.

Índice de contenido

| | |
|---|-------------|
| Índice de contenido | IV |
| Índice de figuras | V |
| Índice de tablas | VIII |
| Nomenclatura | IX |
| 1 Introducción | 1 |
| 1.1 El acero y su importancia | 1 |
| 1.2 Interés de la investigación | 2 |
| 1.3 Alcance de la investigación | 3 |
| 1.4 Descripción del proceso y los equipos estudiados | 5 |
| 1.5 Estado del arte | 8 |
| 2 Método | 11 |
| 2.1 <i>Computational Fluid Dynamics</i> | 11 |
| 2.2 Ecuaciones de gobierno | 11 |
| 2.2.1 Ecuación General de Transporte | 12 |
| 2.2.2 Ecuación de conservación de la masa | 13 |
| 2.2.3 Ecuación de conservación de la cantidad de movimiento | 13 |
| 2.3 Métodos de cálculo | 14 |
| 2.3.1 Método de los volúmenes finitos | 14 |
| 2.3.2 Algoritmos iterativos | 16 |
| 2.3.3 Modelos de turbulencia | 17 |
| 2.3.4 Flujo bifásico. Modelo VOF | 17 |
| 2.3.5 Mallado | 19 |
| 2.3.6 Estabilidad numérica | 20 |
| 3 Aplicación al sistema estudiado | 21 |
| 3.1 Equipos empleados | 21 |
| 3.2 Geometría | 21 |
| 3.3 Parámetros generales | 24 |
| 3.4 Condiciones de contorno | 25 |
| 3.4.1 Condiciones de entrada | 25 |

| | | |
|-----------|--|-----------|
| 3.4.2 | Condiciones de salida | 26 |
| 3.4.3 | Condiciones de pared | 27 |
| 3.5 | Estrategia de mallado | 27 |
| 3.6 | Casos de estudio | 31 |
| 3.7 | Estudio de mallado | 32 |
| 4 | Resultados | 35 |
| 4.1 | Salpicaduras sobre las paredes | 35 |
| 4.2 | Captación de aire | 37 |
| 4.3 | Arrastre de la ferralla de refrigeración | 45 |
| 5 | Conclusiones | 61 |
| 6 | Trabajo futuro | 63 |
| 7 | Planificación | 64 |
| 8 | Presupuesto | 67 |
| 9 | Anexo A | |
| | Breve historia de la siderurgia | 69 |
| 10 | Anexo B | |
| | Ampliación de la ecuación de conservación de la masa | 71 |
| 11 | Anexo C | |
| | Ampliación de la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento | 73 |
| 12 | Anexo D | |
| | Algoritmo SIMPLE | 75 |
| 13 | Anexo E | |
| | Turbulencia y modelo k- ϵ | 77 |
| 14 | Anexo F | |
| | Efectos de pared y parámetro y^+ | 80 |
| 15 | Anexo G | |
| | Propiedades de los fluidos de trabajo | 82 |
| | Bibliografía | 84 |

Índice de figuras

| | | |
|------|---|----|
| 1.1 | Evolución de la producción anual de acero en bruto a lo largo del siglo XX [1]. Nótese la escala logarítmica en el eje vertical. | 2 |
| 1.2 | Equipos de un sistema de colada continua de dos líneas de producción [2]. Aunque no estén señaladas, pueden llegar a apreciarse las buzas entre la artesa y los moldes. | 7 |
| 2.1 | Mallado bidimensional con punto característico <i>A</i> en el centroide de la celda. La zona sombreada es el volumen de control. | 15 |
| 2.2 | Mallado bidimensional con punto característico <i>A</i> en el vértice de la celda. La zona sombreada es el volumen de control. | 15 |
| 3.1 | Alzado, perfil y planta acotados de la geometría. Se distingue el molde de forma paralelepípedica y, justo en el centro geométrico de su planta, la buza de forma tubular. | 23 |
| 3.2 | Región de entrada en el dominio geométrico. | 26 |
| 3.3 | Región de salida en el dominio geométrico. | 27 |
| 3.4 | Aristas de los bloques de mallado. | 28 |
| 3.5 | Descomposición en bloques de la geometría. | 28 |
| 3.6 | Detalle de la distancia <i>y</i> , tomada en el primer anillo de celdas de la entrada de la buza en <i>Caso base</i> . La distancia <i>y</i> es siempre transversal al flujo. . . . | 29 |
| 3.7 | Desarrollo del y^+ en la pared interna de la buza. | 30 |
| 3.8 | Detalle del mallado de (izquierda a derecha) <i>Variante mallado 1</i> , <i>Caso base</i> y <i>Variante mallado 2</i> | 31 |
| 3.9 | Evolución de la velocidad media en la interfase para las tres variantes de mallado con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 33 |
| 3.10 | Evolución de la velocidad media en el semiancho para las tres variantes de mallado con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 34 |
| 4.1 | Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 36 |
| 4.2 | Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 36 |
| 4.3 | Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 36 |
| 4.4 | Volumen de control usado para el factor de vacíos. | 38 |
| 4.5 | Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 39 |
| 4.6 | Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 39 |
| 4.7 | Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 40 |

| | | |
|------|--|----|
| 4.8 | Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 41 |
| 4.9 | Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 41 |
| 4.10 | Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 42 |
| 4.11 | Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 43 |
| 4.12 | Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 43 |
| 4.13 | Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 44 |
| 4.14 | Volumen de control (en azul) usado para el estudio de velocidades en el seno del fluido. En naranja la interfase correspondiente a $t = 30$ s en <i>Caso base</i> . Nótese el plano semitransparente tangente a la buza usado para delimitar el semiancho del molde. | 46 |
| 4.15 | Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 46 |
| 4.16 | Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 47 |
| 4.17 | Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 47 |
| 4.18 | Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 48 |
| 4.19 | Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 49 |
| 4.20 | Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 49 |
| 4.21 | Superficies de control (<i>Región 1</i> y <i>Región 2</i>) en el fondo de la buza para el monitoreo de la velocidad. | 50 |
| 4.22 | Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la <i>Región 1</i> y <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 52 |
| 4.23 | Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la <i>Región 1</i> y <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 53 |
| 4.24 | Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la <i>Región 1</i> y <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 54 |
| 4.25 | Distribución de los vectores de velocidad en el semiancho con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 55 |
| 4.26 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 1</i> con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 56 |
| 4.27 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,2$ m/s. | 57 |
| 4.28 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 1</i> con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 57 |
| 4.29 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,277$ m/s. | 58 |
| 4.30 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 1</i> con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 58 |

| | | |
|------|---|----|
| 4.31 | Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la <i>Región 2</i> con $V_{in} = 0,4$ m/s. | 59 |
| 7.1 | Estructura de descomposición del trabajo (EDT). | 64 |
| 7.2 | Diagrama de Gantt del TFG. | 66 |

Índice de tablas

| | | |
|------|---|----|
| 3.1 | Parámetros geométricos (m). | 22 |
| 3.2 | Condiciones generales. | 24 |
| 3.3 | Condiciones de contorno. Entrada. | 25 |
| 3.4 | Condiciones de contorno. Salida. | 26 |
| 3.5 | Casos de estudio. *Simulación realizada con el <i>cluster</i> de cinco ordenadores. | 32 |
| 8.1 | Desglose del presupuesto. | 67 |
| 15.1 | Propiedades físicas del agua líquida. | 82 |
| 15.2 | Propiedades físicas del aire. | 83 |

Nomenclatura

Acrónimos

C [Número de] Courant.

CFD *Computational Fluid Dynamics*, mecánica de fluidos computacional.

DNS *Direct Numerical Simulation*, simulación numérica directa.

ECTS *European Credit Transfer System*, sistema europeo de transferencia de créditos.

EDT Estructura de Descomposición del Trabajo.

EVM *Eddy Viscosity Models*, modelos de viscosidad turbulenta.

GCI *Grid Convergence Index*, índice de convergencia de la malla.

I+D+i Investigación, Desarrollo e Innovación.

L-D Linz-Donawitz, dos ciudades en Austria.

LES *Large Eddy Simulation*, simulación de vórtices grandes.

PIB Producto Interior Bruto.

PISO *Pressure Implicit with Splitting of Operators*, [ecuación] implícita de presión con división de operadores.

PLIC *Piecewise Linear Interface Calculation*, cálculo de la interfase por partes.

RAM *Random Access Memory*, memoria de acceso aleatorio.

RANS *Reynolds-averaged Navier-Stokes equations*, ecuaciones de Navier-Stokes promediadas con Reynolds.

SIMPLE *Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations*, método semi-implícito para ecuaciones de presión.

SLIC *Simple Line Interface Calculation*, cálculo de interfase mediante línea simple.

TFG Trabajo de Fin de Grado.

URANS *Unsteady RANS*, RANS transitorio.

VF *Void Factor*, factor de vacíos.

VOF *Volume of Fluid*, [método del] volumen de fluido.

Símbolos griegos

α_p, α_q Fracción volumétrica de la fase p . Fracción volumétrica de la fase q .

ε Tasa de disipación viscosa.

Γ_ϕ Coeficiente difusivo de ϕ .

μ Viscosidad dinámica.

μ_t Viscosidad turbulenta.

ν Viscosidad cinemática.

$\bar{\tau}$ Matriz de tensiones tangenciales (sobre un fluido).

ϕ Variable fluidodinámica genérica.

ρ Densidad.

ρ_p, ρ_q Densidad de la fase p . Densidad de la fase q .

σ Tensión normal.

τ Tensión tangencial.

τ_w Tensión cortante de pared.

Símbolos romanos con acento

$\dot{m}_{pq}, \dot{m}_{qp}$ Caudal másico de la fase p a la fase q . Caudal másico de la fase q a la fase p .

\bar{I} Matriz identidad.

\bar{T} Tensor de tensiones.

\vec{f}_m Fuerzas másicas (sobre un fluido).

\vec{F}_V Fuerzas volumétricas (sobre un fluido).

\vec{g} Vector gravedad.

\vec{n} Vector unitario normal a una superficie dada.

\vec{v} Vector cartesiano de la velocidad.

Símbolos romanos sencillos

A Punto característico de una celda.

| | |
|-----------------|--|
| C_f | Coefficiente de fricción. |
| k | Energía cinética turbulenta. |
| p | Presión. Símbolo genérico para una de las fases volumétricas. |
| q | Símbolo genérico para una de las fases volumétricas. |
| R | Número de Reynolds. |
| R^2 | Coefficiente de determinación del ajuste estadístico. |
| R_c | Número de Reynolds crítico. |
| S | Superficie de la pared del volumen de control. |
| S_ϕ | Creación o destrucción de ϕ . |
| S_{α_q} | Creación o destrucción de la fracción volumétrica de la fase q . |
| T | Temperatura (absoluta). |
| t | Tiempo, referido a la variable temporal. |
| U | Escalar de la velocidad del fluido. |
| u_τ | Velocidad de fricción. |
| V | Volumen de control. |
| V_p, V_q | Volumen de la fase p . Volumen de la fase q . |
| v_x, v_y, v_z | Componentes de la velocidad en los ejes cartesianos. |
| V_{in} | Velocidad de alimentación del acero. |
| V_{VC} | Valor del volumen del volumen de control. |
| x | Coordenada cartesiana, distancia a lo largo del eje X. |
| y | Coordenada cartesiana, distancia a lo largo del eje Y. |
| y^+ | Distancia adimensional a la pared. |
| z | Coordenada cartesiana, distancia a lo largo del eje Z. |

1. Introducción

1.1.- El acero y su importancia

El acero es un material clave en la sociedad actual. Es el metal más usado, con un consumo 20 veces superior a la suma de los 4 metales no ferrosos principales (aluminio, cobre, zinc y plomo) [3]. Con una producción en 2023 cercana a las 1900 millones de toneladas y 7,5 millones de empleos directos, representa un 3,8 % del PIB mundial, un 9% de las emisiones de CO₂ de combustibles fósiles, es el material más reciclado [1] y, ante todo, es el sector industrial que más energía consume [4]. Este uso masivo del acero es fácil de entender desde una perspectiva puramente física: su resistencia a la tracción y dureza Brinell muy superiores sobre los demás metales usados tradicionalmente [5] y la posibilidad de alterar sus propiedades según la cantidad de carbono presente han permitido la creación de productos de diversos perfiles y mejores propiedades mecánicas que los fabricados en madera, piedra u otros metales. Por otra parte, sus características magnetoeléctricas, su ductilidad y maleabilidad y la posibilidad de soldadura han hecho que el interés en el acero no sólo no decaiga, sino que aumente año tras año. Sin embargo, todas estas ventajas sólo cobran sentido al tener en cuenta la gran disponibilidad de materia prima (el hierro es el cuarto elemento más común en la corteza terrestre, conformando el 4,11 % de esta [2]) y, sobre todo, su barata obtención en términos económicos. La gran contrapartida de estas virtudes son las elevadas temperaturas requeridas para su obtención (alrededor de 1700 °C), lo que explica su elevado consumo energético, su compleja cadena de fabricación en serie y el lento desarrollo de la siderurgia.

En la *Figura 1.1* (tomada de Smil (2016) [4]) se ha querido mostrar la evolución de la producción de acero en el último siglo para ilustrar su importancia industrial y económica hoy en día. Es previsible que su crecimiento casi ininterrumpido se vea espolado aún más por la implantación de las energías renovables y la incorporación de los países en vías de desarrollo a las economías de consumo. Aunque no llegue a aparecer en la serie temporal, mencionar que, en el 2023, China acaparó el 54% de la producción mundial: Europa (sin Rusia) y Norteamérica únicamente produjeron el 9% y 6%, respectivamente [1].

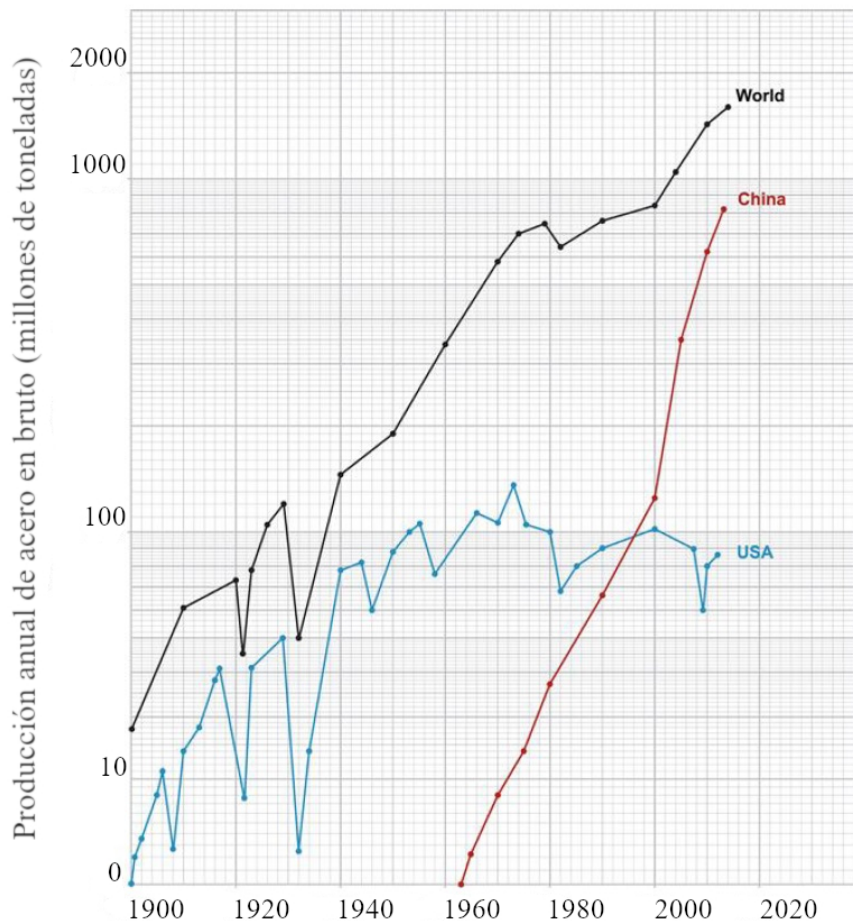


Figura 1.1. Evolución de la producción anual de acero en bruto a lo largo del siglo XX [1]. Nótese la escala logarítmica en el eje vertical.

No obstante, para llegar a este punto de acero barato y omnipresente en la vida cotidiana, la siderurgia ha sufrido un desarrollo lento pero constante durante unos 4000 años. Para poner en contexto esta línea histórica de progreso, en el *Anexo A* se resume muy brevemente la evolución de la siderurgia desde sus inicios hasta las técnicas empleadas actualmente.

1.2.- Interés de la investigación

Vista la capital importancia del acero en nuestra sociedad, es lógico pensar que la siderurgia sigue en constante mejora aún hoy en día: la industria invierte un 6% de su presupuesto en proyectos de I+D+i a fin de optimizar sus procesos [1]. Dado el grandísimo volumen de producción, cualquier pequeña mejora en los métodos repercute enormemente en la eficiencia neta. Esto, junto con los crecientes requisitos del acero actual (resistencia, calidad superficial, impacto ambiental, etc), motiva un desarrollo continuo del sector siderúrgico.

Por ello, este trabajo se basa en una necesidad real de la empresa ArcelorMittal Global R&D, sección encargada de la investigación y desarrollo de la multinacional siderúrgica ArcelorMittal. ArcelorMittal es la segunda productora mundial de acero (69 millones de toneladas en 2023 [1]) y heredera principal de la histórica industria siderúrgica del norte de España. En Asturias cuenta con dos altos hornos, dos acerías L-D y cuatro trenes de laminación en caliente. Estas instalaciones tienen una capacidad de 5 millones de toneladas anuales y conforman la única planta siderúrgica integral de España [6].

Siguiendo la línea investigadora inherente a la siderurgia, ArcelorMittal Global R&D está interesado en la generación de conocimiento sobre la colada continua de desbastes, proceso realizado en su acería en Tabaza. El estudio de la colada continua tiene un interés industrial directo por su impacto en la calidad final del acero y la eficiencia del proceso, resultando en un producto mejor y una instalación más productiva. Este estudio de la colada continua se centrará en su fase inicial, la cual reviste cierta complejidad y presenta riesgo de costosos incidentes.

Tal y como se verá más adelante, a esta problemática durante el inicio de la colada se suma la escasa bibliografía técnica sobre la fase. Hasta ahora, la industria ha solventado esta falta de conocimientos en detalle con el uso de valores tabulados basados en la experiencia que permiten operar minimizando el riesgo de incidentes. Estos parámetros prefijados, referidos a tiempos de llenado, temperaturas, velocidades de colada, etc, cuentan con márgenes estrictos, pero limitan las posibilidades del proceso y no permiten saber con precisión las causas de posibles desperfectos. Por tanto, el interés de la investigación parte de la propia industria a fin de mejorar sus procesos de fabricación.

A modo de resumen, la necesidad de este trabajo ha sido más que justificada por las necesidades concretas de la industria en una fase específica del proceso, cuyo interés surge, inevitablemente, de la grandísima importancia del acero en el mundo moderno y de la línea continua de desarrollo de la siderurgia desde los inicios del hombre.

1.3.- Alcance de la investigación

Como se explicará en profundidad más adelante, en la colada continua se recibe acero líquido desde la sección de metalurgia secundaria y, gracias a un molde refrigerado y un tren de rodillos, se obtiene un producto semiterminado de sección rectangular o cuadrada. El objetivo principal de este TFG es el análisis de posibles problemas durante el inicio de la colada continua y su relación con el comportamiento del acero líquido durante esta fase. El inicio de la colada se define como el periodo entre el comienzo del vertido de acero

en el molde y el arranque de la extracción del falso lingote cuando el acero ha alcanzado el nivel requerido. Para acotar el alcance del trabajo, este trabajo de investigación comprende el estudio de tres de los principales problemas durante el inicio de la colada según información de la propia industria:

- **Salpicaduras en las paredes del molde:** durante el vertido de acero, este puede salpicar las paredes interiores del molde. Si estas proyecciones solidifican antes de ser alcanzadas por el nivel de acero, podría generar pequeños puntos de adhesión en el molde que pueden producir perforaciones y desgarros en la pared sólida del perfil durante su extracción [7, 2].
- **Captación de aire e inclusiones:** dependiendo del grado de agitación de la superficie del líquido, pequeñas burbujas de aire pueden quedar atrapadas dentro del acero. Al solidificar, estas burbujas generan zonas interiores de oxidación y discontinuidades que repercuten en la calidad final del perfil. Por otra parte, ciertos óxidos pulverizados son usados para recubrir la superficie del acero líquido, proporcionando lubricación y reduciendo las pérdidas térmicas. Estos polvos, junto con escoria proveniente de fases anteriores, también pueden ser captados por una superficie muy alterada y quedar incrustados dentro del acero sólido [2].
- **Arrastre de la ferralla de refrigeración:** antes de iniciar el vertido, se depositan algunas piezas de ferralla en el fondo del molde para favorecer la refrigeración del acero líquido y que este no funda con el molde. Para que esta «chatarra» cumpla su función, es importante que no sea desplazada por el propio acero durante su vertido. El riesgo de desplazamiento dependerá del comportamiento del propio fluido y de la disposición y propiedades físicas de la ferralla.

A nivel técnico, la investigación se ha centrado en los efectos fluidodinámicos del vertido del acero y su interacción con los otros elementos del proceso, como las paredes del molde o la chatarra usada para refrigeración. Debido al nivel de conocimientos requeridos y la extensión del trabajo, se han reservado para estudios posteriores los fenómenos de transmisión de calor y de cambio de fase del metal dentro del molde, suponiendo un acero completamente líquido durante todo su vertido.

Visto esto, cabe resumir que el trabajo se focalizará en el comportamiento dinámico del fluido dentro del molde y desde el inicio del vertido hasta que el acero llega al nivel requerido para iniciar su extracción.

1.4.- Descripción del proceso y los equipos estudiados

Como se mencionó anteriormente, en la actualidad la colada continua es prácticamente el único método usado para la solidificación del acero. Alrededor del 96 % del acero producido hoy en día proviene de este método debido a su eficiencia y calidad superior respecto a otros procedimientos [2]. La idea original de la colada continua surge del propio Henry Bessemer a mediados del siglo XIX, pero no fue hasta justo un siglo después cuando nuevos desarrollos para la agitación del molde la hicieron viable a nivel industrial. Este proceso venía a sustituir el método tradicional de colada en lingotera. Hasta entonces, el acero líquido se vertía en moldes con forma de lingote, donde se dejaba solidificar. Estos lingotes eran luego transportados, recalentados en un horno fosa, y laminados en un tren desbastador para obtener el semiproducto (desbaste). Es obvio que la colada en lingotera es ineficiente, requiere de tiempos mayores y el recalentado del metal para su desbaste. La colada continua cambia la forma de entender este procedimiento: con una integración de la secuencia vertido – solidificación – transporte – desbaste en un solo proceso y en una única instalación se conseguía aumentar enormemente el ritmo de producción, reducir la energía requerida y mejorar la calidad del producto. Además, cuenta con un rendimiento de material mucho mayor (generalmente superior al 95 % [2]), ya que no se pierde acero tras recortar los lingotes.

La colada continua comienza justo después de la metalurgia secundaria. Después de ajustar su composición final y temperatura, el acero líquido es transportado en grandes cucharas de alrededor de 300 toneladas. Estas cucharas deben ser precalentadas para evitar el choque térmico, posibles grietas y la solidificación del acero dentro de ellas. Por este mismo motivo, se procura evitar las pérdidas térmicas recubriendo la superficie del metal con escoria u otros materiales, o incluso colocando una tapa sobre la boca de la cuchara mientras dure la colada. Las cucharas son transportadas hasta una torre con capacidad de pivote de 360°. Esta torre de cucharas puede manejar dos contrapuestas (una en cada extremo) y es capaz de elevar cada una por separado. De esta forma, mientras una cuchara descarga, su pareja está en posición de espera.

Justo debajo de la torre de cucharas se encuentra la artesa o *tundish*. Esta artesa recibe el acero de las cucharas y actúa como acumulador, de forma que el suministro de metal aguas abajo no se interrumpe durante los cambios de cuchara. Otra ventaja de la artesa es la limpieza del acero, ya que permite la flotación de parte de los elementos que pudiesen provocar inclusiones, como escoria o residuos refractarios. La artesa va montada sobre un carro que no sólo permite su traslación y elevación, sino también su pesaje para el control del llenado. En la parte inferior de la artesa existen varias aperturas para el trasiego del acero a los moldes. El número de aperturas dependerá de cuantos moldes haya y de la tipología

de estos: sección rectangular (*slab*), cuadrada (*bloom*) o cuadrada reducida (palanquilla). Entre la apertura y el molde inferior se colocan unas toberas alargadas llamadas buzas. Sus funciones son aislar el metal líquido del oxígeno ambiental, regular el caudal de vertido y lograr una caída controlada del acero dentro del molde. La apertura inferior de cada buza puede ser de bajante recta o bien tener un final ciego con dos troneras laterales. Al estar fabricadas de material refractario para resistir el calor y evitar pérdidas térmicas, sufren un desgaste por parte del metal que obliga a sustituirlas cada cierto número de usos.

El molde es el que determina la sección del perfil de acero. Está formado por planchas de cobre de alta conductividad térmica aleado con ciertos elementos para mejorar la resistencia a la abrasión de la cara interior de las paredes. Para disminuir esta abrasión y mejorar la extracción del perfil, las paredes se lubrican con aceite de colza en su zona en contacto con el metal, y se hace oscilar el equipo gracias a un sistema que genera pequeñas vibraciones. Otra característica del molde es la posibilidad de mover sus paredes laterales, lo que permite la obtención de perfiles de diferente sección. Si bien, como se ha mencionado anteriormente, esta sección de salida se puede considerar rectangular, las paredes pueden tener una pequeña curvatura para seguir la guía curva del tren de rodillos. Además, también cuentan con una ligera inclinación hacia el interior, lo que compensa la contracción que sufre el acero durante la solidificación. El molde dispone de un potente sistema externo de refrigeración por agua para la rápida solidificación del acero en contacto con las paredes.

Quizás la característica más importante y llamativa del molde es su falta de pared inferior. Para cegar el fondo y que el acero no se derrame directamente durante el vertido inicial se usa un falso lingote (*dummy bar*). El falso lingote es una pieza de la misma sección que el molde y que encaja casi perfectamente en su fondo. Está unido a un sistema tractor que permite la extracción inicial del metal y su guía hasta los rodillos de laminación. La cabeza del falso lingote cuenta con una hendidura que actúa de enganche entre este y el perfil de acero, uniendo ambos elementos durante la solidificación para su tracción. Como ya se mencionó anteriormente, en la cabeza del falso lingote también se colocan algunas piezas de chatarra que favorecen la rápida solidificación del acero y evitan que este se funda con el falso lingote. El hueco entre la cabeza y las paredes del molde se sella con cordón especial, masillas o láminas metálicas para evitar filtraciones mientras el acero forma una piel sólida.

La última parte de la colada continua es el tren de rodillos. Está formado por varios bastidores siguiendo una trayectoria curva que permite una instalación de menor altura. Los rodillos, que pueden ser tractores, de apoyo o de enderezado, aguantan la presión interna del acero aún líquido, impidiendo el abombamiento del perfil. Su función principal es enderezar el perfil mientras este termina de solidificar. Para favorecer esta solidificación, la instalación cuenta con un sistema de rociado o pulverizado de agua entre rodillo y rodillo. Al final del

tren, cuando el perfil ya tiene el interior completamente solidificado y ha adquirido su forma final, un bastidor móvil con un sistema de oxicorte a base de propano y oxígeno corta el perfil a la medida deseada por el cliente.

En la *Figura 1.2* se muestra la maquinaria empleada en el proceso de la colada continua con los equipos descritos hasta ahora. La ilustración ha sido tomada de Fonollosa et al. (2017) [2].

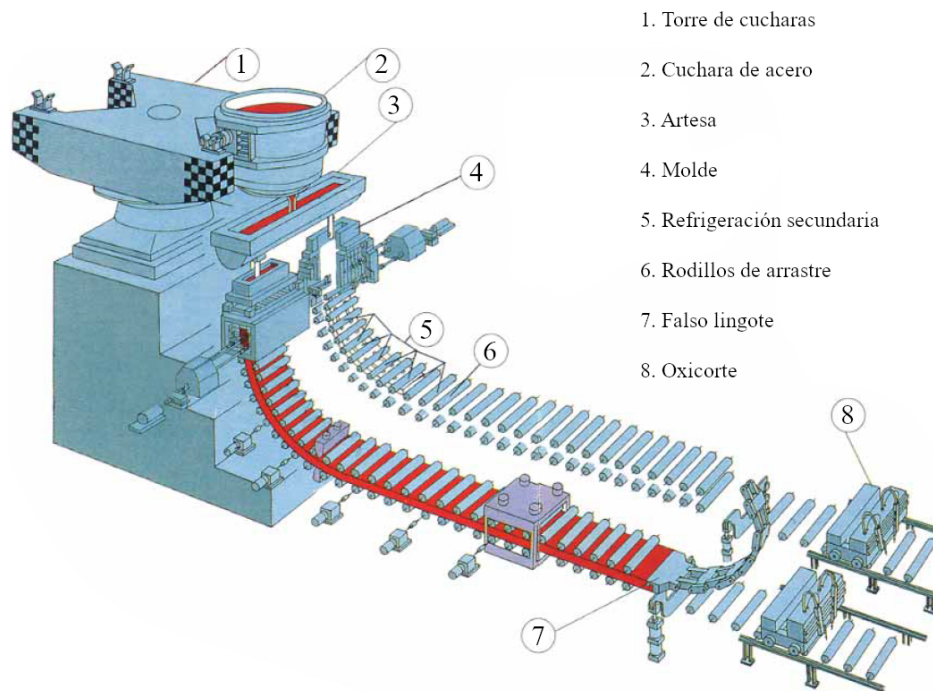


Figura 1.2. Equipos de un sistema de colada continua de dos líneas de producción [2]. Aunque no estén señaladas, pueden llegar a apreciarse las buzas entre la artesa y los moldes.

Vistos todos los equipos necesarios para la colada continua, sólo queda comprender las ideas principales tras el proceso. El objetivo es la producción ininterrumpida de grandes longitudes de perfil, evitando en la medida de lo posible las paradas en el proceso. Por ello, una vez se comienza la extracción del perfil, se deben tener en cuenta simultáneamente el nivel de acero en todos los recipientes y las tareas necesarias aguas arriba, así como los cambios de cuchara o buza. En los moldes, el acero debe formar una piel sólida y resistente lo suficientemente rápido como para ser capaz de soportar la presión ferrostática interior sin formar abombamientos una vez iniciada la extracción. Además, es importante que el nivel de acero en los moldes permanezca constante, extrayendo la misma cantidad que la que

se vierte. Si la velocidad de extracción es demasiado elevada existe un riesgo de grietas y desgarros en la piel sólida; en cambio, si la velocidad es demasiado lenta, es posible una excesiva rigidez en la piel exterior del perfil y el consiguiente bloqueo de la línea. Es obvio que la colada continua es un proceso complejo con una operación delicada, por lo que resulta crucial un conocimiento en profundidad de cada fase para minimizar riesgos.

1.5.- Estado del arte

Ya se ha visto que la colada continua es una tecnología madura, usada masivamente por la industria siderúrgica desde la década de 1950. Por ello, la información técnica sobre las generalidades del proceso es abundante. Sin embargo, la fase inicial de la colada no está tan bien estudiada. Esta falta de bibliografía técnica sobre su inicio puede explicarse por varios motivos, principalmente, la complejidad inherente al proceso, resultado de las altas temperaturas alcanzadas y la opacidad durante el vertido.

La investigación en planta sobre el inicio de la colada se ha basado, sobre todo, en la instalación de termopares en el exterior de las paredes del molde y el uso de cámaras de alta velocidad para la observación del vertido. Sin embargo, estas técnicas tienen una eficacia limitada para la comprensión del proceso. Entre los escasos trabajos en planta destaca el realizado por Kalter et al. (2017) [7], donde se estudian los frecuentes desgarros de perfiles en la planta de *TATA Steel* en Ijmuiden (Países Bajos). Usando termopares para la detección de aumentos de temperatura anormales a diferentes alturas del molde, demuestran la influencia de salpicaduras tempranas en los defectos. Además, también se emplearon cámaras de alta velocidad para intuir el comportamiento del fluido durante el vertido. A pesar de ello, la investigación carece de una visión generalista sobre el inicio de la colada, centrándose en un problema muy concreto e intrínseco al diseño de los sistemas de vertido de plantas de colada directa como la de Ijmuiden.

Otro ejemplo de investigación en planta es el estudio de Lihui y Yunhu (2002) [8] para la *Wuhan Iron and Steel Corporation* (China). Los investigadores analizaron la causa de frecuentes derrames de acero líquido en el hueco entre el molde y el falso lingote, hallando una tipología y distribución de chatarra de refrigeración óptimas para evitarlos. De nuevo, se centran en un problema muy concreto y además no explicitan la metodología del estudio, dejando entrever que mejoraron el proceso en una suerte de «ensayo y error» en la propia fábrica.

En los dos casos anteriores se puede apreciar que, por motivos obvios, este tipo de estudios en planta suelen ser auspiciados por la propia industria. Por otra parte, resulta lógico

pensar que los departamentos de investigación y desarrollo de las empresas siderúrgicas realicen investigaciones internas pero no trasciendan al público general.

Vistas las dificultades inherentes de la investigación *in situ*, los investigadores suelen optar por la modelización mediante CFD y la comprobación de estas simulaciones con modelos físicos a escala. Wang et al. (2010) [9], en una investigación para la Qian'an Steelmaking Company (China), consigue la distribución de diferentes tipos de inclusiones en el perfil con un modelo matemático tridimensional muy preciso que, al contrario que en nuestro caso, está centrado especialmente en la extracción del perfil y el fenómeno de solidificación sin tener en cuenta el comportamiento dinámico durante el vertido. Al analizar las inclusiones concluyen que un modelo en agua no resultaría factible, por lo que se comprueba la validez de la simulación matemática con la inspección de secciones de perfil en la planta.

Si bien prescinden de la simulación mediante CFD, resulta muy interesante la investigación de Chen et al (2022) [10] sobre el comportamiento dinámico de la superficie de metal líquido en el molde. Centrándose en la influencia de la chatarra de refrigeración en la agitación del fluido y su riesgo de captación de aire, se usa directamente un modelo de agua a escala $\frac{1}{4}$ junto con una cámara de alta velocidad. Este trabajo, al consistir en un modelo real similar al nuestro, podrá resultar de utilidad para comprobar la validez de nuestros resultados numéricos.

Sin embargo, quizás el estudio más adecuado para comprender la fase inicial de la colada continua sea el realizado por Wang y Zhang (2010) [11]. En él se simula matemáticamente la influencia de fenómenos transitorios (el vertido de acero y el inicio de la colada, concretamente) en la agitación de la superficie y su consiguiente riesgo de captación de aire. Además, posteriormente se comprueba la verosimilitud de la simulación con un modelo a escala $\frac{1}{2}$, validando el uso de agua en modelos como un buen sustituto al acero líquido en cuanto a su relación coste/efectividad. Se ha considerado este trabajo como el más alineado con nuestro interés al analizar los efectos fluidodinámicos del vertido mediante una simulación con CFD. Si bien es cierto que sólo se centra en la agitación de la interfase, es el primero que aporta una visión general sobre la cadena efectos transitorios – comportamiento fluidodinámico – defectos en el perfil y, mediante el uso de una simulación matemática y su comprobación con un modelo a escala, ejemplifica el método más efectivo para posteriores estudios fuera de planta.

Como se puede ver, la literatura científica sobre el inicio de la colada es escasa. Algunas de estas investigaciones pueden llegar a explicar los mecanismos tras ciertos problemas recurrentes, como Kalter et al. (2017) [7] con las salpicaduras o Chen et al. (2022) [10] con la agitación de la interfase. Pero, aun siendo conscientes de la influencia del comportamiento

fluidodinámico, no consiguen relacionar éste con las condiciones de vertido. Sólo Wang y Zhang (2010) [11], gracias a un acertado estudio con CFD y su verificación con un modelo físico, son capaces de tener una visión general del inicio de la colada. Ellos observaron la influencia de los fenómenos transitorios durante el inicio de la colada en el acero líquido, pero focalizándose únicamente en su efecto en la agitación de la interfase. En el presente trabajo se profundizará en esta relación entre las condiciones de vertido y los fenómenos fluidodinámicos, no centrándonos únicamente en la agitación de la interfase.

2. Método

Como se mencionó en *Alcance de la investigación*, este trabajo se centrará en el estudio de los efectos fluidodinámicos del acero líquido durante el inicio de la colada continua. Para ello se empleará CFD; es decir, la simulación numérica en su vertiente relativa a la mecánica de fluidos. El CFD nos ofrece resultados cuantitativos con un menor coste y dificultad que un modelo de agua a escala, además de permitir el cambio rápido de geometría o parámetros de simulación. Sus principales desventajas son los comúnmente altos tiempos de computación y la convergencia numérica de los cálculos.

2.1.- *Computational Fluid Dynamics*

La mecánica de fluidos computacional permite la resolución numérica de las ecuaciones fluidodinámicas mediante una discretización espacial y temporal, y la modelización de la turbulencia. Los resultados nos permiten no sólo visualizar el movimiento del fluido dentro de la geometría, sino el análisis de parámetros asociados a este, como la distribución de presiones, velocidades, etc.

La simulación mediante CFD surge de la imposibilidad de resolver analíticamente las ecuaciones de conservación que rigen el comportamiento de los fluidos. Para solventar este problema, el *software* de CFD discretiza el dominio geométrico y el tiempo de simulación. Durante cada fracción de tiempo, las ecuaciones de conservación relativas a la mecánica de fluidos son planteadas simultáneamente en cada región discretizada del espacio. Estas ecuaciones son resueltas iterativamente hasta alcanzar un margen de error determinado entre dos iteraciones sucesivas. La minimización de este margen de error viene limitada por el *hardware* de cálculo empleado y el tiempo disponible para ejecutar la simulación.

A continuación se describen brevemente las ecuaciones fluidodinámicas de aplicación en nuestro trabajo, y los métodos de cálculo empleados por el *software* para su resolución.

2.2.- Ecuaciones de gobierno

Se ha recurrido ampliamente al manual universitario de Crespo Martínez (2006) [12] para el acercamiento a los principios físicos de la mecánica de fluidos en esta sección.

2.2.1.- Ecuación General de Transporte

La ecuación fundamental de la que parte cualquier razonamiento relativo a la mecánica de fluidos es la Ecuación General de Transporte:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi)}_I + \underbrace{\nabla \cdot (\rho\phi\vec{v})}_{II} = \underbrace{\nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla\phi)}_{III} + \underbrace{S_\phi}_{IV} \quad (2.1)$$

donde ϕ representa una variable fluidodinámica, ρ la densidad del fluido, \vec{v} su velocidad de flujo, Γ_ϕ un coeficiente de transporte asociado a la difusión de ϕ , y S la hipotética creación/destrucción de ϕ dentro del volumen de control.

La Ecuación General de Transporte cuenta con cuatro términos:

- Temporal, relativo al incremento/decremento de ϕ (I).
- Convectivo, relativo al transporte de un punto a otro de ϕ (II).
- Difusivo, relativo al transporte molecular de ϕ (III).
- Fuente, relativo a la creación/destrucción de ϕ (IV).

Si bien la *Ecuación 2.1* se presenta aquí en su forma diferencial, el *software* de CFD emplea su forma integral para el cálculo numérico en volúmenes de control y sus superficies asociadas:

$$\int_V \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_S (\rho\phi\vec{v}) dA = \int_S (\Gamma_\phi \nabla\phi) dA + \int_V S_\phi dV \quad (2.2)$$

manteniendo aquí la misma notación para los distintos términos, y cuyo desarrollo matemático a partir de la forma diferencial se omite en este texto por carecer de interés directo.

A continuación se describen las ecuaciones de conservación de la masa y de conservación de la cantidad de movimiento, derivadas a partir de la Ecuación General de Transporte gracias a la particularización de la variable ϕ . Se prescinde de exponer la ecuación de conservación de la energía al no ser de aplicación en nuestra simulación.

2.2.2.- Ecuación de conservación de la masa

La ecuación de conservación de la masa o de continuidad define la variación de masa dentro de un volumen de control. La ecuación de continuidad expresa que, salvo en una reacción nuclear donde se crease/destruyese materia, la cantidad de masa en una región del espacio es producto del flujo neto de masa hacia esa región.

La ecuación de continuidad en su forma diferencial se define como:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (2.3)$$

que, en el caso de un fluido incompresible ($\rho = cte$), se simplifica en la forma:

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (2.4)$$

o, expandiendo la divergencia de \vec{v} :

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad (2.5)$$

En el *Anexo B* se presenta la forma integral de la ecuación de continuidad y se muestra su desarrollo a partir de la Ecuación General de Transporte.

2.2.3.- Ecuación de conservación de la cantidad de movimiento

La ecuación de conservación de cantidad de movimiento relaciona la variación temporal de la cantidad de movimiento de un fluido con las fuerzas sobre dicho fluido. En su forma diferencial, la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento se define como:

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = \rho \vec{f}_m - \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau} \quad (2.6)$$

donde \vec{f}_m representa las fuerzas másicas sobre el fluido (gravedad, fuerza centrífuga, fuerza de Coriolis, etc), p la presión en su seno y $\bar{\tau}$ la matriz de tensiones tangenciales.

Si particularizamos para un fluido newtoniano ($\tau = \mu \frac{\partial \vec{u}}{\partial y}$) e incompresible ($\rho = cte$), obtenemos la ecuación de Navier-Stokes:

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = \rho \vec{g} - \nabla p + \mu \nabla^2 \vec{v} \quad (2.7)$$

representada aquí con la gravedad como única fuerza másica. La Ecuación 2.7 se descompone en tres ecuaciones según las componentes del vector \vec{v} en los tres ejes cartesianos.

Al igual que la ecuación de continuidad, la ecuación de conservación de cantidad de movimiento se desarrolla a partir de la Ecuación General de Transporte. En el Anexo C se pormenoriza este desarrollo, tanto en forma integral como diferencial, y se muestra el despliegue de las ecuaciones de Navier-Stokes en los diferentes ejes.

En nuestra simulación, al no existir variación de temperatura ($\Delta T = 0$), la viscosidad dinámica (μ) se puede considerar constante. Por ello, el comportamiento del fluido es descrito por un sistema de cuatro ecuaciones formado por la ecuación de continuidad y las ecuaciones de Navier-Stokes descompuestas en los tres ejes. Dicho sistema tiene \vec{v} y p como incógnitas; pero, al presentarse en forma de ecuaciones en derivadas parciales no lineales, carece de una solución analítica. Por ello, y como ya se adelantó previamente, el *software* de CFD emplea métodos de discretización para transformar estas ecuaciones diferenciales en algebraicas y permitir su resolución numérica mediante métodos iterativos.

2.3.- Métodos de cálculo

En esta sección y los Anexos relacionados, relativos a los métodos numéricos en CFD, ha sido objeto de consulta recurrente el trabajo de Fernández Oro (2012) [13].

2.3.1.- Método de los volúmenes finitos

Como se ha tratado anteriormente, la resolución numérica de las ecuaciones de Navier-Stokes requiere de una discretización espacial y, en el caso de un comportamiento transitorio, una discretización temporal. Si bien existen varios métodos para realizar esta discretización espacial, el más extendido es el método de los volúmenes finitos, diferenciándose de los otros en emplear la forma integral y no la diferencial de las ecuaciones de conservación.

El método de los volúmenes finitos se basa en la división del dominio geométrico de la simulación en pequeñas celdas no superpuestas que, a la hora de realizar los cálculos, actúan

como volúmenes de control. A su vez, cada celda se asocia a un punto característico que nos permitirá «almacenar» los valores, conocidos o no, de las propiedades del fluido. Es decir, el método de los volúmenes finitos realiza los cálculos en cada celda, condensa estos resultados en un punto asociado, y permite conocer los valores intermedios dentro de esta nube de puntos mediante una interpolación.

Esta asociación celda-punto puede ser de dos tipos:

- El punto característico es el centroide de cada celda (*Figura 2.1*). Los volúmenes de control coinciden con las celdas, y los valores de cálculo resultan de un promedio sobre dichos volúmenes. Es el método más usado

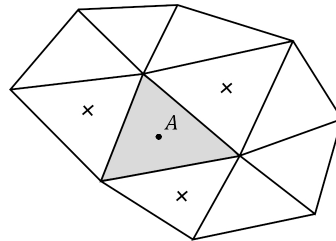


Figura 2.1. Mallado bidimensional con punto característico *A* en el centroide de la celda. La zona sombreada es el volumen de control.

- El punto característico es el vértice entre celdas (*Figura 2.2*). Logra una mayor flexibilidad a la hora de tomar los volúmenes de control, pero resulta menos intuitivo.

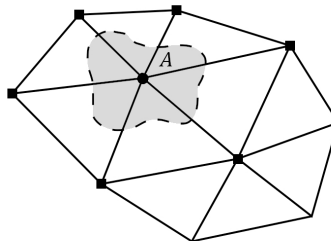


Figura 2.2. Mallado bidimensional con punto característico *A* en el vértice de la celda. La zona sombreada es el volumen de control.

Por lo general se emplean los centroides como puntos característicos, por lo que puede considerarse indistinto hablar de celdas o volúmenes de control.

En las celdas se impone la conservación de las propiedades del fluido (masa, cantidad de movimiento y energía). A continuación, se plantean las ecuaciones para el cálculo de su valor y flujo:

- En el caso del valor de las propiedades, se aplica la forma integral de las ecuaciones de conservación a cada una de las celdas. De esta forma las ecuaciones diferenciales se transforman en ecuaciones algebraicas.

$$\int_V \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_S (\rho\phi\vec{v}) dA = \int_S (\Gamma_\phi \nabla\phi) dA + \int_V S_\phi dV \quad (2.8)$$

- Los flujos de masa y cantidad de movimiento relativos a los términos convectivo y difusivo se descomponen en la suma de las integrales sobre las distintas caras de cada volumen de control. Para ello se tienen en cuenta las propiedades en celdas vecinas (condiciones de contorno).

$$\int_S (\rho\phi\vec{v}) dA = \sum_k \int_{S_k} (\rho\phi\vec{v}) dA \quad (2.9)$$

$$\int_S (\Gamma_\phi \nabla\phi) dA = \sum_k \int_{S_k} (\Gamma_\phi \nabla\phi) dA \quad (2.10)$$

2.3.2.- Algoritmos iterativos

De forma resumida, el comportamiento del fluido en nuestra simulación viene determinado por un sistema formado por la ecuación de continuidad y las ecuaciones de Navier-Stokes. Este conjunto de ecuaciones diferenciales está acoplado, es decir, las incógnitas están presentes en varias ecuaciones y dependen unas de las otras. Si bien existen varias estrategias para la resolución de estos sistemas, el CFD utiliza métodos iterativos como pueden ser el PISO o el SIMPLE. En nuestro caso se empleó el algoritmo SIMPLE por ser el más extendido en el ámbito industrial, especialmente en casos de flujo incompresible y superficie libre.

El algoritmo SIMPLE se basa en la suposición de un campo de presiones inicial, un cálculo provisional de las componentes de la velocidad y la posterior corrección de estos cálculos mediante la ecuación de continuidad. Para no entorpecer la lectura de este trabajo, se ha preferido exponer su razonamiento matemático en el *Anexo D*.

2.3.3.- Modelos de turbulencia

La turbulencia introduce una serie de complicaciones adicionales en las simulaciones de CFD. Para facilitar su estudio, se han elaborado conjuntos de simplificaciones comprendidos en los llamados modelos de turbulencia. Pieza clave en cualquier simulación, los modelos de turbulencia están vinculados al término difusivo de la Ecuación General de Transporte, y permiten un cálculo computacionalmente viable del fenómeno turbulento, a costa de una asumible falta de precisión.

Existen varios modelos de turbulencia de una o dos ecuaciones. Los más conocidos pueden ser el Spalart-Almaras, modelo de una ecuación muy capaz en problemas aerodinámicos y flujos externos, o el $k-\omega$, que con dos ecuaciones es más eficaz en flujos con transición laminar-turbulenta o con grandes relación de presión. Sin embargo, en esta simulación se empleó el modelo $k-\epsilon$. Modelo de dos ecuaciones, es el más utilizado a nivel industrial dada su polivalencia, robustez y relación coste computacional/precisión, al punto de surgir diversas versiones buscando mejorar aún más sus capacidades. Sin embargo, presenta ciertos problemas en las zonas cercanas a las paredes, para lo cual se emplean las llamadas funciones de pared.

En el *Anexo E* se profundiza en esta sección, mostrando una aproximación superficial al fenómeno de turbulencia y un breve resumen sobre el aparato matemático tras el modelo $k-\epsilon$.

2.3.4.- Flujo bifásico. Modelo VOF

En esta simulación se ha empleado agua como fluido de trabajo. Como ya se mencionó en *Estado del arte*, la sustitución en las investigaciones del acero líquido por agua no es extraño, debido, esencialmente, a la posibilidad de corroborar posteriormente las simulaciones con modelos reales a escala. Además, es lógico que el agua se beneficie de una menor incertidumbre en cuanto a las propiedades físicas (densidad, tensión superficial, etc) respecto a un acero líquido de composición y temperatura variables.

Si bien en *Descripción del proceso y los equipos estudiados* se menciona el uso de la buza para aislar el metal líquido del oxígeno ambiental, es obvio que ni la propia buza ni el molde funcionan en vacío. Esta presencia de aire en el dominio geométrico a estudiar implica la existencia de un flujo bifásico agua-aire, al menos durante la fase inicial de llenado del molde. Un flujo bifásico se define como la coexistencia, dentro de una misma geometría, de dos fluidos no miscibles. Estos fluidos se representan como dos fases separadas, con fronteras bien definidas, y que interactúan entre ellas y los límites del dominio a través de una interfase.

Existen varias estrategias para la resolución de flujos bifásicos y multifásicos en general. En esta simulación, y dadas las condiciones de flujo, donde existirán bolsas de aire y una superficie libre en el molde, se optará por un modelo VOF (*Volume of Fluid*). El modelo VOF utiliza un único conjunto de ecuaciones de conservación para la resolución de ambas fases, empleando una ecuación de transporte para calcular la posición y evolución de las interfaces.

La idea principal tras el modelo VOF es la fracción volumétrica de fluido en las celdas del dominio. La fracción volumétrica es la proporción de volumen que ocupa una de las fases en una celda o volumen de control. Así, en una mezcla bifásica como la nuestra, se puede decir que:

$$\alpha_p = \frac{V_p}{V_{VC}} \quad \alpha_q = \frac{V_q}{V_{VC}} \quad (2.11)$$

$$\alpha_p + \alpha_q = 1 \quad (2.12)$$

es decir, el volumen que ocupa cada fase respecto a su volumen de control. La fracción volumétrica de las fases p o q (α_p, α_q) puede tomar valores entre 0 y 1 en cada celda, siendo los valores 0 o 1 para, respectivamente, celdas vacías o completamente llenas de esa fase. La interfase se encuentra, precisamente, en las celdas con valores intermedios entre 0 y 1. De aquí se puede deducir que no existen celdas sin una fase u otra en el modelo VOF.

Las fases comparten los valores de velocidad y presión; pero estos valores son promediados por la fracción volumétrica de una fase u otra (α_p, α_q). Por ello, se emplea una expresión de la Ecuación General de Transporte que incluye la variable α :

$$\frac{\partial(\alpha_q \rho_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}) = \sum_{p=1}^N (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) + S_{\alpha_q} \quad (2.13)$$

representada aquí para la fase q . La variable \dot{m}_{pq} simboliza el caudal másico desde la fase p hacia la fase q , o viceversa.

Por otra parte, en la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento se añade una fuerza volumétrica (\vec{F}_V) para reflejar la tensión superficial en las interfaces:

$$\rho \left(\frac{D\vec{v}}{Dt} \right) = -\nabla\vec{p} + \rho\vec{g} + \mu\nabla^2\vec{v} + \vec{F}_V \quad (2.14)$$

Finalmente, es preciso incluir un algoritmo que reconstruya la interfase. Para ello existen dos métodos (*PLIC* y *SLIC*); sin embargo, no se desarrollarán aquí por escapar del alcance de este trabajo. De forma breve, estos algoritmos tienen en cuenta los valores de $\alpha_{p,q}$ de la iteración actual y a la inmediatamente anterior para aproximar la forma de la interfase.

2.3.5.- Mallado

El mallado es una de las fases críticas durante la preparación de una simulación mediante CFD. La dificultad intrínseca de la elaboración de un mallado de buena calidad provoca que, en muchas investigaciones, se relegue a un papel secundario, confiando en herramientas de mallado cuasi-automático integradas en el *software* de CFD. A pesar de esto, el mallado influirá directamente, no sólo en la verosimilitud y precisión de los resultados y el tiempo de computación, sino en la propia convergencia numérica de la simulación y su posibilidad de realización.

El mallado es la discretización del espacio físico continuo de la simulación. Su construcción se basa en el establecimiento de un conjunto de puntos (nodos de malla) unidos por segmentos (líneas de malla). Esto genera la división del espacio geométrico en pequeñas celdas, pudiendo ser el espacio bidimensional (mallado poligonal) o tridimensional (mallado poliédrico). Estas regiones delimitadas por las líneas de malla son la base operacional de los métodos numéricos; el área donde se plantearán las ecuaciones de conservación.

Según la morfología de la malla, el mallado puede tener tres tipologías:

- **Mallado estructurado:** caracterizado por una distribución regular de los nodos de malla. Las líneas de malla están alineadas, en mayor o menor medida, con las líneas de flujo. Un mallado estructurado presenta mejor precisión, tiempo de cálculo y uso de memoria que un mallado desestructurado; pero requiere de una planificación habitualmente compleja en el caso de geometrías irregulares. Otra desventaja son los refinamientos superfluos y deslocalizados en la geometría al aumentar la calidad de la malla en una zona concreta. Esto se puede paliar mediante la descomposición en bloques de la geometría. Se trata del método empleado en este trabajo.
- **Mallado desestructurado:** las líneas de malla no tienen dirección preferente. Se emplea en geometrías complejas o cuándo no se dispone de tiempo para la elaboración de un mallado estructurado. Consigue un refino local sin afectar otras zonas de la geo-

metría. A cambio, un mallado desestructurado tiene una peor precisión y un mayor coste computacional.

- **Mallado híbrido:** combina características de las dos clases anteriores, intentando optimizar tanto la precisión como el coste de cálculo. Gracias a celdas de geometría variable, puede refinar la malla en regiones críticas sin perjudicar zonas computacionalmente menos relevantes.

Dada su gran importancia durante la simulación, en el *Anexo F* se tratan los efectos de pared, la capa límite y su influencia en el diseño del mallado.

2.3.6.- Estabilidad numérica

La estabilidad numérica de la simulación depende de la velocidad del fluido y las discretizaciones espacial y temporal. Generalmente, la velocidad nos vendrá impuesta por las condiciones de contorno, por lo que sólo se podrán modificar el tamaño de celda y el paso temporal en caso de divergencia. La idea general tras la convergencia es que el fluido no debe atravesar más de una celda por cada paso temporal, es decir:

$$\frac{U \cdot \Delta t}{\Delta x} \leq 1 \quad (2.15)$$

siendo U la velocidad del fluido, Δt el tamaño del paso temporal empleado y Δx la dimensión de la celda en el sentido en el que es atravesada por el flujo. Al primer miembro de esta inecuación se le denomina número de Courant y se le designa como C . El número de Courant nos permite una aproximación rápida al valor de tamaño de celda/paso temporal necesario para que la simulación no diverja a la hora de iterar.

3. Aplicación al sistema estudiado

3.1.- Equipos empleados

Para las simulaciones detalladas en este trabajo, se empleó el *software* comercial ANSYS Fluent[®] en su versión 2022 R1. Tiene la ventaja ser más visual e intuitivo que otros programas basados en código, lo cual fue de relevancia a la hora de aprender su manejo. Además, incorpora en un mismo entorno diversas herramientas para la el diseño de la geometría y su posterior mallado, lo que evita recurrir a programas externos.

A nivel de *hardware*, las simulaciones se ejecutaron en un ordenador de sobremesa Intel[®] Core[™] i7-5930K de 3,50 GHz y 16 GB de memoria RAM. El caso con la variante de mallado de mejor calidad (*Variación mallado 2*), debido a su gran cantidad de celdas, fue necesario simularlo en un *cluster* de cinco ordenadores en paralelo: cuatro Intel[®] Core[™] i7-14700K y 32 GB de RAM, y un Intel[®] Core[™] i9-12900K y 32 GB de RAM ¹.

En *Casos de estudio* se especifica el tiempo real necesario en la simulación de cada caso con los equipos descritos.

3.2.- Geometría

Para la geometría del molde y la buza se han usado, con escala 1:1, dimensiones reales de la industria relativas a equipos para la producción de desbastes. Además, se ha empleado un dominio geométrico constante, ya que la extracción del falso lingote queda fuera del alcance de este trabajo.

Como ya se mencionó en *Descripción del proceso y los equipos estudiados*, un molde real puede contar con una ligera curvatura y paredes con un pequeño ángulo de inclinación interior para facilitar la extracción del semiproducto. Sin embargo, esta característica tiene una influencia muy limitada en el comportamiento del fluido, por lo que se ha tomado un paralelepípedo perfecto como molde. En la *Tabla 3.1* (página siguiente) se resumen todas las dimensiones de la geometría.

¹Por si fuese de interés para el lector, mencionar que, tras varias pruebas, se comprobó que la configuración óptima del *cluster* fueron dos sub-*cluster* de dos i7 y 25 núcleos por equipo, reservando el i9 para pruebas y depuración. Esta distribución minimizaba los tiempos de cálculo y permitía dos simulaciones simultáneas.

| | |
|--|--------|
| Altura del molde | 0,55 |
| Anchura del molde | 1 |
| Espesor del molde | 0,25 |
| Diámetro interior de la buza | 0,075 |
| Diámetro externo de la buza | 0,125 |
| Longitud de la buza | 0,4 |
| Distancia entre la entrada de la buza y el fondo del molde | 0,58 |
| Nivel de líquido final | 0,5125 |

Tabla 3.1. Parámetros geométricos (m).

La buza se modeló con forma tubular y una única tronera recta, con una entrada ligeramente por encima del nivel de rebose del molde. Para una mejor visualización de estas partes y de sus medidas, en la *Figura 3.1* (página siguiente) se muestran el alzado, perfil y planta del equipo con las cotas correspondientes.

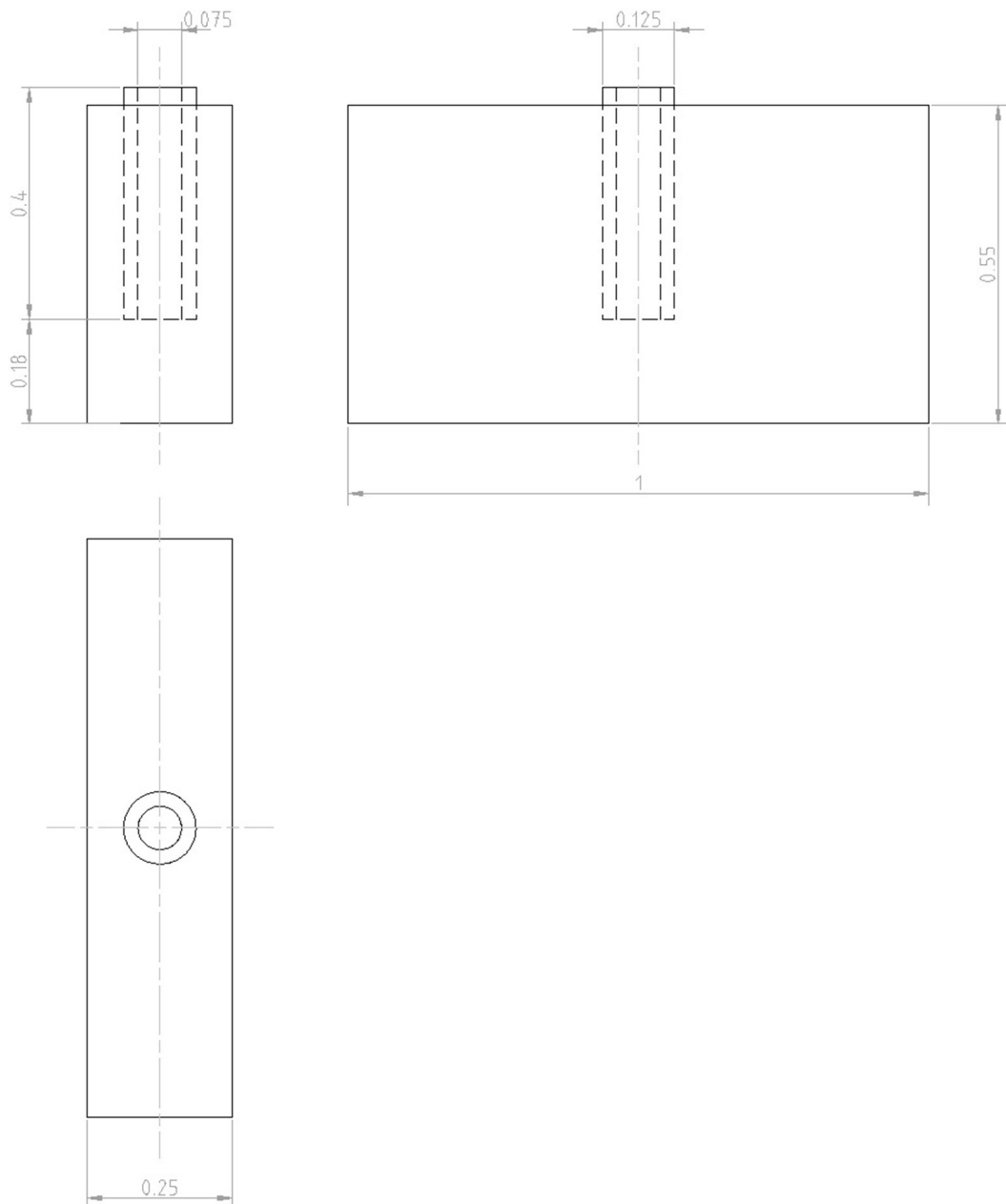


Figura 3.1. Alzado, perfil y planta acotados de la geometría. Se distingue el molde de forma paralelepípedica y, justo en el centro geométrico de su planta, la buza de forma tubular.

3.3.- Parámetros generales

Como se adelantó en *Flujo bifásico. Modelo VOF*, el modelo matemático se ha basado en un flujo bifásico agua – aire. El empleo de agua como fluido de trabajo en lugar de acero líquido permitirá, en futuras investigaciones, la corroboración de los resultados numéricos con un modelo de agua a escala. Además, la probada semejanza del agua respecto al acero en cuanto a propiedades hidrodinámicas no perjudicará la verosimilitud de los resultados de la simulación. Al tratarse de dos fluidos «comunes», se ha preferido desarrollar sus propiedades físicas en el *Anexo G*.

A nivel matemático, no se ha tenido en cuenta la ecuación de conservación de la energía al limitarnos al comportamiento fluidodinámico durante el vertido. Si bien cuentan con un obvio interés científico, una hipotética simulación de la solidificación del acero y sus fenómenos termodinámicos asociados requerirían de un acercamiento teórico y un enfoque del modelizado completamente alejados de los planteados en este trabajo.

Los parámetros básicos relativos a la simulación se indican en la *Tabla 3.2*.

| | |
|---------------------------------------|--|
| Régimen transitorio | Sí |
| Ecuación de la energía | No |
| Ecuación de la cantidad de movimiento | Sí |
| Fuerzas volumétricas | $g_z = -9,81 \text{ m/s}^2$ |
| Modelo de turbulencia | $k-\varepsilon$ estándar con <i>Enhanced wall function</i> |
| Multifase | VOF explícito con tensión superficial |

Tabla 3.2. Condiciones generales.

3.4.- Condiciones de contorno

Las condiciones de contorno especifican el comportamiento del fluido ante las fronteras del dominio de simulación. La resolución del flujo consiste en la translación de las condiciones de contorno al interior del dominio mediante la Ecuación General de Transporte, por lo que pequeñas variaciones en estas condiciones pueden repercutir ampliamente en los resultados numéricos.

3.4.1.- Condiciones de entrada

El sistema cuenta con la parte superior de la buza como única zona de entrada de fluido. Situada 3 cm por encima del nivel de rebose del molde y con un área aproximada de 44 cm², esta zona representa el punto de alimentación de acero desde la artesa hacia la buza y, a su vez, hacia el molde.

En la entrada se ha impuesto una velocidad uniformemente distribuida y de sentido negativo al eje Z. Tal y como se desarrollará en *Casos de estudio*, la magnitud de la velocidad dependerá del caso estudiado, pudiendo tomar valores de 0,2 m/s, 0,277 m/s o 0,4 m/s.

En la *Tabla 3.3* se muestran estos parámetros junto con los relativos a la turbulencia; mientras que en la *Figura 3.2* se representa el dominio geométrico con la zona de entrada resaltada para su mejor visualización.

| | |
|--------------------------------|-----------------------|
| Velocidad de entrada | 0,2 / 0,277 / 0,4 m/s |
| Presión manométrica | 0 Pa |
| Fracción volumétrica de agua | 1 |
| Intensidad de la turbulencia | 5% |
| Ratio de viscosidad turbulenta | 10 |

Tabla 3.3. Condiciones de contorno. Entrada.

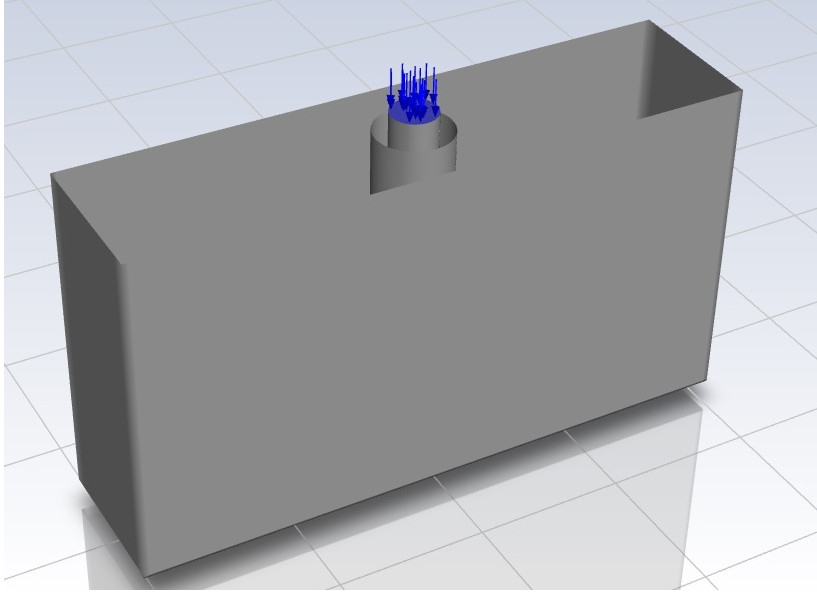


Figura 3.2. Región de entrada en el dominio geométrico.

3.4.2.- Condiciones de salida

La región de salida (*Figura 3.3*) actuará como «escape» del aire presente en el interior del molde ante la entrada de agua. Esta zona comprenderá la base del molde, a excepción de la superficie de la sección de las paredes y del interior de la buza, lo que se traduce en unos 2377 cm² de superficie de salida.

La *Tabla 3.4* refleja los parámetros empleados en las condiciones de salida.

| | |
|--|----|
| Fracción volumétrica de reflujos de agua | 0 |
| Intensidad de la turbulencia | 5% |
| Ratio de viscosidad turbulenta | 10 |

Tabla 3.4. Condiciones de contorno. Salida.

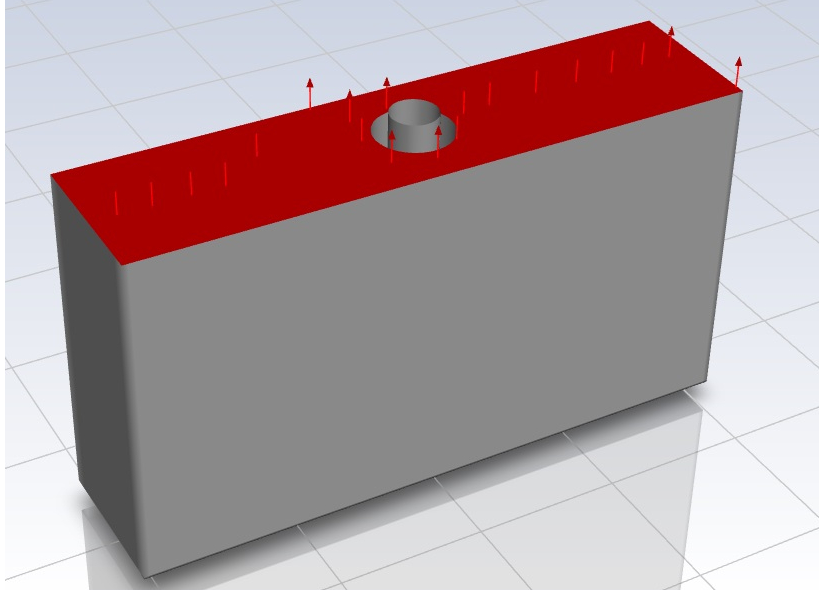


Figura 3.3. Región de salida en el dominio geométrico.

3.4.3.- Condiciones de pared

Las paredes se han tomado como estacionarias y con rugosidad nula. Estas consideraciones aplican tanto a las paredes interiores del molde como a las paredes interiores y exteriores de la buza.

Si bien en aplicaciones industriales de CFD suelen emplearse condiciones de simetría para aligerar enormemente el coste computacional de estas; nuestra simulación fue resuelta con su geometría íntegra. Aunque puede resultar contraintuitivo, en la naturaleza existen comportamientos asimétricos fruto de flujos y geometrías simétricas (vórtices de Von Kármán, por ejemplo), y, lógicamente, estas dinámicas se trasladan al CFD. Es posible que estos fenómenos asimétricos no fuesen especialmente relevantes en nuestro trabajo; sin embargo, se decidió no usar planos de simetría al contar con tiempo suficiente para una simulación íntegra.

3.5.- Estrategia de mallado

Dada la geometría sencilla del molde y la buza, se optó por un mallado multibloque estructurado de celdas hexaédricas. El mallado contará con una topología en O para poder controlar el tamaño de las celdas de la capa límite. Además, se ha realizado un refinamiento en las zonas críticas, como las regiones próximas a las paredes (capa límite) o los extremos de la buza.

El refinado en un mallado se suele transmitir a otras partes de la geometría, generando zonas con una densidad de mallado innecesaria. Para minimizar esto y facilitar el refino, se descompuso la geometría en 26 bloques. En la *Figuras 3.4 y 3.5* se muestran, respectivamente, las aristas de los bloques de mallado y la representación de estos con varios colores.

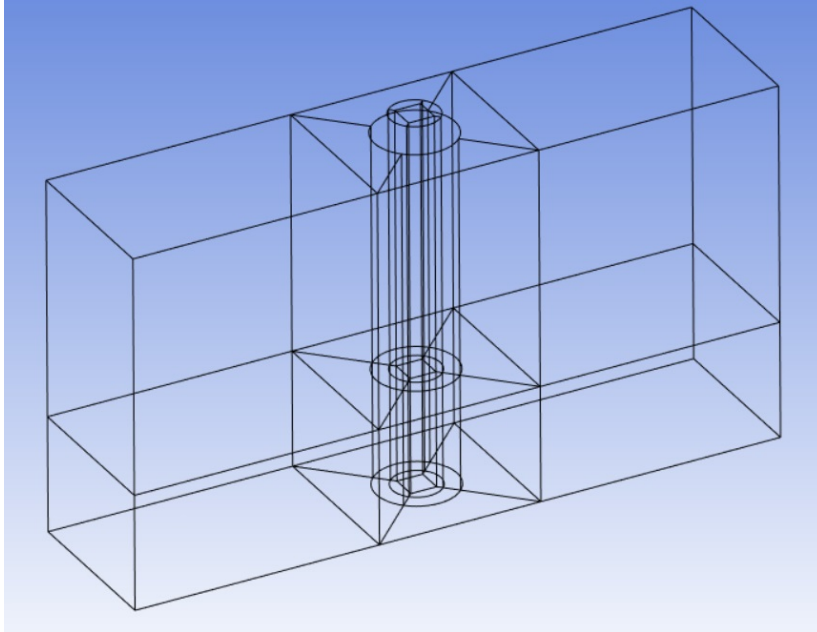


Figura 3.4. Aristas de los bloques de mallado.

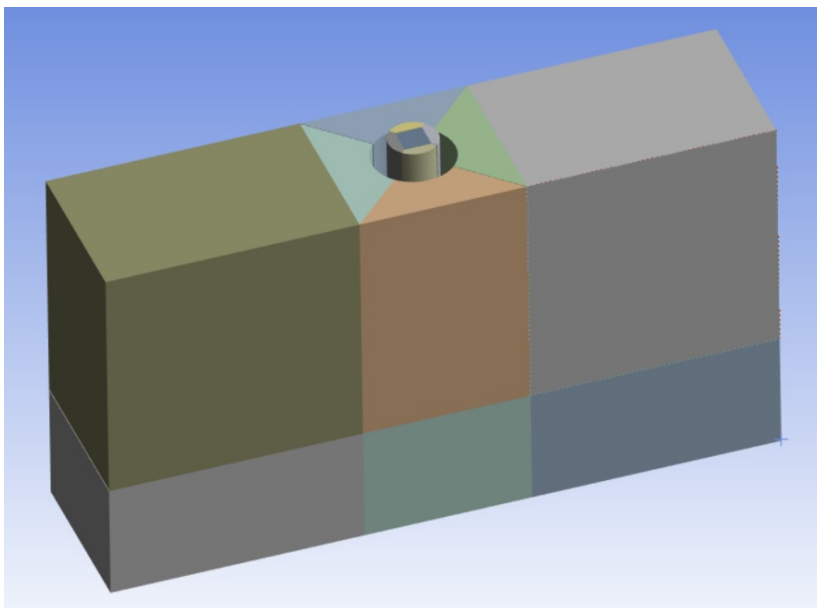


Figura 3.5. Descomposición en bloques de la geometría.

La división en bloques se realizó teniendo en cuenta a la buza como parte crítica de la geometría. Al contar con altas velocidades de fluido e importantes fenómenos de pared, será la región más débil en cuanto a la convergencia numérica una vez iniciada la simulación, y la más propensa a mostrar resultados alejados de un comportamiento real. Por ello, la malla de la buza debe ser diseñada cuidadosamente, funcionando como piedra clave del resto del mallado. La descomposición en bloques de la buza se realizó según una división típica en esta clase de piezas tubulares, compuesta por un cuadrado central y cuatro cuartos de corona circular alrededor de este. Esta división radial se expandió hacia las regiones contiguas para evitar discontinuidades bruscas en la descomposición en bloques.

Una vez dividida la geometría para estructurar el mallado, es preciso elegir el tamaño de las celdas que lo conformarán. Unas celdas demasiado grandes darán lugar a unos resultados poco verosímiles y, muy probablemente, a la divergencia numérica de la simulación. En cambio, unas celdas demasiado pequeñas requerirán mucho más tiempo de cálculo sin llegar a asegurar una mejora sustancial en la precisión. En este punto se decidió utilizar el método del y^+ para estimar rápidamente un tamaño inicial satisfactorio que tuviese en cuenta los fenómenos de pared. Este método nos permite calcular el tamaño mínimo de la celda inmediata a la pared (y) conociendo la velocidad de entrada del fluido e imponiendo un valor mínimo de y^+ (ver *Anexo F*). Para desarrollar el método, se tomó el diámetro interior de la buza como longitud característica (0,075 m), una velocidad máxima de 0,4 m/s y un valor mínimo deseado de $y^+ = 40$, resultando en un tamaño de celda $y = 1,6$ mm. En nuestro caso, la distancia y es la longitud de la celda en el sentido radial de la buza (*Figura 3.6*). Tras varias pruebas, se logró una distancia de $y = 1,576$ mm en nuestro mallado para ajustarnos a este límite.

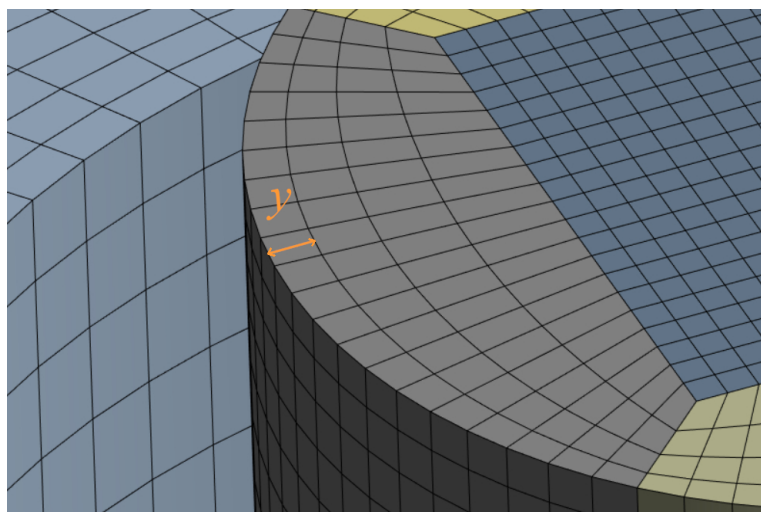


Figura 3.6. Detalle de la distancia y , tomada en el primer anillo de celdas de la entrada de la buza en *Caso base*. La distancia y es siempre transversal al flujo.

Tras la primera simulación con este mallado de calidad media y con $V_{in} = 0,277$ m/s, se representó el y^+ de las paredes interiores de la buza (*Figura 3.7*) para corroborar la validez del mallado empleado. Si bien el y^+ varía en cada celda en función de la evolución temporal del flujo, se puede tomar como constante una vez estabilizado el chorro de vertido.

En la *Figura 3.7* cada punto representa una celda contigua a la pared, y cada línea vertical de puntos un anillo de estas celdas a lo largo de la longitud de la buza. Esta gráfica ilustra como los valores del y^+ aumentan y se dispersan a medida que el líquido cae a lo largo de la buza. Los primeros valores se sitúan en torno a $y^+ = 25$, ligeramente inferiores al valor ideal de $y^+ = 40$ pero completamente normales al simular una velocidad $V_{in} = 0,277$ m/s inferior a $V_{in} = 0,4$ m/s. Si bien algunos valores de y^+ caerían dentro de la *buffer layer*, se consideran válidos al ser siempre $y^+ > 11,225$ y ser estos una minoría frente a la gran cantidad de valores $30 < y^+ < 300$.

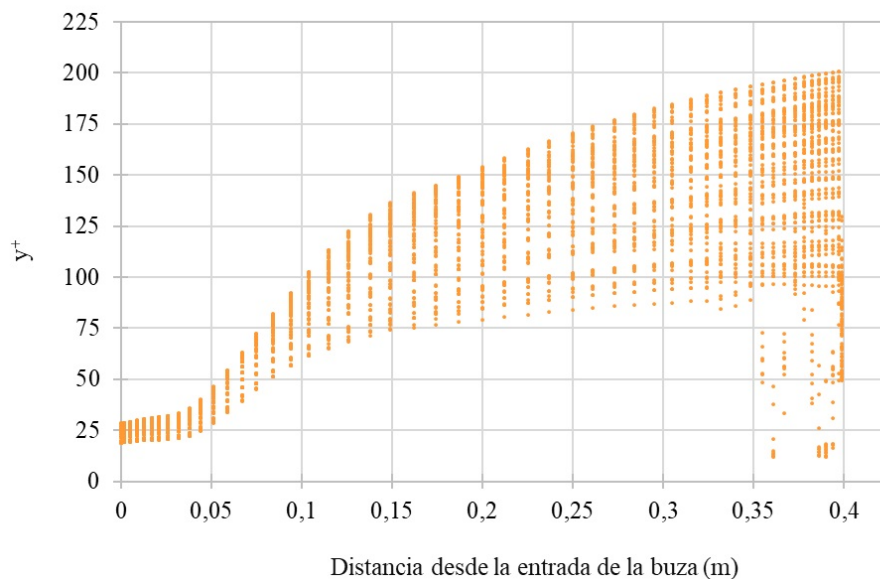


Figura 3.7. Desarrollo del y^+ en la pared interna de la buza.

De acuerdo con la *Figura 3.7*, se considera correcto el diseño del mallado, especialmente teniendo en cuenta el carácter de la simulación. Aún así, resulta bastante complicado lograr unos valores estrictos ideales $40 < y^+ < 150$ en un mallado estructurado por las propias limitaciones de la división por bloques.

Este mallado con $y = 1,6$ mm se tomó como mallado original, y fue el empleado para los cálculos de *Caso base*, *Variación velocidad 1* y *Variación velocidad 2*. La idea tras este mallado es sencilla: una calidad suficiente para representar los fenómenos de pared, pero sin

un nivel de detalle excesivo que alargase innecesariamente las simulaciones. Los otros dos mallados, empleados en *Variación mallado 1* y *Variación mallado 2*, no contaron con un diseño tan cuidadoso, simplemente se exageró el nivel de detalle para lograr bien un mallado muy grueso (*Variación mallado 1*), o bien muy fino (*Variación mallado 2*). En la *Figura 3.8* se muestra la región central de cada una de las variantes para una comparativa visual.

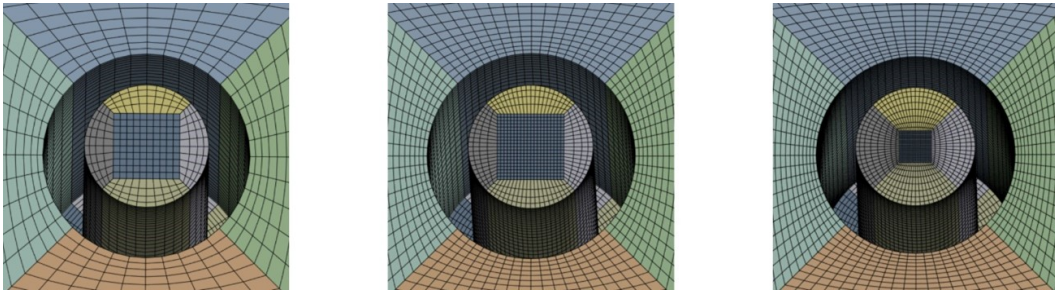


Figura 3.8. Detalle del mallado de (izquierda a derecha) *Variante mallado 1*, *Caso base* y *Variante mallado 2*.

3.6.- Casos de estudio

Se ha partido de un *Caso base* con velocidad de alimentación según datos recopilados en planta y un mallado supuesto correcto. La velocidad tomada en *Caso base* nos aporta un punto de referencia realista y nos permite un estudio paramétrico según otras dos variantes de velocidad plausibles en la práctica industrial. Estas variantes de velocidad nos permiten observar la influencia de esta en los efectos fluidodinámicos. La *Tabla 3.5*, en la página siguiente, resume las características generales de cada caso simulado.

Como ya se adelantó en *Estrategia de mallado*, se construyeron otros dos mallados (*Variación mallado 1*, *Variación mallado 2*) a fin de comprobar la convergencia de los cálculos. Si bien en *Estudio de mallado* se profundizará en lo relativo a las simulaciones con diferentes mallados, estas dos variantes adicionales se emplearon en dos respectivas simulaciones conservando la velocidad de *Caso base*.

En cuanto al paso temporal seleccionado y el tiempo total de simulación, se calculó un time step (Δt) de 1 ms según el número de Courant y el tamaño mínimo de celda. Únicamente en la simulación relativa al mallado más fino (*Variación mallado 2*). Todas las simulaciones se calcularon para un mismo nivel de llenado final, correspondiente a 3,75 cm por debajo de la altura de rebose. Por ello, el tiempo simulado en cada caso (*Tiempo llenado*) varía en función de la velocidad de alimentación.

| Nombre | Velocidad alimentación (m/s) | Nº celdas | Δt (s) | Nº <i>time steps</i> | Tiempo llenado (s) | Tiempo simulación (h) |
|------------------------------|------------------------------|-----------|----------------|----------------------|--------------------|-----------------------|
| <i>Variación velocidad 1</i> | 0,2 | 263 000 | 0,001 | 142 655 | 143 | 223 |
| <i>Caso base</i> | 0,277 | 263 600 | 0,001 | 103 000 | 103 | 157 |
| <i>Variación velocidad 2</i> | 0,4 | 263 000 | 0,001 | 71 328 | 71 | 99 |
| <i>Variación mallado 1</i> | 0,277 | 97 800 | 0,001 | 103 000 | 103 | 74 |
| <i>Variación mallado 2</i> | 0,277 | 517 000 | 0,0002 | 515 000 | 103 | 443* |

Tabla 3.5. Casos de estudio. *Simulación realizada con el *cluster* de cinco ordenadores.

3.7.- Estudio de mallado

El objetivo de esta sección es una comparación entre los resultados predichos por las tres variantes de mallado empleadas; comparación donde se aprecie la tendencia hacia el valor «real» a medida que se aumenta la calidad del mallado. Cuanto mejor sea la discretización espacial del caso, más fidedignos serán los resultados; pero es necesario justificar que el equilibrio precisión/tiempo de cálculo del mallado empleado se ajusta al carácter del trabajo y los medios disponibles.

Si bien existe un sofisticado método (GCI) para evaluar cuantitativamente la convergencia de un mallado, este procedimiento requiere de unas condiciones muy específicas en cuanto a número de celdas para poder ser aplicado. Por ello, y ante el elevado coste computacional de un estudio sistemático, se optó por una comparativa cualitativa entre los diferentes mallados para verificar la validez del mallado empleado en *Caso base*, *Variación velocidad 1* y *Variación velocidad 2*.

A modo de recordatorio de lo ya tratado en *Estrategia de mallado*, se ha elaborado un mallado de densidad media para las tres diferentes variantes de velocidad de alimentación, con un número de celdas y estructuración *a priori* adecuados para una simulación de estas características. Adicionalmente, se crearon otros dos mallados con calidades mas basta y más

fina que el mallado medio. Estas variantes difieren en el número de celdas y su distribución, pasando de 97 800 celdas (*Variación mallado 1*) a 517 000 celdas (*Variación mallado 2*), por las 263 000 del mallado medio.

Se han tomado dos de los resultados numéricos calculados hasta ahora en *Caso base* y se han recalculado en *Variación mallado 1* y *Variación mallado 2* manteniendo constantes la velocidad de alimentación (0,277 m/s) y el resto de parámetros. Estos resultados, relativos a la velocidad media en la interfase y velocidad media en el semiancho, se muestran en las *Figuras 3.9* y *3.10*. En *Variación mallado 2* (mallado fino), a pesar de usar un paso temporal de 0,0002 s frente al de 0,001 s empleado en los demás casos, los resultados numéricos se guardaron en el mismo intervalo (0,1 s), por lo que esta mejora en la discretización temporal no se refleja en las gráficas, haciendo posible la comparativa con las otras dos variantes.

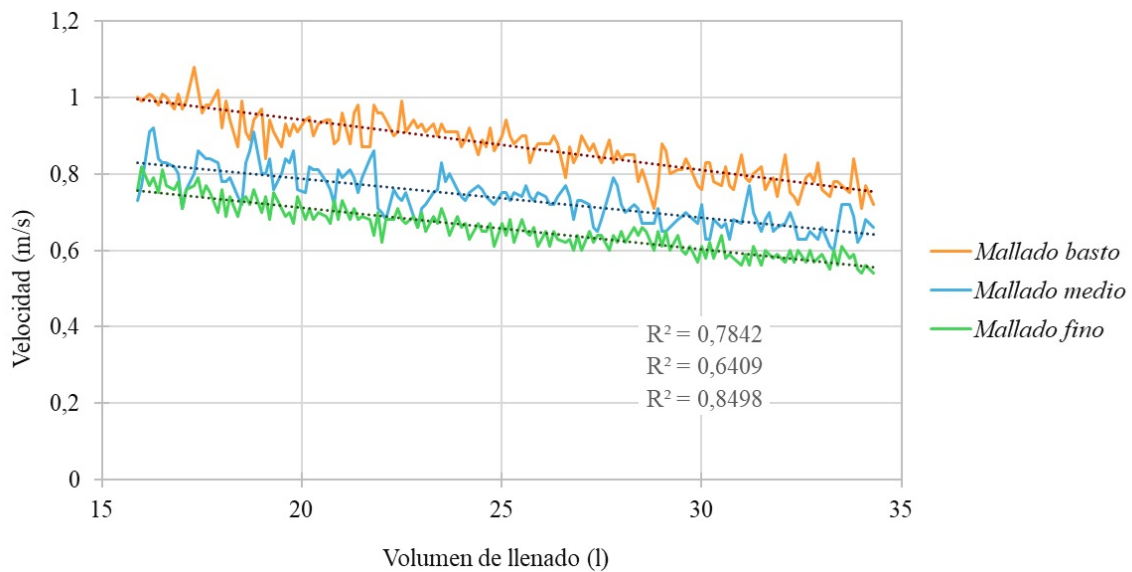


Figura 3.9. Evolución de la velocidad media en la interfase para las tres variantes de mallado con $V_{in} = 0,277$ m/s.

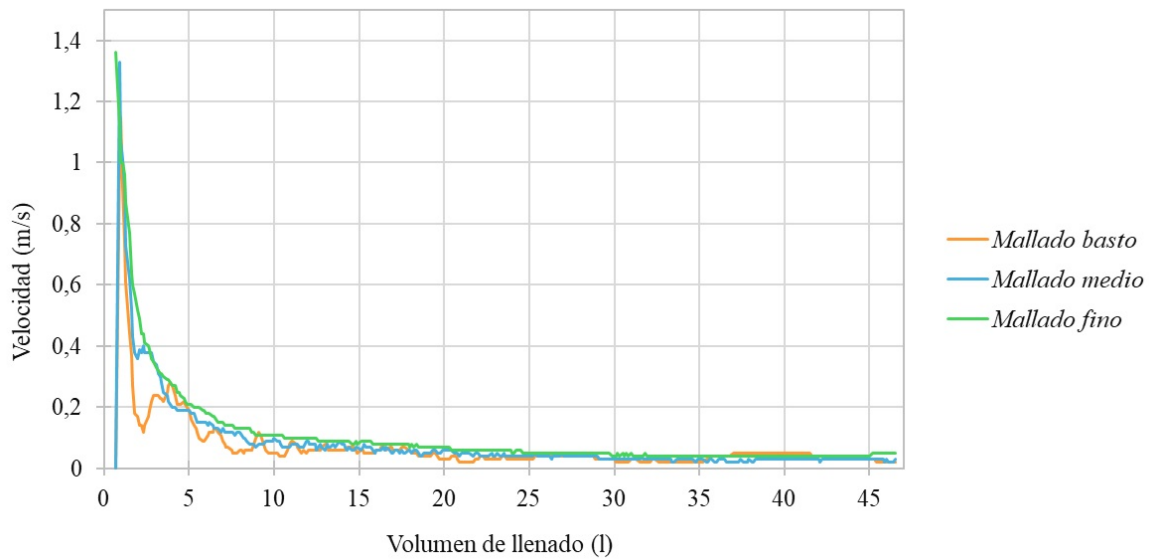


Figura 3.10. Evolución de la velocidad media en el semiancho para las tres variantes de mallado con $V_{in} = 0,277$ m/s.

En la *Figura 3.9* se observa claramente el comportamiento esperado en la comparativa. Los tres mallados cuentan con una tendencia parecida, con un mayor paralelismo a medida que aumenta la calidad. También es llamativo, especialmente en *Mallado fino*, el menor rizado de los valores al contar con celdas mucho más pequeñas. Aunque se puede apreciar a simple vista en las líneas de tendencia, la media numérica de la serie de datos de *Mallado medio* (0,737 m/s) se aproxima más a la media de *Mallado fino* (0,656) que a la de *Mallado basto* (0,875), corroborando la convergencia a medida que se mejora el mallado.

En la *Figura 3.10* la convergencia se demuestra, especialmente, en el valor máximo que toma la media durante los primeros instantes. Si bien es difícil de distinguir al superponerse las tres series, el *Mallado basto* alcanza un máximo de 1,04 m/s, mientras que el *Mallado medio* y el *Mallado fino* cuentan con unos máximos muy similares de, respectivamente, 1,33 m/s y 1,36 m/s. De nuevo, resalta el «suavizado» de los valores a mayor número de celdas, disminuyendo el rizado y los saltos bruscos entre valores.

Ante estos resultados, se considera justificada la calidad de mallado empleada en *Caso base*, *Variación velocidad 1* y *Variación velocidad 2*. Es cierto que *Variación mallado 2* parece arrojar resultados ligeramente más exactos; pero era inviable, en términos temporales, simular las tres variantes de velocidad con un mallado de tal calidad. Adicionalmente, esto haría necesarias la creación y simulación de un hipotético mallado aún más refinado para comprobar, a su vez, la convergencia de *Variación mallado 2*.

4. Resultados

4.1.- Salpicaduras sobre las paredes

Durante el vertido del acero líquido, este puede generar salpicaduras. Las proyecciones al exterior son indeseables por motivos de seguridad; pero también es importante limitar las salpicaduras dentro del mismo molde, ya que la práctica industrial las ha señalado como una de las causas de perforaciones y desgarros en el perfil durante su extracción [7]. Las pequeñas gotas de acero sobre las paredes internas pueden solidificar antes de ser alcanzadas por el nivel del líquido y generar puntos de adhesión entre la piel sólida del perfil y el molde. Siendo un problema recurrente en equipos con troneras laterales, la hipótesis principal es que una buza larga con una única tronera recta mitigará estas salpicaduras: a menores altura y velocidad de caída, menor energía cinética de impacto.

Para evaluar este riesgo se ha examinado directamente la interfase del fluido en el inicio del vertido. Durante los primeros segundos de llenado, se han tomado cinco instantáneas desde el sentido negativo del eje Y para cada una de las tres velocidades evaluadas. Se ha analizado únicamente el inicio del vertido al tomarse como el periodo con más riesgo de salpicaduras dada la mayor altura de impacto respecto momentos posteriores. Cada instantánea fue tomada para niveles equivalentes de acero en el molde para todas las velocidades. Se ha reducido la opacidad de las paredes exteriores y la buza para permitir la visualización de la interfase. Las *Figuras 4.1, 4.2 y 4.3*, correspondientes a las tres series de instantáneas, se han agrupado en la siguiente página para facilitar su comparación.

Puede observarse que, a medida que aumenta la velocidad de alimentación, el chorro se vuelve mucho más estable durante su caída, tendiendo a pegarse a las paredes internas de la buza. Para una $V_{in} = 0,4$ m/s el chorro es perfectamente simétrico en el primer impacto del acero en el fondo del molde, adquiriendo una forma casi invariable en los siguientes instantes y adheriéndose por completo a la buza. No se puede decir esto del caso con $V_{in} = 0,2$ m/s: el chorro no acaba de tener contacto con las paredes internas de la buza y cae desordenado y desgajado, generando, sin embargo, una superficie con menor «oleaje» que en los casos con velocidades superiores. Este oleaje y la alteración interna asociada serán de relevancia en el análisis del riesgo de *captación de aire*; pero, en este apartado, simplemente observar que dicho oleaje no es capaz de mojar la pared en alturas alejadas al nivel en ese instante, ni siquiera en el caso con $V_{in} = 0,4$ m/s.

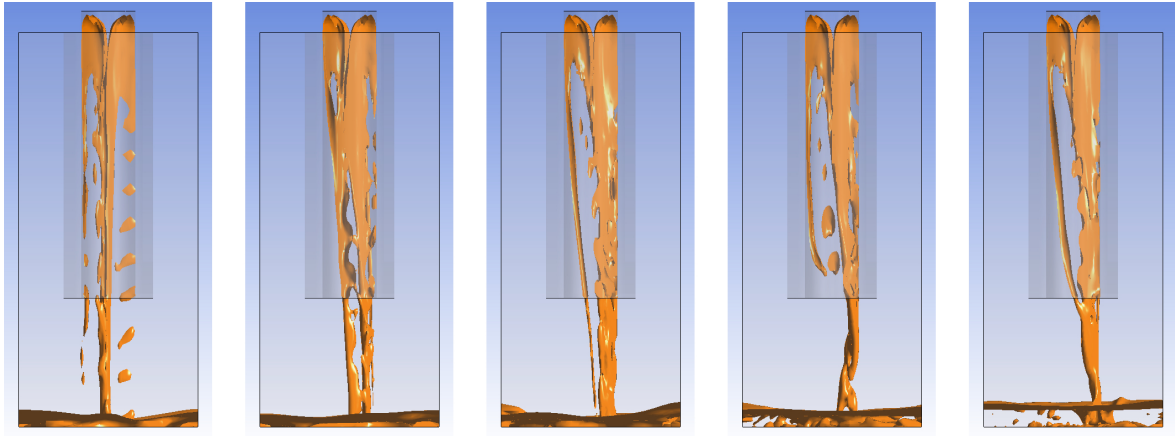


Figura 4.1. Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,2$ m/s.

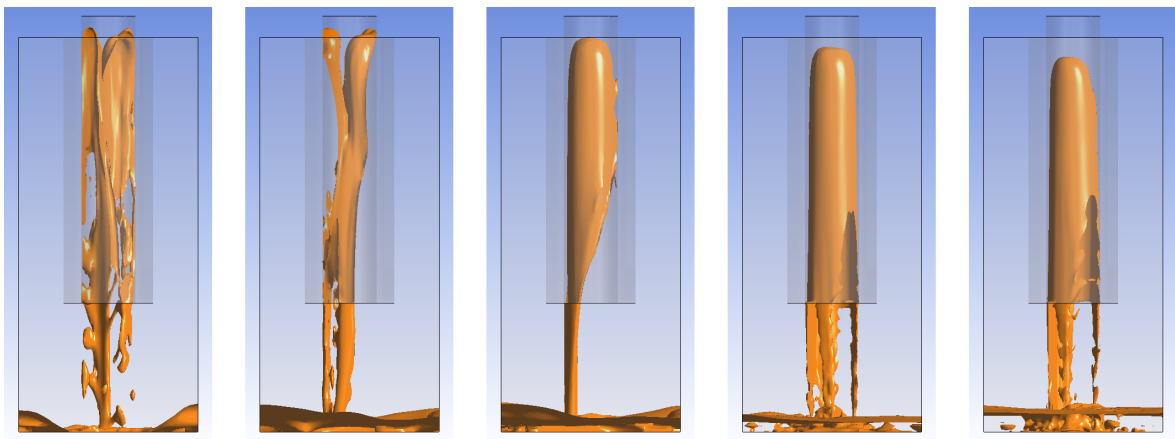


Figura 4.2. Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,277$ m/s.

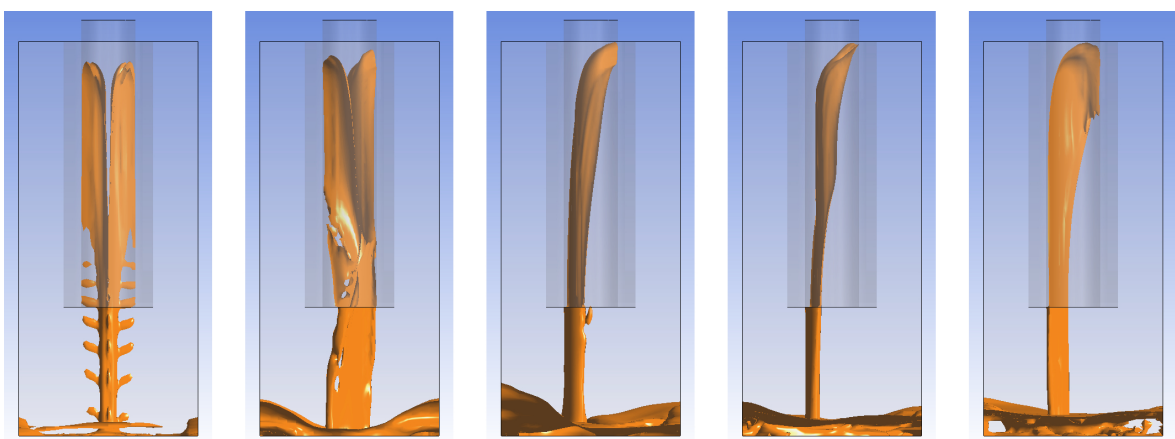


Figura 4.3. Primeros instantes de llenado del molde con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Observado el comportamiento en las *Figuras 4.1, 4.2 y 4.3*, puede concluirse que:

- La estabilidad del chorro de acero se beneficia de un aumento en la velocidad de alimentación: a mayor velocidad, mayor cohesión del fluido durante su caída
- La estabilidad es interesante desde el punto de vista de las salpicaduras al generar un chorro de impacto continuo, provocando, sin embargo, una superficie mucho más alterada.
- Esta inestabilidad en la superficie («oleaje») no es capaz de mojar regiones alejadas del nivel de fluido, descartando su hipotética solidificación en las paredes antes de ser alcanzado por dicho nivel.
- Ante todo, para las velocidades estudiadas y en los instantes tomados, no se observa ninguna salpicadura por encima del nivel de fluido, obviando la superficie mojada por el oleaje. Es lógico que existiría mayor riesgo en las paredes cercanas a la buza, pero, dada la tronera recta y su distancia hasta el fondo, no se apreció ninguna salpicadura ni siquiera en estas paredes.
- Se deduce que, para las velocidades entre $V_{in} = 0,2$ m/s y $V_{in} = 0,4$ m/s y geometrías análogas a la estudiada, es imposible generar salpicaduras prematuras de acero en las paredes.

4.2.- Captación de aire

Un acero líquido con la interfase muy alterada puede capturar pequeñas «burbujas» de aire que quedan atrapadas dentro del acero durante su solidificación. Esto empeorará su calidad interna, produciendo un producto con peores propiedades mecánicas y puntos internos de oxidación. Como ya pudo apreciarse en *Salpicaduras sobre las paredes*, esta agitación es provocada por el impacto del propio chorro de acero en la superficie de metal líquido dentro del molde.

El grado de agitación de la interfase es un concepto un tanto abstracto, por lo que se ha tenido que estimar estudiando el factor de vacíos y la velocidad superficial. El factor de vacíos (VF , por sus siglas en inglés) indica la fracción volumétrica (α_{aire}) de una fase (aire, en nuestro caso) en una región de interés. Un mayor valor del factor de vacíos significa una mayor cantidad de aire dentro de la región de interés. Si tomamos esta región en un instante en la que ya se considera completamente llena de líquido, podemos estimar la cantidad de aire encerrado dentro del fluido. Por otra parte, una interfase con velocidad superficial elevada puede indicar mayores agitación y riesgo de captación de aire.

Para el factor de vacíos se ha usado un volumen de control formado por un ortoedro con el fondo del molde como base y una altura de 0,05 m (*Figura 4.4*).

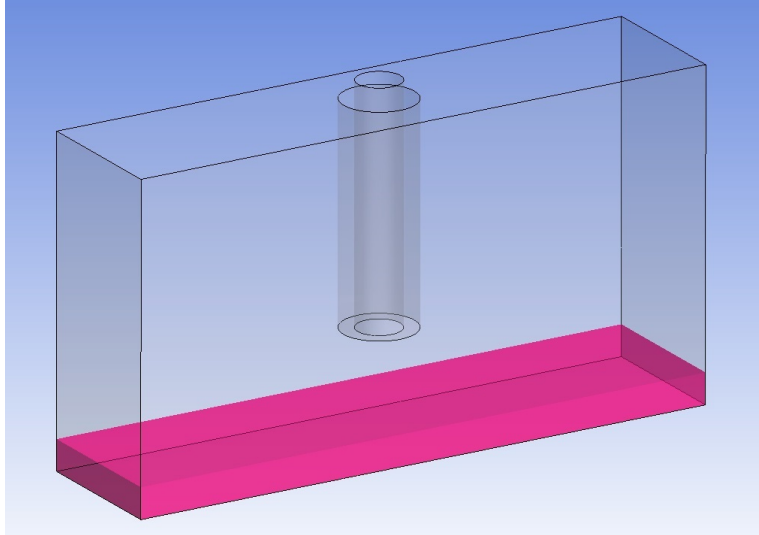


Figura 4.4. Volumen de control usado para el factor de vacíos.

Matemáticamente, el factor de vacíos (en %) se define como:

$$\frac{\int_{VC} \alpha_{aire}}{V_{VC}} \cdot 100 \quad (4.1)$$

Es lógico pensar que, si tomamos mismos instantes para velocidades diferentes, el comportamiento fluidodinámico será completamente diferente. Por ello, y para poder comparar las tres velocidades de alimentación estudiadas en un mismo periodo, se ha optado por representar la evolución de los parámetros en función del nivel de fluido dentro del molde en vez de en función del tiempo. Este razonamiento será constante en cualquier gráfica expuesta en esta sección o en las siguientes.

En esta sección, el periodo considerado parte de un instante equivalente a un nivel de fluido 0,01 m por encima del volumen de control (correspondiente a unos 15,9 l de acero en molde) hasta 15 segundos después en el *Caso base* (correspondiente a 34,3 l de acero en molde).

Vista esta consideración sobre el periodo de estudio, se ha representado el factor de vacíos para las tres velocidades en el periodo ya mencionado junto con su aproximación mediante una ecuación de segundo grado.

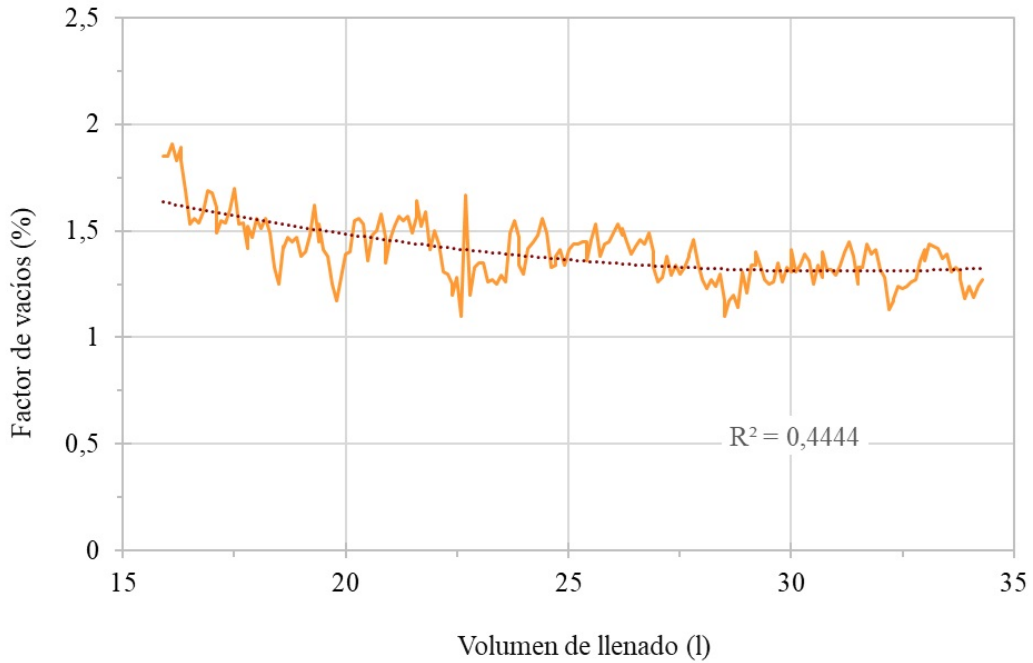


Figura 4.5. Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,2$ m/s.

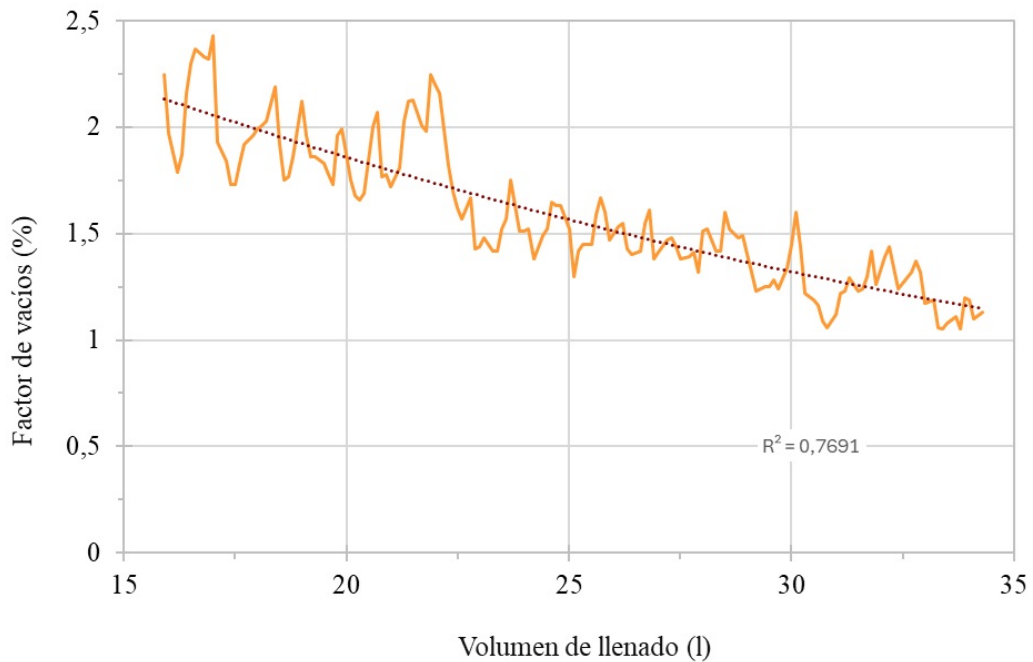


Figura 4.6. Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,277$ m/s.

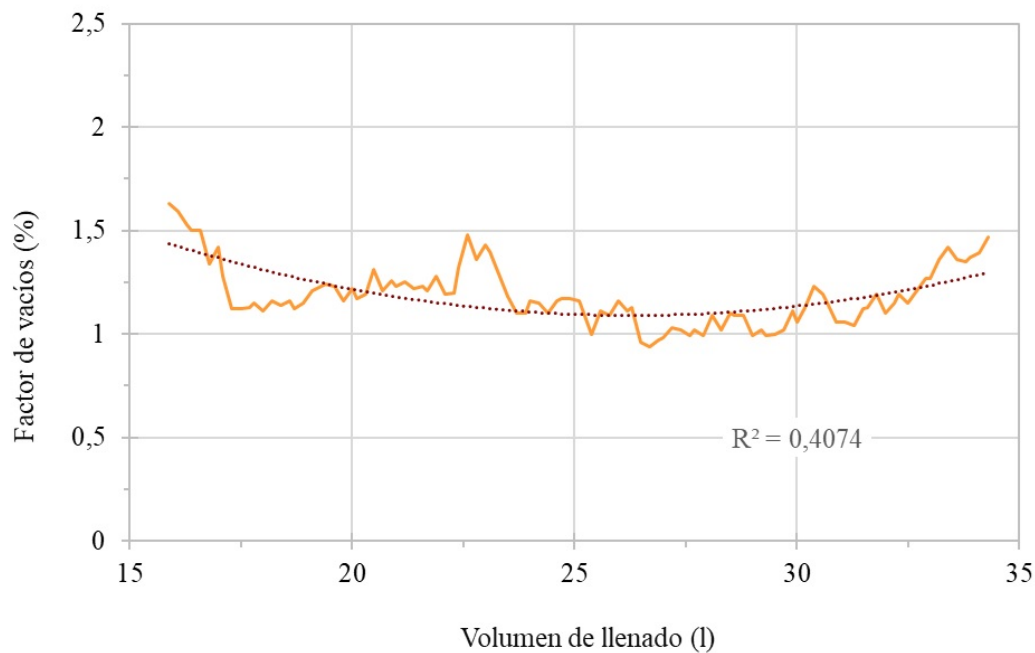


Figura 4.7. Evolución del factor de vacíos con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Como se puede observar en las Figuras 4.5, 4.6 y 4.7, el factor de vacíos permanece, por lo general, menor al 2%. Para los casos con $V_{in} = 0,2$ m/s y $V_{in} = 0,277$ m/s se aprecia una tendencia decreciente con el tiempo, más acusada a mayor velocidad de alimentación. Sin embargo, para $V_{in} = 0,4$ m/s, el comportamiento es diferente: la tendencia presenta una muy ligera concavidad, si bien es aproximadamente constante en su zona central. Entre $V_{in} = 0,277$ m/s y $V_{in} = 0,4$ m/s debe existir un cambio de régimen en el comportamiento del fluido que revierta la tendencia negativa observada hasta entonces.

Adicionalmente, también puede realizarse una observación directa de la interfase para valorar cualitativamente su alteración, tal y como se vio en *Salpicaduras sobre las paredes*. En las Figuras 4.8, 4.9 y 4.10 se ha visualizado la interfase de las tres velocidades con una escala cromática en función de su velocidad superficial instantánea. Además, esta perspectiva nos permite observar mejor el aire en el interior del fluido respecto las Figuras 4.1, 4.2 y 4.3 de la anterior sección. Las tres imágenes relativas a las Figuras 4.8, 4.9 y 4.10 han sido tomadas para el mismo nivel de llenado en todas las velocidades, correspondientes a un volumen de fluido de 34,3 l (último instante del periodo analizado).

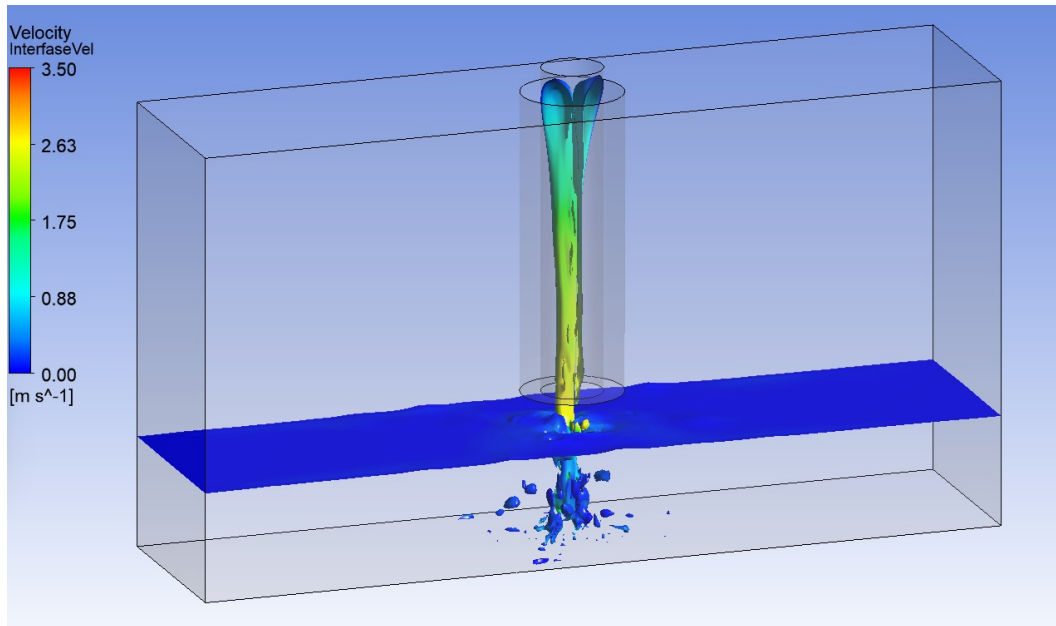


Figura 4.8. Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,2$ m/s.

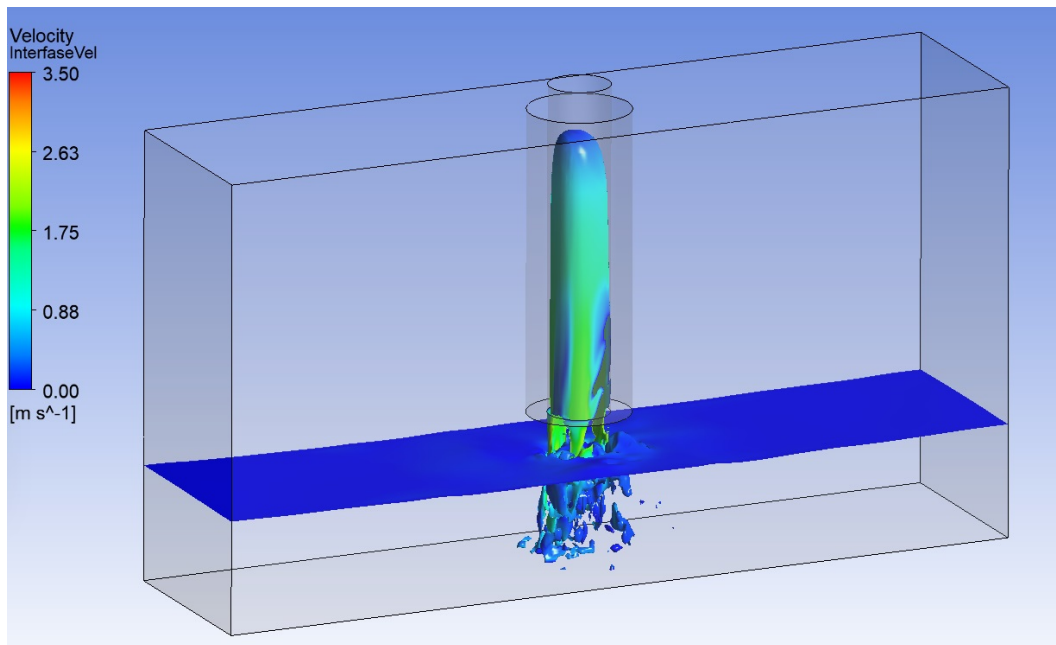


Figura 4.9. Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,277$ m/s.

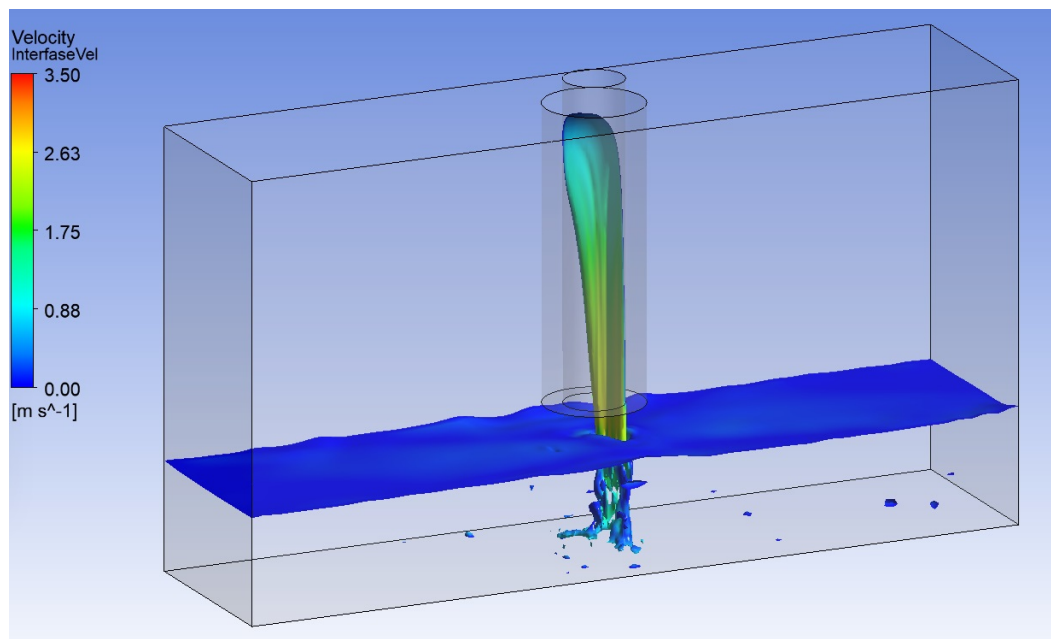


Figura 4.10. Velocidad en la interfase con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Aunque pueda resultar contraintuitivo, las Figuras 4.8, 4.9 y 4.10 muestran una menor velocidad instantánea en la interfase dentro de la buza para velocidades mayores. Esto cobra sentido al observar la forma de dicho chorro: como ya se advirtió en *Salpicaduras en las paredes*, el chorro de alimentación tiende a adherirse a las paredes internas de la buza a medida que se aumenta la velocidad de entrada. El fluido junto a la pared ve disminuida su velocidad: con $V_{in} = 0,2$ m/s el fluido vierte por el centro de la buza en caída libre y evitando ser frenado por las paredes. Curiosamente, para una $V_{in} = 0,277$ m/s parece apreciarse una mayor cantidad de aire en el interior del fluido. Esto puede ser fruto de una velocidad superior a $V_{in} = 0,277$ m/s pero una adherencia inferior a $V_{in} = 0,4$ m/s. Este último caso se ve beneficiado, dado su llamativo chorro cohesionado (Figuras 4.3), por un único punto de impacto fluido-superficie; al contrario que en los casos con menor velocidad.

Las Figuras 4.8, 4.9 y 4.10 nos proporcionan únicamente información sobre la velocidad media en la interfase para un instante concreto. Para analizar la evolución de la velocidad media se muestran las Figuras 4.11, 4.12 y 4.13, donde se representa su evolución para las tres velocidades de alimentación en el mismo periodo que el tomado en las Figuras 4.5, 4.6 y 4.7 para permitir su comparación con el factor de vacíos.

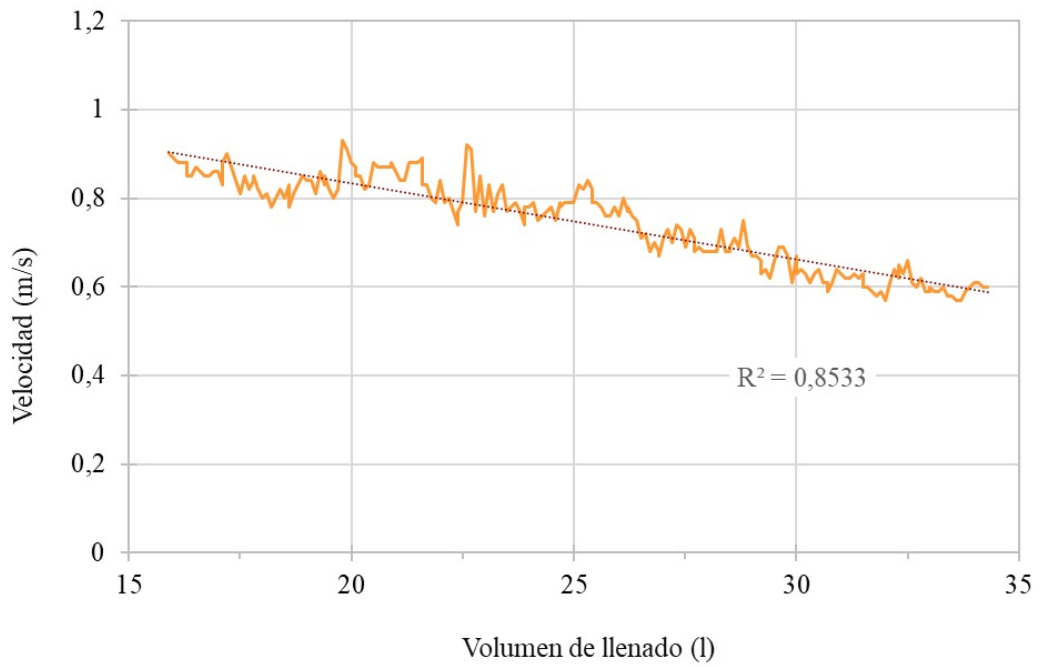


Figura 4.11. Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,2$ m/s.

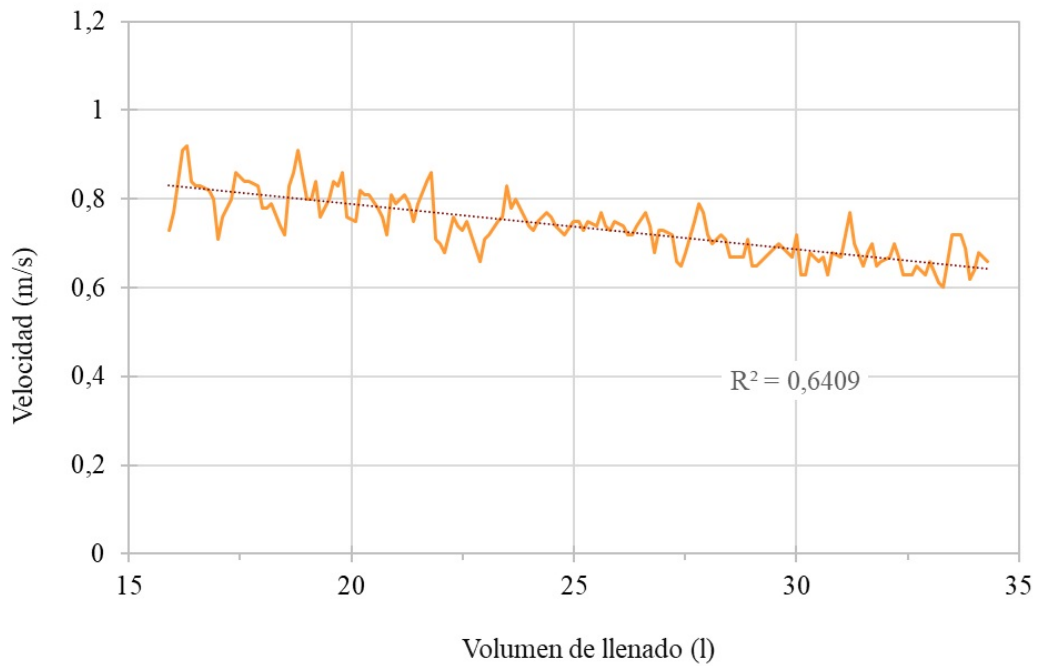


Figura 4.12. Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,277$ m/s.

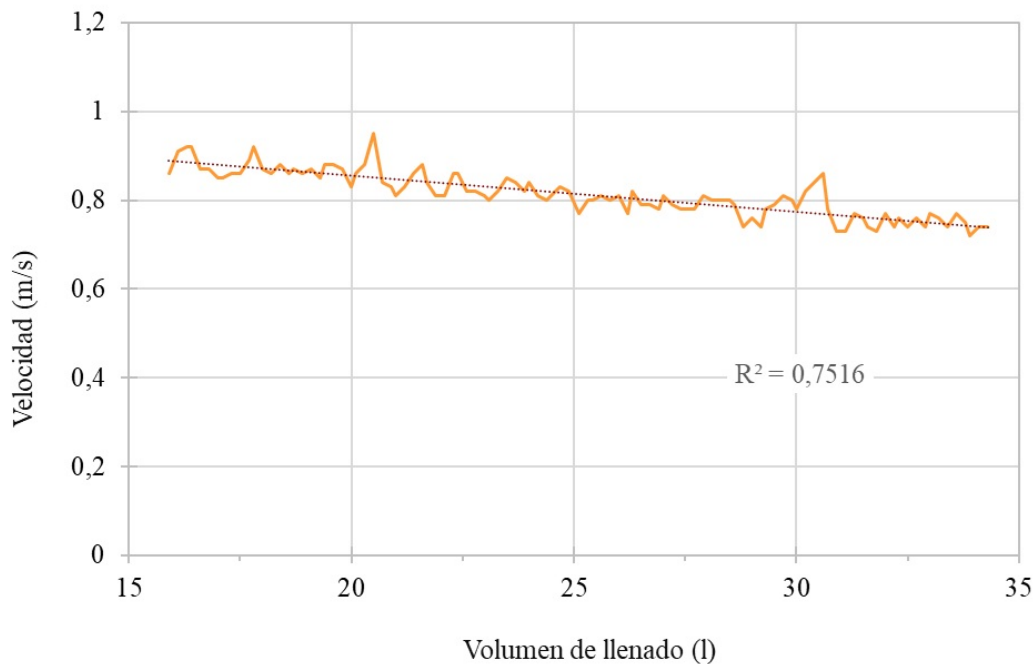


Figura 4.13. Evolución de la velocidad media en la interfase con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Se observa una velocidad media muy similar en los tres casos al principio de cada serie. Sin embargo, las líneas de tendencia reflejan una menor disminución con el tiempo a medida que aumenta la velocidad, es decir, velocidades de alimentación pequeñas cuentan con velocidades medias equiparables a velocidades superiores al inicio del llenado, pero esta velocidad disminuye rápidamente. Las Figuras 4.11, 4.12 y 4.13 también indican un menor rizado en la velocidad media a mayor velocidad: como se vio en *Salpicaduras en las paredes*, el chorro se volvía más estable con la velocidad, explicando esta menor fluctuación en la velocidad media en la interfase.

Vistos los resultados en las Figuras desde 4.5 a 4.13, puede concluirse que:

- Según la evolución del factor de vacíos y la velocidad en la interfase, una mayor V_{in} puede significar más riesgo de captación de aire. Con $V_{in} = 0,4$ m/s no sólo la velocidad media disminuye más lentamente, sino que no es clara la disminución del factor de vacíos a medida que el molde se llena, al contrario que en los otros dos casos.
- La interfase corrobora la desventaja de una mayor velocidad: el fluido llega a la superficie ordenado y a mayor velocidad a pesar de la adherencia a la buza, penetrando por un único punto e inyectando aire a mayor profundidad. Los casos con $V_{in} = 0,2$ m/s y $V_{in} = 0,277$ m/s pueden generar mayor alteración justo por debajo de la superficie, pero las burbujas son rápidamente eliminadas dada su cercanía a la superficie.

- A pesar de esto, el factor de vacíos se mantiene acotado, por lo general, entre el 1 % y el 2 % en el periodo y los casos estudiados. Esto indica que, según el periodo y las velocidades estudiadas, no se puede afirmar que una mayor velocidad tenga un impacto significativo en el riesgo de captación de aire. Sería necesario un análisis en un periodo más extenso y con mayor rango de velocidades para comprobar verdaderamente si un aumento en la velocidad de alimentación puede ser perjudicial en cuanto al riesgo de captación de aire.

4.3.- Arrastre de la ferralla de refrigeración

Durante el vertido en el molde, las altas temperaturas del acero líquido pueden tener un efecto indeseado en la cabeza del falso lingote. Al contrario que las paredes, esta parte no cuenta con una refrigeración por agua, lo que provoca una solidificación más lenta del acero y el riesgo de que este funda la superficie de la cabeza del falso lingote. Para evitarlo resulta imprescindible un rápido enfriamiento del metal líquido y la creación de una piel exterior sólida que lo aisle del falso lingote. En este punto podría llegar a imaginarse algún complejo sistema de refrigeración indirecta; pero, en la práctica industrial, se emplea una solución mucho más sencilla: colocar algunas piezas de ferralla en la cabeza del falso lingote. Esta chatarra aumenta el área de contacto con el metal líquido y favorece su refrigeración, a la vez que se funde e integra con el propio acero. Es lógico pensar que si esta ferralla es desplazada por el propio chorro de acero durante el vertido, se alterará su distribución en el fondo del molde y se empeorará la transmisión del calor y la eficacia de refrigeración.

El riesgo de desplazamiento de la ferralla dependerá de las características físicas de las piezas empleadas, de su posición y distribución en el falso lingote, y del caudal de fluido impactando sobre ella. Por ello, basaremos el análisis de este riesgo en el estudio de los campos de velocidades en el seno del fluido.

La chatarra se coloca distribuida por el molde, evitando la zona justo debajo de la tronera por la inestabilidad del chorro de metal en esa región. Se ha establecido una región de estudio de geometría variable formada por el volumen de fluido desde la pared estrecha del molde hasta el plano tangente al exterior de la buza (*Figura 4.14*, página siguiente). De esta manera se logra aislar los valores de velocidad de las celdas con fluido e ignorar las celdas por encima del nivel de líquido con velocidad prácticamente nula.

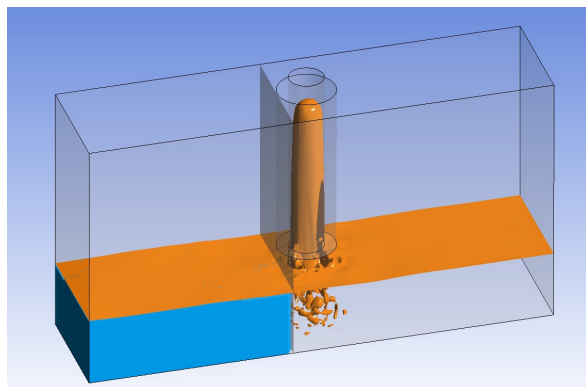


Figura 4.14. Volumen de control (en azul) usado para el estudio de velocidades en el seno del fluido. En naranja la interfase correspondiente a $t = 30$ s en *Caso base*. Nótese el plano semitransparente tangente a la buza usado para delimitar el semiancho del molde.

Se puede suponer también que la chatarra no se verá influida por la componente transversal de la velocidad (eje X), existiendo sólo riesgo de desplazamiento longitudinal (eje Y) y de levantamiento (eje Z). Para comprobar en qué lapso del tiempo de llenado existen mayores velocidades, se partirá de un periodo preliminar desde el inicio del llenado ($t = 0$ s) hasta que el nivel de líquido rebase el borde inferior de la buza ($t = 38$ s en *Caso base*). Al igual que se hizo en *Captación de aire*, este lapso se ha extrapolado a la cantidad de metal líquido dentro del molde para facilitar la comparación entre las tres variantes de velocidad, dando lugar al tiempo de llenado entre 0 y 46,5 l. En esta horquilla de llenado se ha analizado la evolución del valor medio (Figuras 4.15, 4.16 y 4.17).

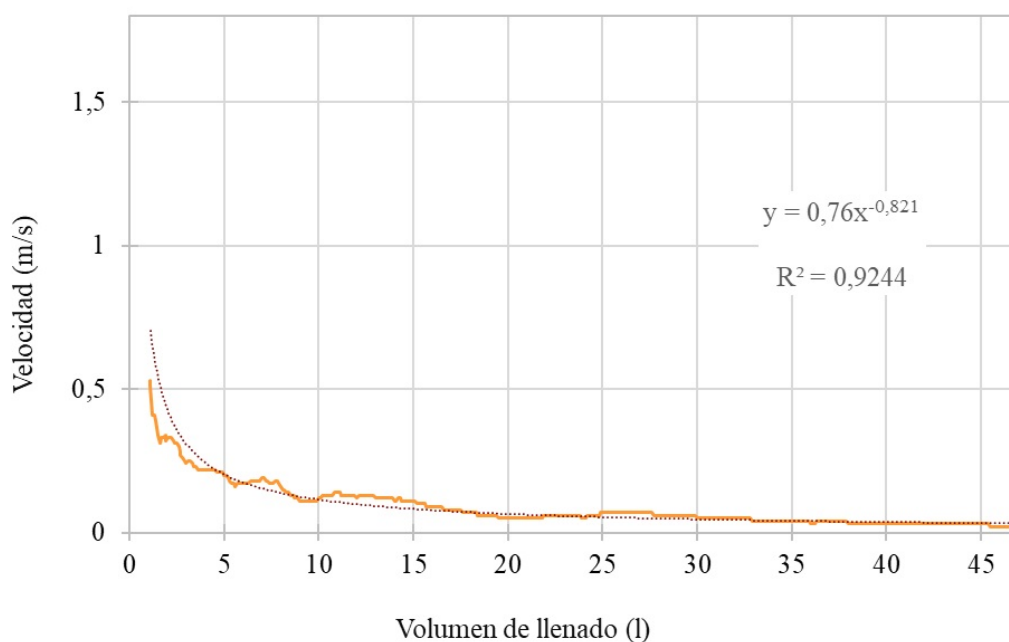


Figura 4.15. Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,2$ m/s.

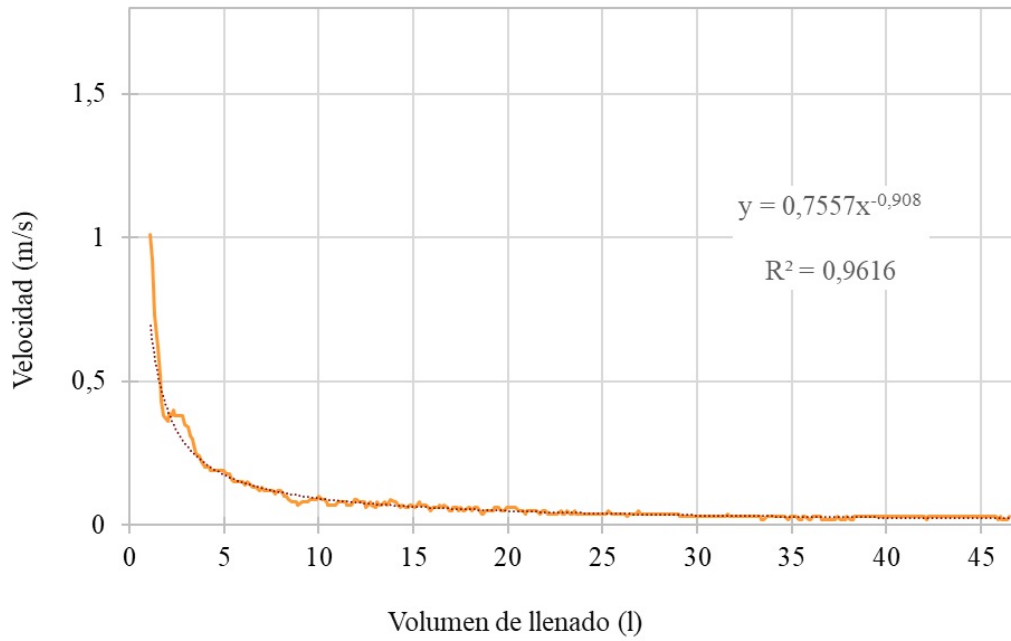


Figura 4.16. Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,277$ m/s.

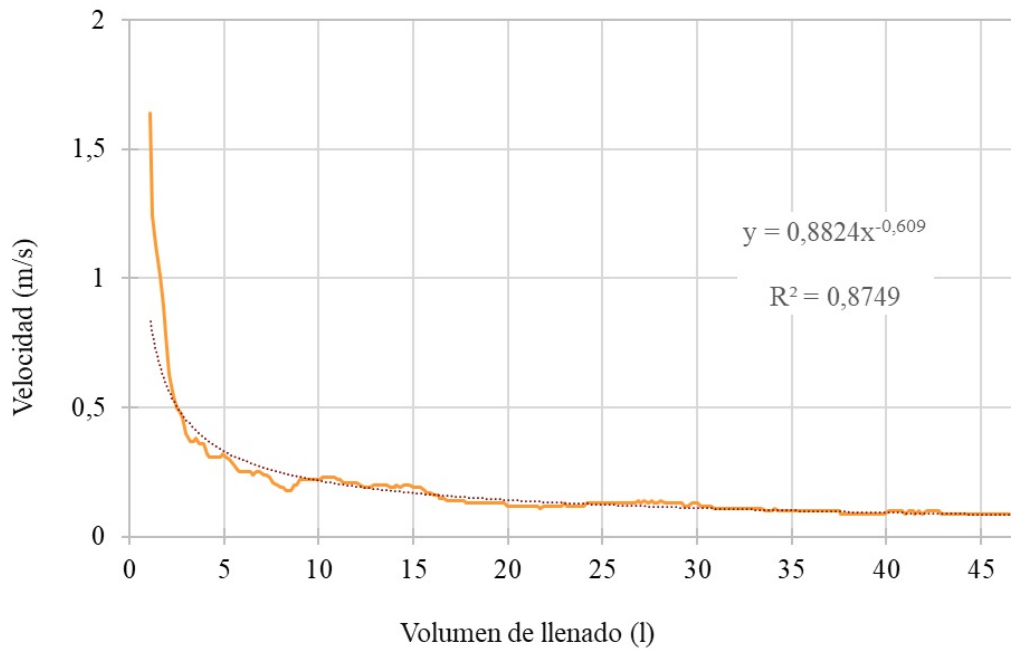


Figura 4.17. Evolución de la velocidad media en el semiancho con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Se observa una forma muy peculiar en cualquiera de las tres gráficas, partiendo de velocidades medias hasta cuatro veces superiores a la velocidad de alimentación (*Figura 4.17*), pero tendiendo muy rápidamente a valores cercanos a cero. En cualquiera de los casos se puede aproximar el comportamiento casi perfectamente con una ecuación potencial. Únicamente al principio del periodo las líneas de tendencia no son capaces de ajustar los valores. Este comportamiento es lógico: a medida que el líquido llena el molde, la propia viscosidad del volumen estable de fluido frena el flujo entrante. Pueden existir valores puntuales altos en tiempos posteriores, pero la mayor parte de las celdas con fluido tienen una velocidad casi nula.

Adicionalmente, se han representado los valores absolutos máximos de la velocidad en cada instante (*Figuras 4.18, 4.19 y 4.20*). Como se explicó anteriormente, se ha considerado poco relevante un hipotético empuje en el eje X, por lo que sólo se representan los máximos en los ejes Y y Z. Aclarar que, al tomar el valor absoluto, se computan velocidades máximas en los sentidos positivo y negativo de cada eje. Aclarar que se tomó el valor absoluto sólo en el eje Y para valorar un posible arrastre en un sentido u otro. En el eje Z únicamente se tuvieron en cuenta los valores máximos en el sentido positivo del eje, responsables de un hipotético levantamiento de la ferralla.

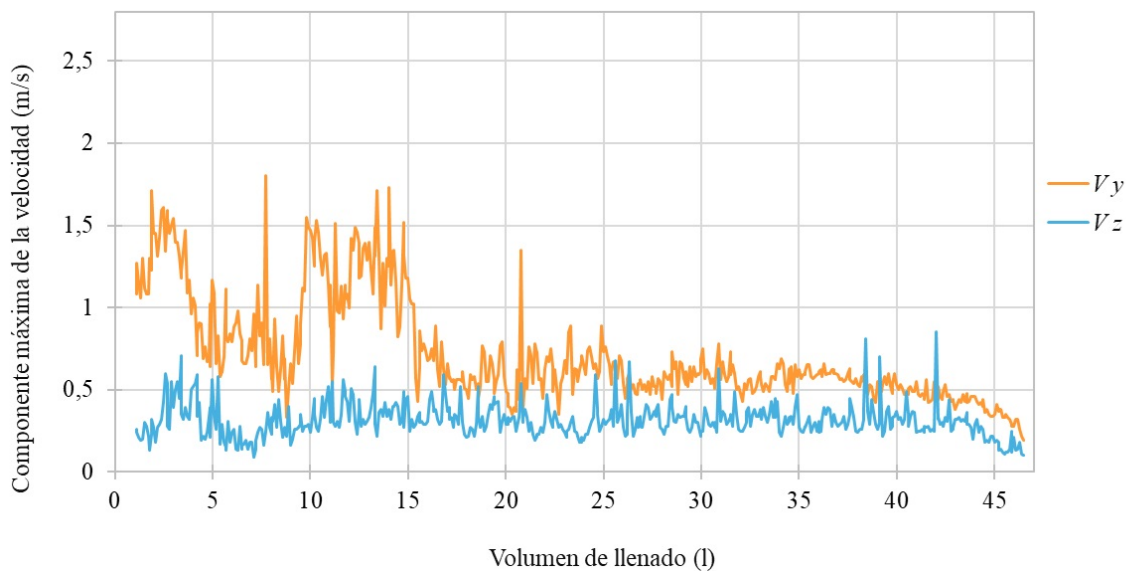


Figura 4.18. Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,2$ m/s.

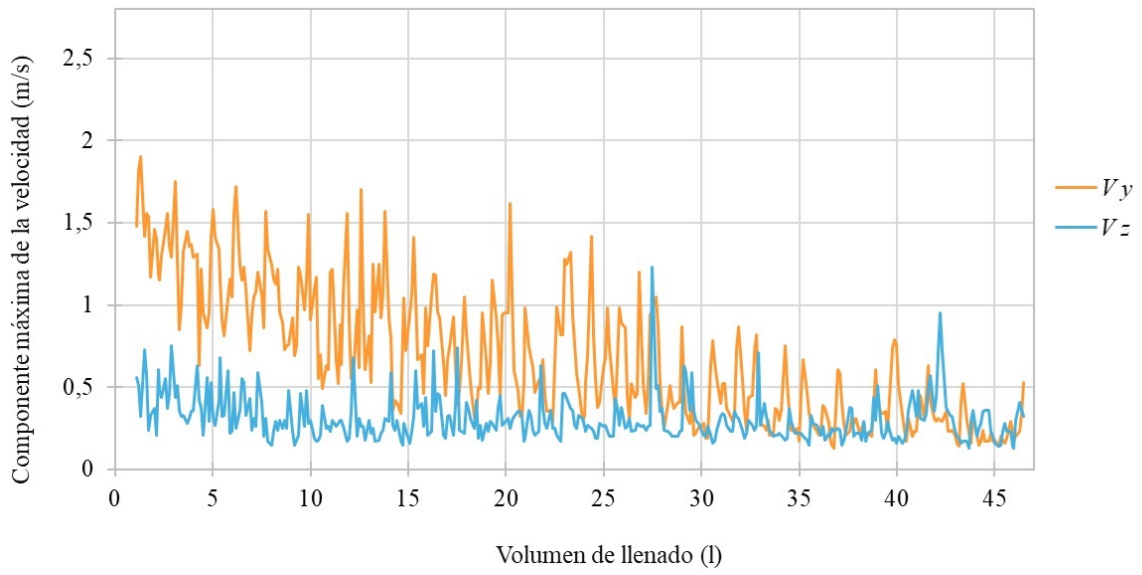


Figura 4.19. Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,277$ m/s.

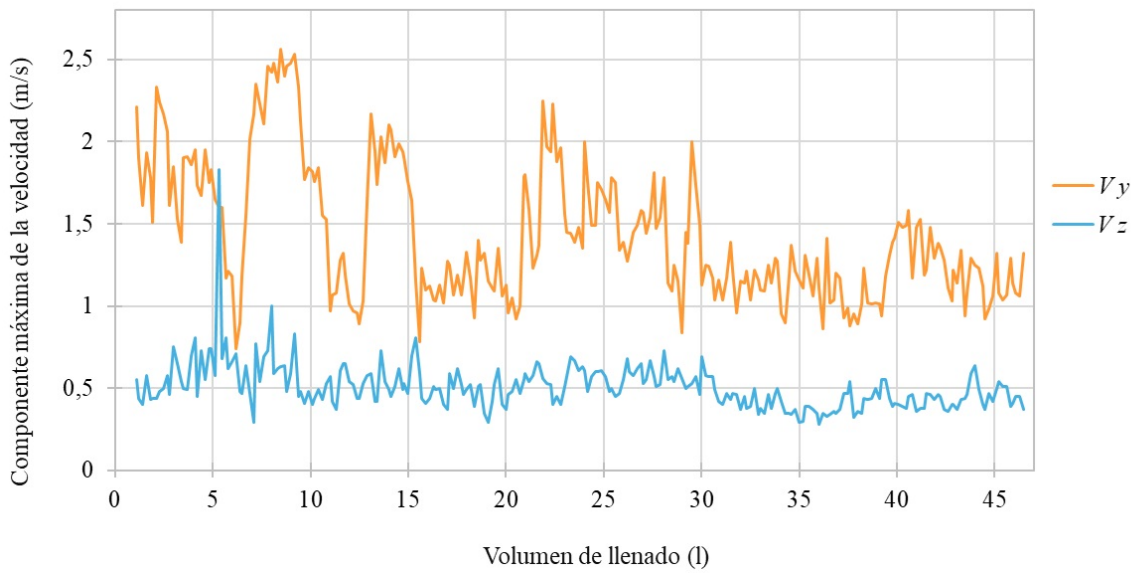


Figura 4.20. Valores absolutos máximos de las componentes de la velocidad en los ejes Y y Z con $V_{in} = 0,4$ m/s.

Las Figuras 4.18 y 4.19 muestran un comportamiento muy similar: las velocidades máximas en el eje Y disminuyen paulatinamente, existiendo mucho rizado al tener en cuenta ambos sentidos del eje; mientras que la componente máxima en el eje Z se mantiene relativamente estable en todo el periodo, a excepción de ciertos valores muy puntuales. La Figura 4.20 indica un posible cambio de régimen entre las velocidades estudiadas: mientras que la velocidad en el eje Z sigue estable pero con un valor medio superior; los valores absolutos en el eje Y ya no tienen una tendencia negativa tan clara. Esta serie de datos cuenta con un rizado mucho más agresivo en los otros dos casos de estudio, con varias «mesetas» de valores anormalmente altos. Estas mesetas llegan a rondar los 2,5 m/s, mientras que la tendencia parece apuntar hacia valores alrededor de 1,25 m/s.

Las Figuras 4.15 a 4.20 ayudan a poner en perspectiva el riesgo general de desplazamiento en un periodo lo suficientemente amplio. Sin embargo, para lograr un mayor detallismo en este análisis, se han supuesto dos pequeñas piezas de chatarra colocadas transversalmente en el molde. Estas dos piezas, representadas por rectángulos perpendiculares al fondo del molde, tienen unas dimensiones de 0,2 x 0,05 m, y están ubicadas a 0,15 m (*Región 1*) y 0,35 m (*Región 2*) del eje de la buza. En la Figura 4.21 se muestran estas dos regiones dentro del dominio geométrico.

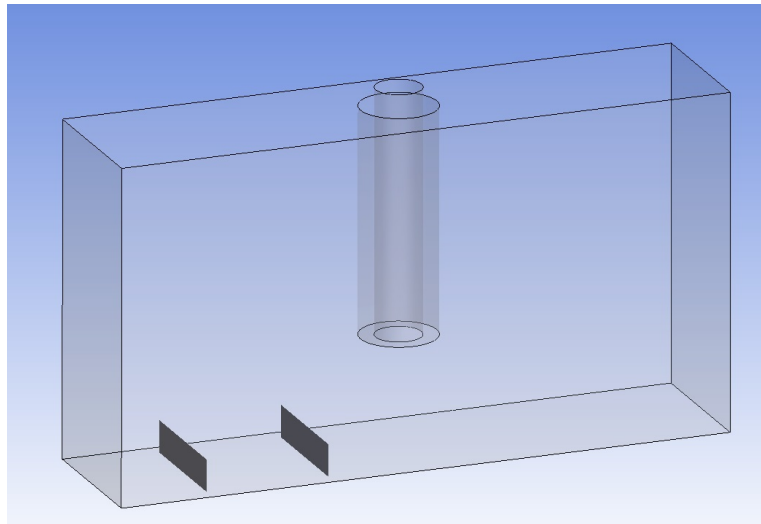
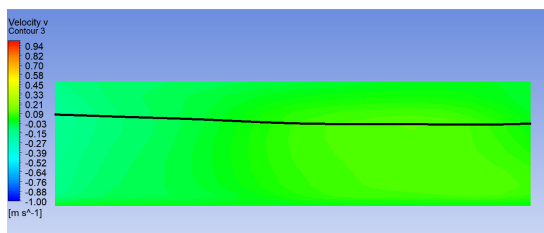
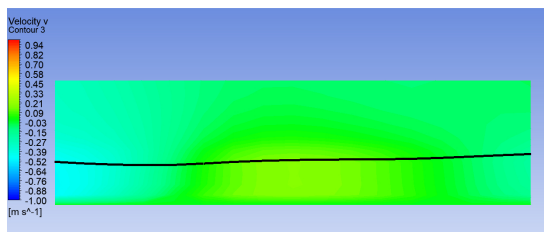
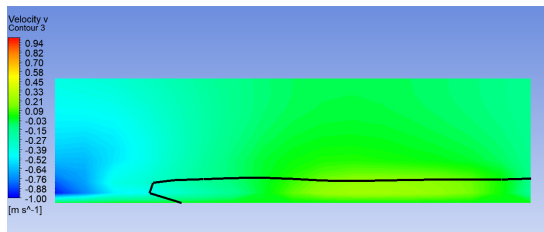
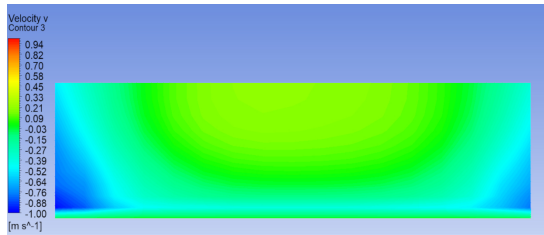


Figura 4.21. Superficies de control (*Región 1* y *Región 2*) en el fondo de la buza para el monitoreo de la velocidad.

Una vez creadas estas dos áreas de cálculo, se han visualizado los contornos de la componente de la velocidad en el eje Y en la *Región 1* y la *Región 2* durante los instantes $t = 1$ s, $t = 2$ s, $t = 4$ s y $t = 7$ s en *Caso base*. De nuevo, estos tiempos se han equiparado según la velocidad de alimentación del caso estudiado para permitir la comparación entre las tres variantes. Adicionalmente, se ha representado la intersección de la interfase con estos contornos para relacionar el fluido en contacto con las piezas y los campos de velocidad en estas. Los contornos, observados desde el sentido negativo del eje Y, se muestran en las *Figuras 4.22, 4.23 y 4.24* (siguientes páginas) en orden temporal descendente y organizados en dos columnas según la *Región* a la que pertenezcan.

Para ayudar en la quizás farragosa interpretación de las *Figuras 4.22, 4.23 y 4.24*, se ha añadido a estas series de contornos la *Figura 4.25*, donde se muestra, desde una perspectiva cenital y en los mismos instantes que los contornos, la distribución de los vectores de velocidad en *Caso base*.

Región 1



Región 2

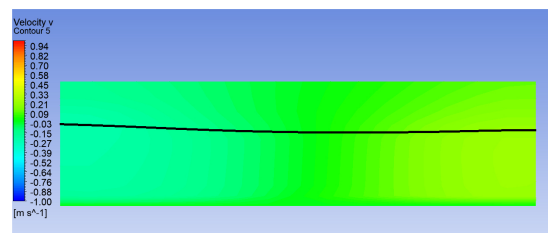
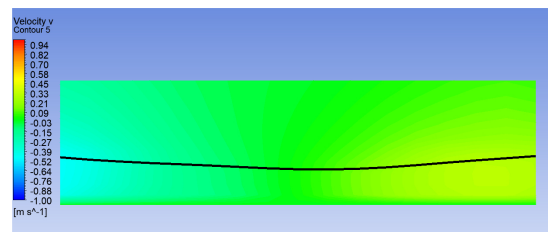
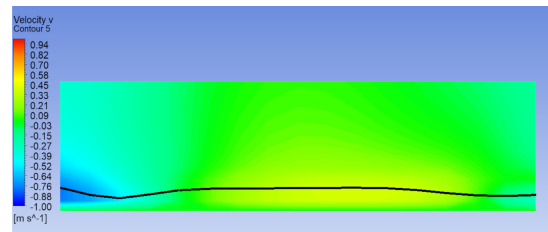
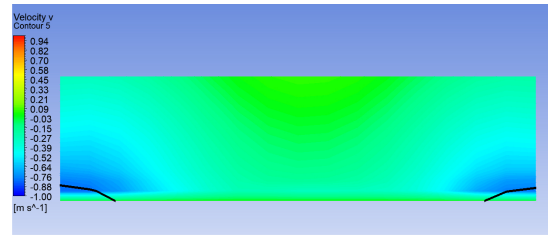


Figura 4.22. Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la Región 1 y Región 2 con $V_{in} = 0,2$ m/s.

Región 1

Región 2

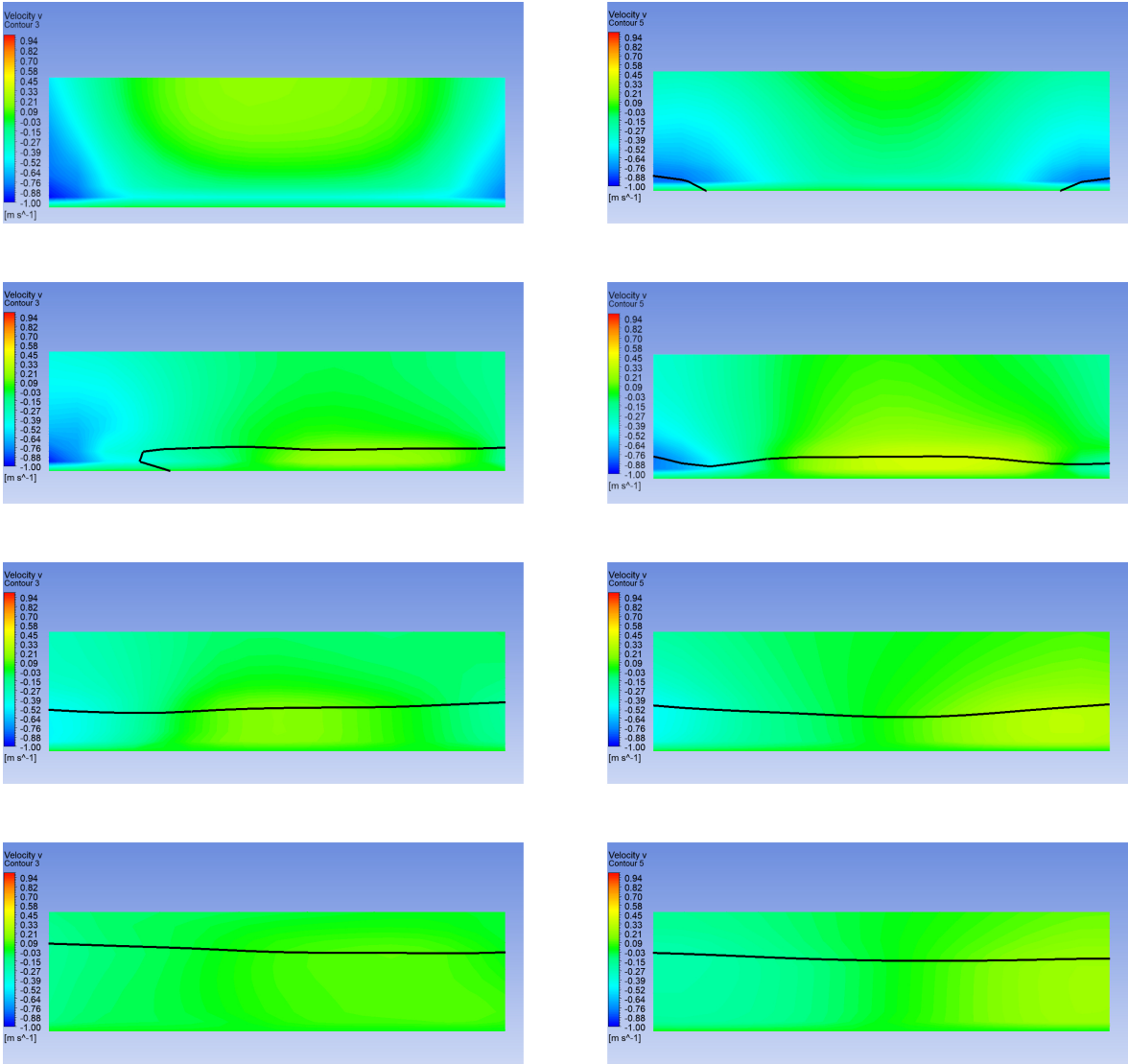
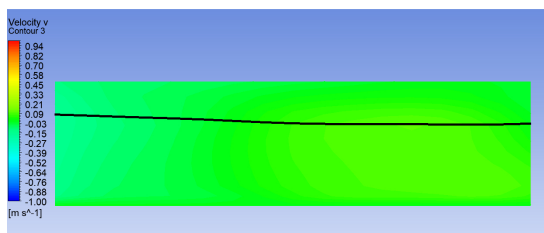
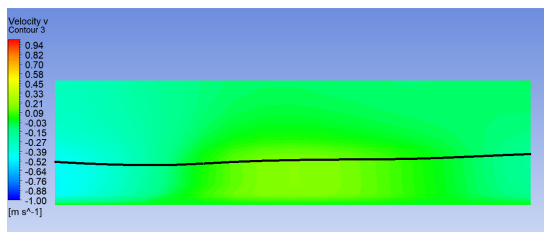
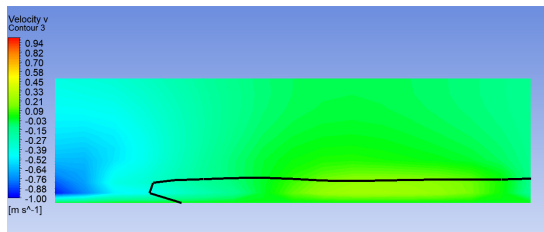
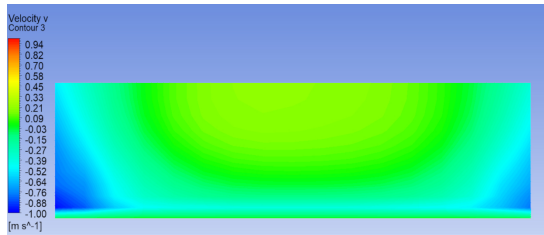


Figura 4.23. Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la Región 1 y Región 2 con $V_{in} = 0,277$ m/s.

Región 1



Región 2

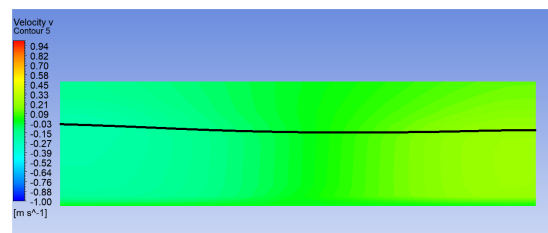
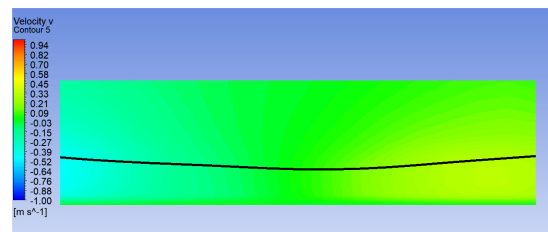
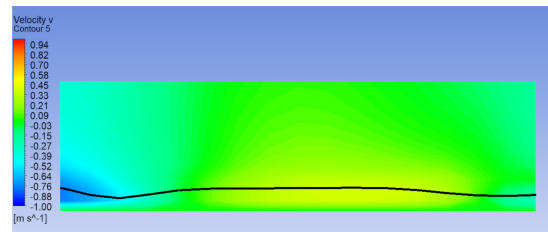
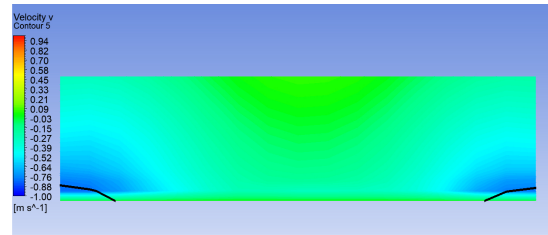


Figura 4.24. Contornos de velocidad e intersección de la interfase en la Región 1 y Región 2 con $V_{in} = 0,4$ m/s.

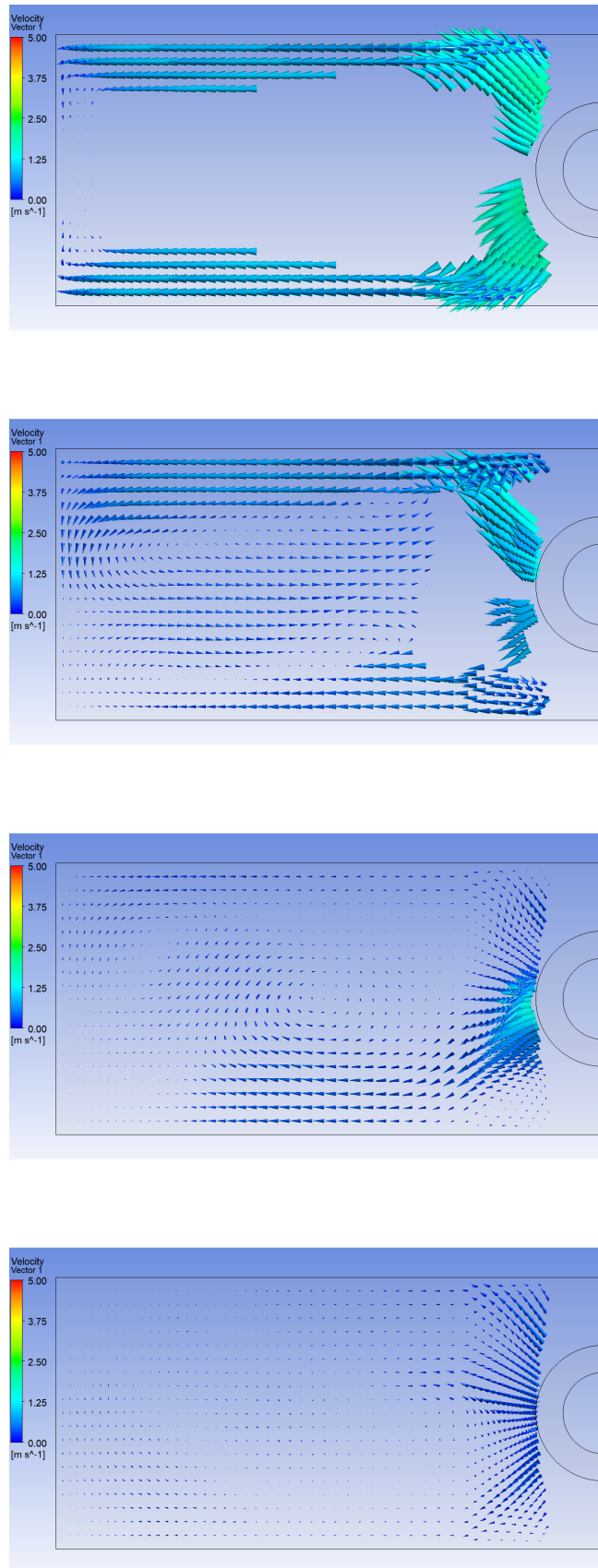


Figura 4.25. Distribución de los vectores de velocidad en el semiancho con $V_{in} = 0,277$ m/s.

Observando las Figuras 4.22 a 4.25, se advierten unas mayores velocidades junto a las paredes cercanas a la buza, muy especialmente durante los primeros segundos. Este flujo impacta con la pared lejana y crea una pequeña corriente de reflujo por el pasillo central del molde. La *Región 1* sufre unas velocidades de impacto en sus laterales de valor en torno a 1 m/s en el sentido positivo del eje. Mientras, la *Región 2* se ve más influenciada por la resaca en su zona central, pero siempre con velocidades alrededor de los 0,5 m/s. Pueden existir flujos de sentido contrapuesto en los laterales de ambas *Regiones* que tiendan a rotar las piezas, si bien la diferencia de valores entre un sentido y otro no es agresiva. Al final del periodo los valores de los campos de velocidades se han uniformizado casi por completo, siendo relevantes únicamente en la zona inmediatamente cercana a la buza.

Las Figuras 4.22 a 4.25 representan solamente cuatro instantes entre $t = 1$ s y $t = 7$ s en el *Caso base*. Para analizar las velocidades máximas a las que podrían estar expuestas estas piezas, se ha realizado un estudio similar al mostrado en las Figuras 4.18 a 4.20, pero representando las componentes máximas en las *Regiones* y no en el semiancho del molde. El intervalo entre $t = 1$ s y $t = 7$ s en *Caso base* se ha extrapolado a cantidad de fluido en el molde para la comparación entre variantes, resultando en un periodo de estudio entre 0,2 y 8,5 litros de llenado. Los resultados, expuestos en las Figuras 4.27 a 4.31, se han dividido en las dos *Regiones* analizadas por cada variante de velocidad para facilitar la comprensión de las gráficas.

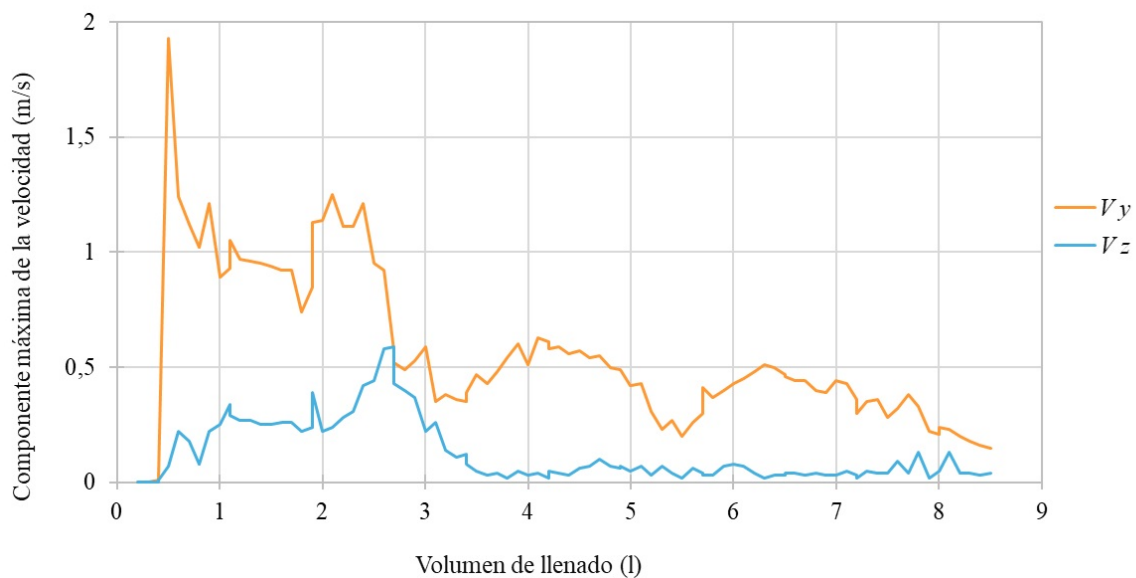


Figura 4.26. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la *Región 1* con $V_{in} = 0,2$ m/s.

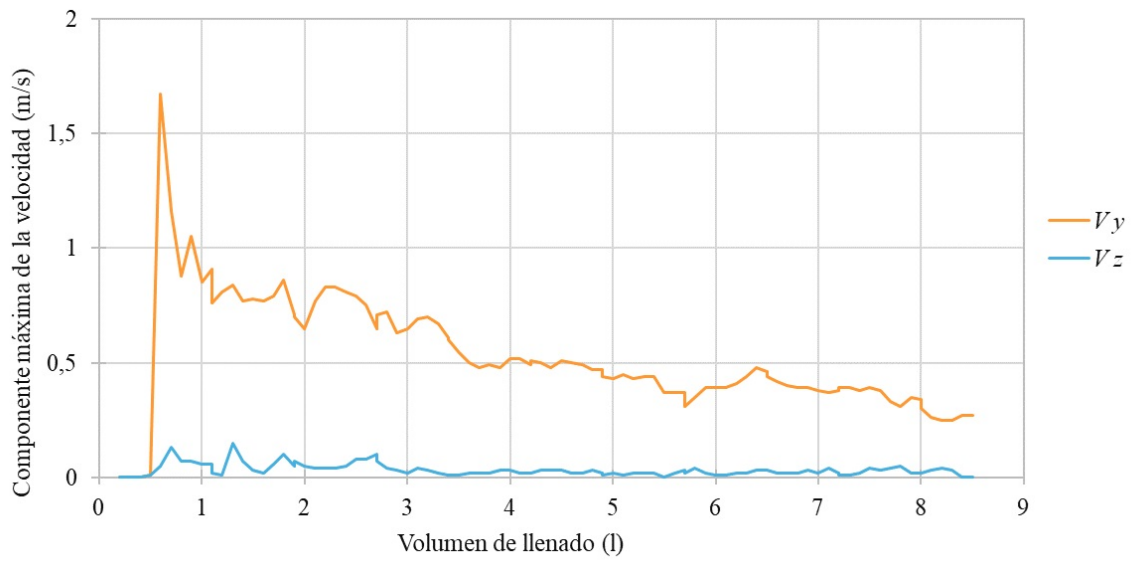


Figura 4.27. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la *Región 2* con $V_{in} = 0,2$ m/s.

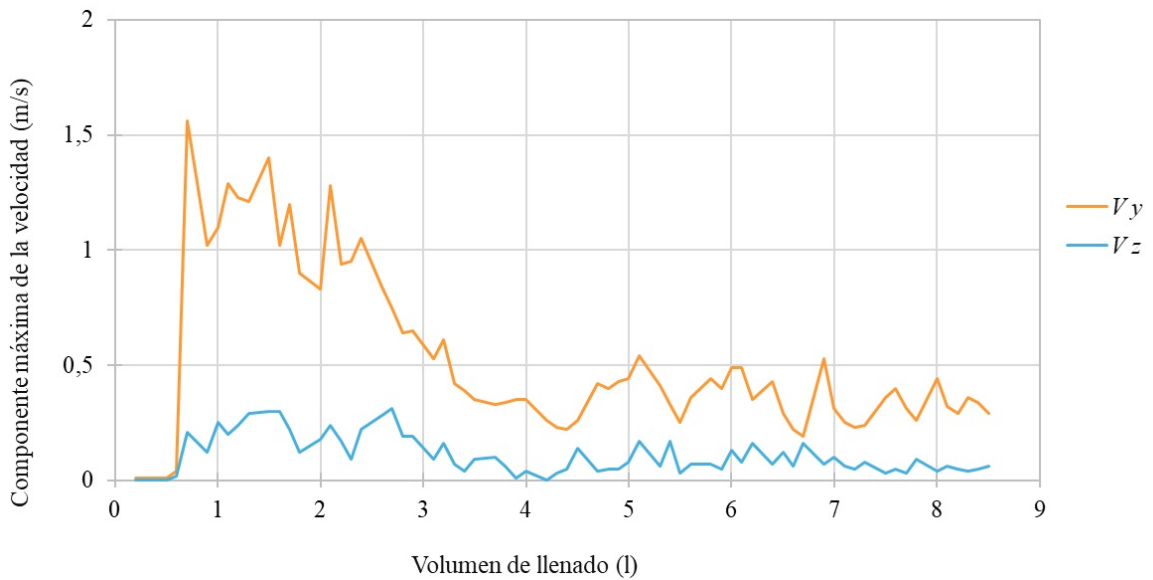


Figura 4.28. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la *Región 1* con $V_{in} = 0,277$ m/s.

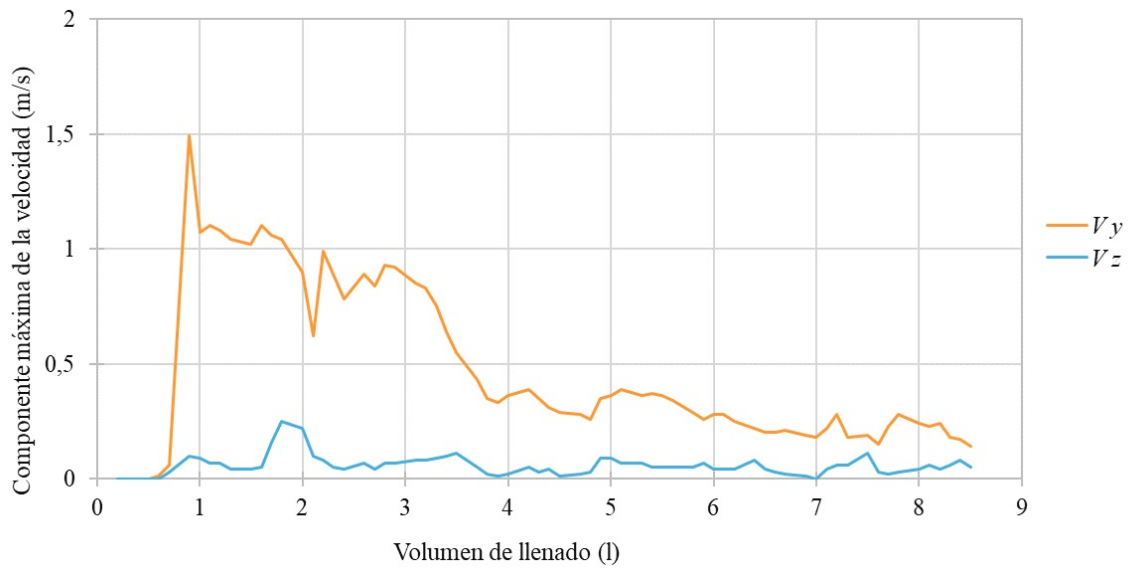


Figura 4.29. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la *Región 2* con $V_{in} = 0,277$ m/s.

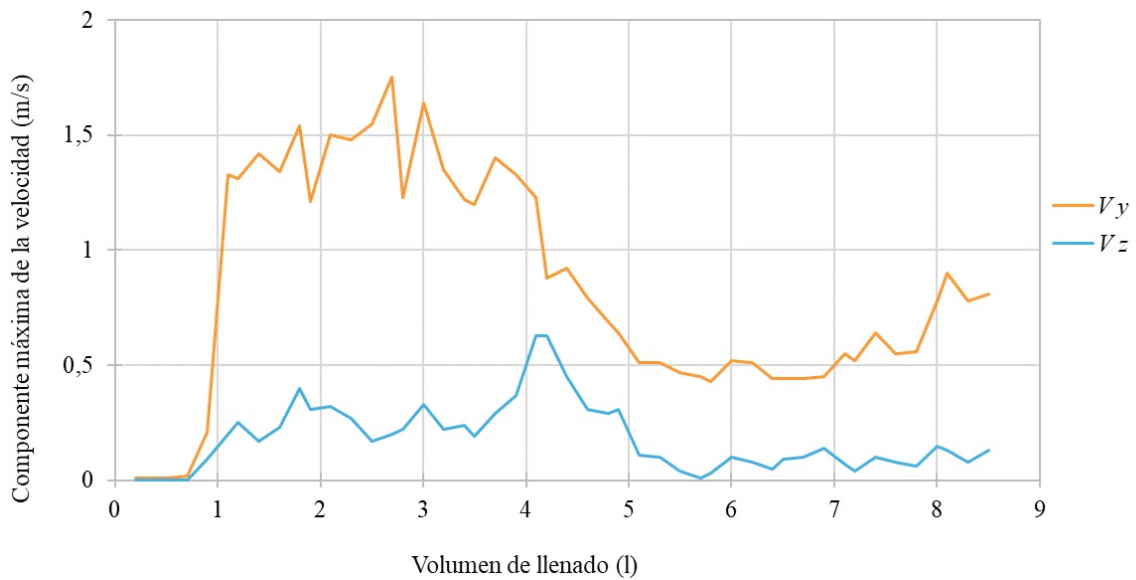


Figura 4.30. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la *Región 1* con $V_{in} = 0,4$ m/s.

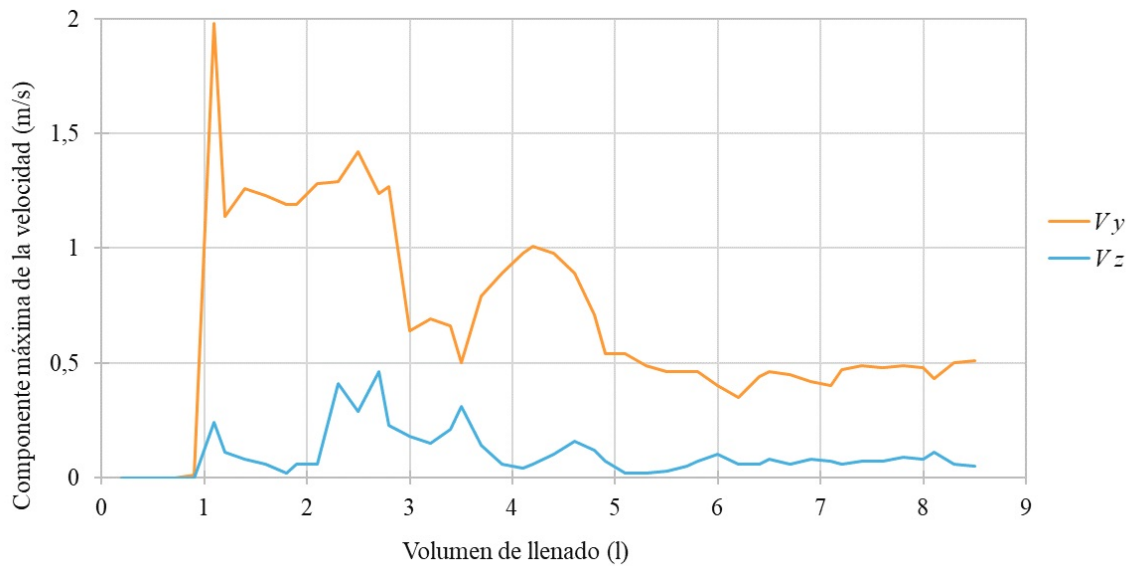


Figura 4.31. Componentes máximas de la velocidad en los ejes Y y Z en la Región 2 con $V_{in} = 0,4$ m/s.

En el caso de las velocidades en el eje Y, se observa, por lo general, un descenso marcado a partir de 4 l en cualquiera de las *Regiones* y variantes estudiadas. Únicamente en la *Figura 4.31* no se aprecia tan claramente esta tendencia, distorsionada, seguramente, por la corriente de reflujo. Puede decirse que la componente en Y de la velocidad parte de valores altos durante los primeros litros de llenado para ir estabilizándose a partir del cuarto litro.

En cuanto a la velocidad en el eje Z, las *Figuras 4.26* y *4.27* indican una tendencia parecida a la de la componente en Y, con un descenso a partir de los 4 l. Sin embargo, esto puede ser engañoso: no se aprecia esta similitud en las *Figuras 4.28*, *4.29*, *4.30* o *4.31*. No se observa una tendencia clara de la componente Z en estas *Figuras*, aunque si podrían llegar a distinguirse unos valores superiores durante la primera mitad del intervalo estudiado. De todas maneras, la velocidad en el eje Z cuenta con unos valores muy inferiores a los relativos al eje Y; comportamiento ya advertido en las *Figuras 4.18*, *4.19* y *4.20*.

A la vista de los datos expuestos en las *Figuras 4.15* a *4.31*, puede concluirse que:

- El periodo con velocidades medias y absolutas más elevadas es el intervalo de llenado entre 0 y 5 l, correspondiente a los primeros 4,1 segundos en el *Caso base*.
- La velocidad instantánea puede tener valores elevados posteriores a este periodo, pero son ampliamente mitigados por el fluido en remanso dentro del molde.
- En la *Región 1* y la *Región 2*, los valores pico de velocidad se alcanzan justo al ini-

cio del llenado, revelando al primer impacto fluido-pieza como instante crítico en un hipotético desplazamiento.

- No se observa un desacoplamiento brusco o un cambio de régimen al aumentar la velocidad de alimentación. Esta repercute, lógicamente, en los valores obtenidos, pero de una forma similar en las tres variantes estudiadas.
- Desde un punto de vista espacial, los mayores campos de velocidad se concentran junto a las paredes longitudinales y en posiciones cercanas a la buza. Existe una corriente de reflujo por la zona central del molde, pero sus valores son muy inferiores a los de los campos cercanos a las paredes.
- El riesgo de desplazamiento longitudinal, con valores recurrentes por encima de 1 m/s para cualquier velocidad de alimentación, es mucho más relevante que el riesgo de levantamiento, alcanzando este los 0,5 m/s sólo de forma puntual.
- Por todo esto, y desconociendo la morfología de la ferralla, puede proponerse una distribución alejada de la buza y en la zona central del semiancho para disminuir su riesgo de desplazamiento. Además, sería infrecuente un desplazamiento pasados los primeros segundos de llenado.
- En el intervalo estudiado, puede asumirse que el riesgo de desplazamiento crece linealmente a medida que se aumenta la velocidad de alimentación. Sería necesario un análisis con un rango más amplio de velocidades para corroborar esta linealidad con velocidades superiores o hallar un cambio de régimen en el comportamiento del fluido.

5. Conclusiones

Este TFG tiene como objetivo principal la creación de conocimiento sobre la colada continua del acero. Para ello se empleó un modelizado numérico a través de la mecánica de fluidos computacional, centrandó la investigación en ciertos fenómenos indeseables durante el inicio de la colada. Manteniendo la geometría constante, se realizaron cinco simulaciones con diferentes velocidades de alimentación y mallados. Después de analizar los resultados obtenidos de estas simulaciones, pueden extraerse varias conclusiones:

- Teniendo en cuenta la escasez de investigaciones previas sobre el fenómeno estudiado, se consideran suficientes los resultados obtenidos para ampliar, en buena medida, los conocimientos sobre el inicio de la colada continua.
- Se ha demostrado la influencia del comportamiento fluidodinámico del acero en algunos de los posibles problemas durante el inicio de la colada y, consiguientemente, la posibilidad de estudio de estos problemas a través del CFD.
- La creación de un modelo matemático para un proceso como la colada continua puede ser compleja, requiriendo de conocimientos multidisciplinarios y no pocas horas de trabajo y simulación. Es necesario encontrar un equilibrio entre el nivel de detalle del modelo y la precisión requerida.
- La toma de resultados experimentales es crucial para validar estos modelos. La verificación mediante un estudio de mallado confirmó como adecuado el mallado empleado; pero es necesaria la experimentación con modelos a escala o, de ser posible, la toma de mediciones en planta.

La investigación contenida en este TFG ha requerido de varios meses de trabajo y un aprendizaje sobre disciplinas tan, *a priori*, alejadas como pueden serlo la siderurgia y la mecánica de fluidos computacional. Por tanto, y a título personal, me gustaría añadir varias consideraciones generales sobre la elaboración de este trabajo:

- Si bien en este TFG han sido suficientes, las herramientas de diseño de geometría y mallado proporcionadas por ANSYS Fluent[®] se consideran escasas y aparatosas en el caso de geometrías más complejas. Se cree necesario el uso de *software* externo para el diseño del dominio y la construcción del mallado.
- El mallado es importante para evitar la divergencia numérica, pero su diseño minucioso es costoso en términos temporales (tanto en construcción como en simulación) y, en casos similares al nuestro, parece no redundar en una mejora sustancial de la precisión.

- A pesar de que se realizó un aprendizaje previo sobre el CFD y el manejo de ANSYS Fluent[®], el verdadero conocimiento se generó durante las sucesivas simulaciones y el postprocesado de los resultados.
- Aun dando por hecho que la mayoría de la información está en inglés, el aprendizaje autodidacta sobre CFD puede resultar frustrante en ocasiones, especialmente en la vertiente teórica (mallado, modelos de turbulencia, métodos de resolución, etc). A pesar de esto, la información es casi ilimitada; la dificultad surge de la búsqueda de fuentes adecuadas al tema y conocimientos previos.
- El valor de las simulaciones numéricas y, concretamente, del CFD es inestimable. La posibilidad de calcular de forma precisa un comportamiento físico sin emplear prototipos tiene aplicación en cualquier actividad ingenieril.

6. Trabajo futuro

El presente TFG es sólo una aproximación a la ambiciosa idea de generación de conocimiento en un proceso industrial clave como lo es la colada continua. Vista la no muy abundante literatura técnica al respecto, cualquier futura investigación que proporcione información sobre el inicio de la colada se considerará alineada con los objetivos de este trabajo. Sin embargo, y teniendo en cuenta el alcance de esta investigación, pueden seguirse diferentes líneas para ampliar y mejorar los resultados obtenidos:

- Ampliación del rango de velocidades: en este trabajo se emplearon tres posibles velocidades de alimentación partiendo de valores realistas. El uso de un mayor abanico de velocidades quizás permita revelar posibles cambios sustanciales en el comportamiento del fluido.
- Simulación de fenómenos caloríficos: podría ser interesante introducir, en un futuro, la transmisión de calor dentro del molde y la solidificación del metal, ampliando el alcance de la investigación al análisis de posibles problemas donde estos fenómenos tuviesen relevancia.
- Creación de un gemelo digital: en un largo plazo, y teniendo en cuenta la comprobación experimental, sería de gran utilidad industrial la integración de los datos obtenidos en un gemelo digital que sintetice toda la información y mejore la ejecución de la colada continua.
- Validación de los resultados numéricos: la construcción de un modelo de agua a escala nos permitiría verificar la adecuación de las simulaciones. Si bien queda fuera de nuestro alcance y de los plazos de este TFG, se tuvieron primeros contactos con el laboratorio de I+D+i que ArcelorMittal posee en Chicago (Estados Unidos) para la futura elaboración de un modelo a escala que complemente este trabajo.

7. Planificación

Para visualizar la organización de este proyecto, la planificación se ha dividido en 4 bloques principales de trabajo: *Aprendizaje*, *Simulaciones*, *Análisis* y *Memoria*. Cada bloque se ha dividido en varias tareas, y estas, a su vez, en una infinitud de subtareas. A continuación se muestra la Estructura de Descomposición del Trabajo, EDT, (*Figura 7.1*) que recoge, de forma jerárquica, estos cuatro bloques y sus tareas. Si bien en dicha EDT se muestran muy someramente, es necesario remarcar que cada tarea puede requerir de varias semanas o incluso meses para su finalización.

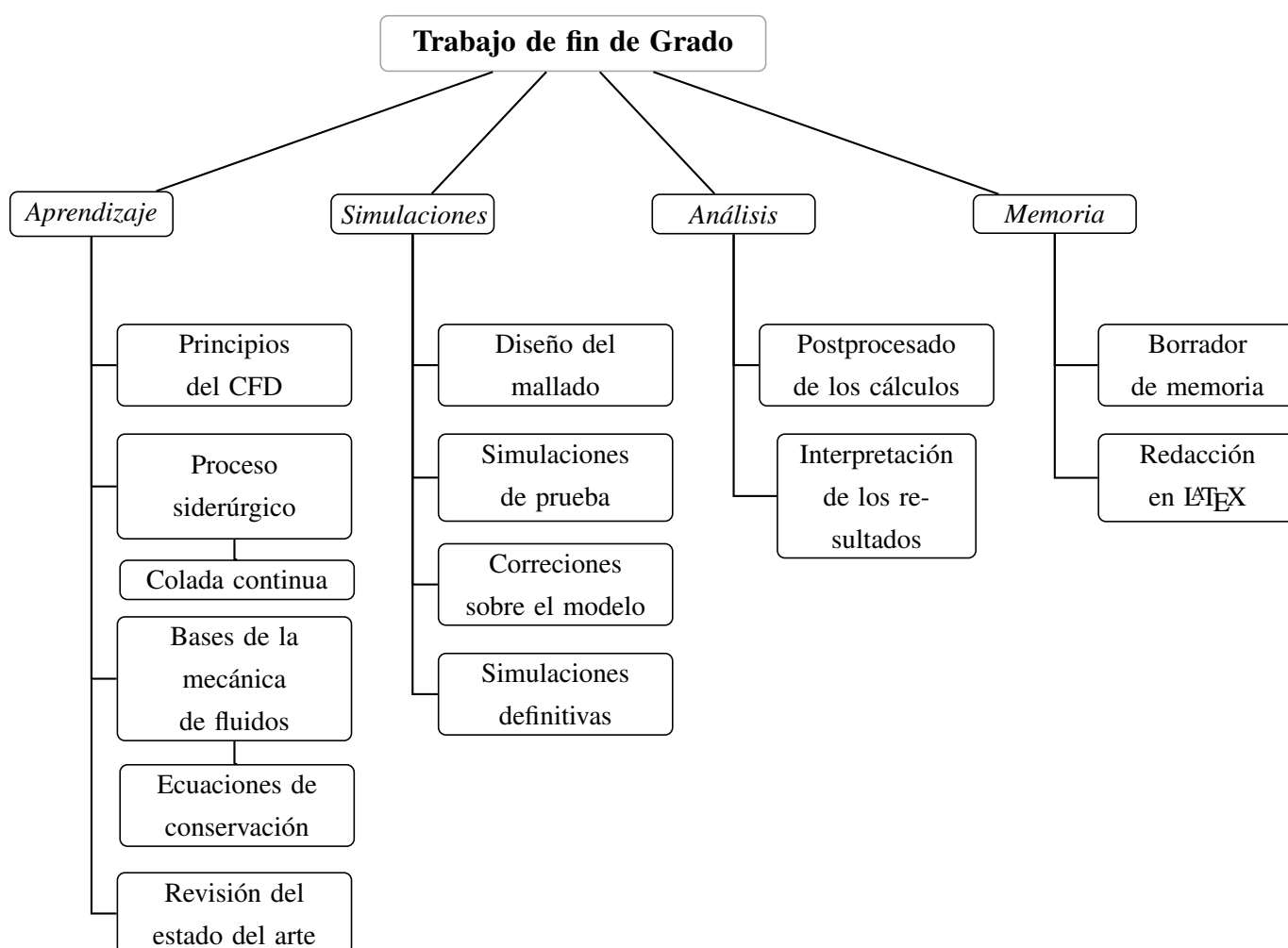


Figura 7.1. Estructura de descomposición del trabajo (EDT).

Este trabajo ha abarcado por completo un curso universitario común, empezando en septiembre y terminando a mediados de julio del año siguiente, existiendo un lapso inactivo en enero coincidente con la convocatoria de exámenes de este mes.

La particular complejidad de las áreas de conocimiento de este trabajo ha requerido una formación previa que, sin embargo, se ha alargado durante estos casi once meses. El aprendizaje de los principios del CFD y del uso del *software* se concentró en los primeros cuatro meses; mientras que el estudio de las ecuaciones relevantes y las bases de la mecánica de fluidos se planificó para después de enero aprovechando la asistencia a la asignatura homónima. La formación sobre el proceso siderúrgico se intensificó en los primeros meses de 2024, contando con múltiples reuniones con el personal de ArcelorMittal y una visita a planta. Es obvio que este aprendizaje sobre CFD, mecánica de fluidos o siderurgia fue un proceso continuo durante toda la extensión del proyecto, si bien es cierto que, como se ha mencionado, existieron periodos donde se intensificó el estudio de un área u otra.

Las simulaciones definitivas comenzaron una vez adquirida la soltura suficiente en CFD, extendiéndose entre febrero y abril. La redacción de la memoria inició a mediados de mayo, una vez terminados los cálculos y coincidiendo, a su vez, con la finalización de exámenes.

En la página siguiente se muestra el diagrama de Gantt del proyecto (*Figura 7.2*). Se han incluido subtareas implícitas en el EDT para una división temporal pormenorizada.

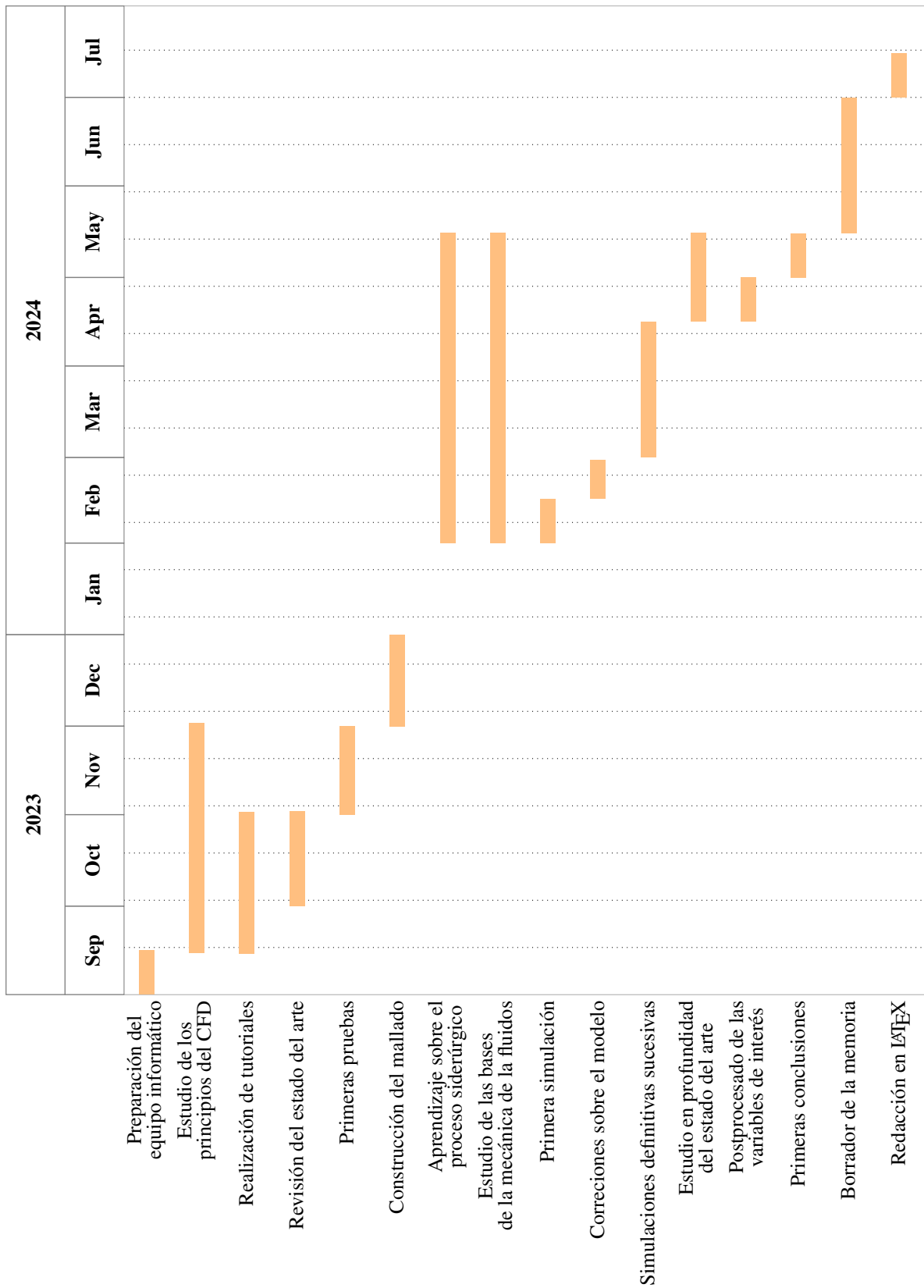


Figura 7.2. Diagrama de Gantt del TFG.

8. Presupuesto

A continuación se muestra un presupuesto orientativo (*Tabla 8.1*) para la planificación desarrollada en el apartado anterior. A grandes rasgos, este presupuesto se ha basado en el coste de mano de obra, la amortización de los equipos y licencia, y el gasto operativo de estos equipos.

| Categoría | Concepto | Coste unitario (€) | Cantidad | Importe (€) |
|--------------|----------------------------|--------------------|----------|--------------------|
| PERSONAL | <i>Tutores</i> | 45 | 2 x 25 h | 2250 |
| | <i>Alumno</i> | 30 | 400 h | 9 000 |
| MATERIAL | <i>Ordenador sobremesa</i> | 20 | 10 meses | 200 |
| | <i>Ordenador portátil</i> | 13,33 | 10 meses | 66,65 |
| | <i>Licencia ANSYS®</i> | 2083,33 | 7 meses | 14 583,31 |
| CONSUMOS | <i>Electricidad</i> | 0,09 | 750 kWh | 67,5 |
| | <i>Otros gastos</i> | 50 | 1 | 50 |
| TOTAL | | | | 26 217,46 € |

Tabla 8.1. Desglose del presupuesto.

El coste de mano de obra (*PERSONAL*) agrupa tanto las horas dedicadas a la realización del trabajo en sí por el Alumno, como las horas dedicadas a seguimiento, revisión y evaluación de dicho trabajo por parte de ambos Tutores. Las horas computadas a la realización del trabajo se tomaron como las 300 horas teóricas correspondientes a un TFG de 12 créditos ECTS y 25 horas de dedicación por crédito; sin embargo, el Alumno puede asegurar que el tiempo requerido ha excedido con creces estas 300 horas.

El coste de los equipos informáticos y licencia (*MATERIAL*) incluye:

- Uso durante 10 meses de un ordenador de sobremesa valorado en 1200 € empleado en cualquiera de las tareas en la que se requiera CFD. No se incluye el mes de enero al no realizarse trabajo. Su amortización se calculó de forma lineal durante una vida útil de 5 años.
- Uso durante 5 meses de un ordenador portátil para tareas computacionalmente livianas, como pueden ser la redacción de la memoria o la revisión del estado del arte. El ordenador portátil permitía la realización de estas tareas en remoto o mientras el ordenador de sobremesa estaba ocupado con los cálculos. Al igual que este, su amortización se calculó de forma lineal durante una vida útil de 5 años.
- Licencia durante 7 meses del *software* ANSYS Fluent®. Si bien su precio fluctúa según diferentes situaciones, se ha tomado un precio base de 25 000 € por año de licencia, mostrándose en la *Tabla 8.1* su precio mensual.

En *CONSUMOS* se incluyen el precio de la electricidad usada por los equipos y otros gastos menores, como puede ser material de oficina o un ratón para el ordenador portátil. Para el coste de la electricidad se ha supuesto un precio medio constante de 0,09 €/kWh, un consumo de 250 W y 125 W por parte de, respectivamente, el ordenador de sobremesa y el ordenador portátil, y un uso máximo diario de 8 horas durante, respectivamente, 10 y 5 meses de 30 días.

Es importante remarcar el carácter orientativo de este presupuesto. La gran cantidad de horas dedicadas a aprendizaje y el precio incierto de la licencia distorsionan los cálculos y los alejan de un hipotético presupuesto real en el ámbito industrial. Sin embargo, si puede ser útil para poner en relieve el gran peso económico del factor humano y del *software* en esta clase de proyectos.

9. Anexo A

Breve historia de la siderurgia

Los metales ferrosos son uno de los hilos conductores de la historia de la humanidad. Su obtención ha marcado épocas enteras, y su disponibilidad ha influido decisivamente en el devenir de las comunidades humanas [14]. La Edad de Hierro marca el fin de la Prehistoria, y las armas de acero son cruciales en las guerras medievales y el descubrimiento de América. Las herramientas de acero inician la Revolución Agraria, y el acero es más ligero y resistente que la piedra o la madera a la hora de construir estructuras y navíos. La expansión del ferrocarril, los primeros movimientos obreros, el hundimiento del Titanic, ambas Guerras Mundiales, la popularización del coche como vehículo privado, la red actual de infraestructuras viarias y eléctricas: en cualquier evento histórico o desarrollo técnico el acero y los metales ferrosos han sido protagonistas de una manera u otra. Pero el camino ha sido lento.

Desde los primeros productos manufacturados en hierro en Mesopotamia hacia el año 2000 a. C., el hombre ha desarrollado la siderurgia de forma ininterrumpida hasta la actualidad. La Edad de Hierro (sobre el año 1000 a. C.) marca la popularización de este metal y su uso en detrimento de otros metales con peores propiedades mecánicas. En China, gracias a un mineral con fósforo y menor punto de fusión, ya se conocía el hierro líquido en los primeros siglos después de Cristo; pero en Europa su desarrollo fue más lento y restringido a áreas boscosas debido al gran consumo energético [3]. Si bien el acero era conocido desde la Antigüedad, su uso fue paralelo al del hierro forjado debido, principalmente, a las grandes temperaturas requeridas para su obtención y a las técnicas rudimentarias usadas para ello, como la carburización de esponjas de hierro.

Como se ve, el desarrollo de la siderurgia en Occidente fue lento pero constante hasta el siglo XIX. A mediados de este siglo se da el punto de inflexión que marca el paso del acero como material para usos especiales a su presencia constante. La Guerra de Crimea (1853-1856) requería un mejor acero para hacer frente a los nuevos explosivos, y Napoleón III ofreció una jugosa recompensa a quien lo consiguiese [15]. El convertidor Bessemer, ingeniado por Henry Bessemer en 1855, transformaba hasta un 70 % del hierro en acero gracias a la inyección de aire y las grandes temperaturas alcanzadas, consiguiendo un producto barato y de buena calidad. Este descubrimiento hizo que la producción de acero anual pasase de 100.000 toneladas artesanales antes de 1850 a 30 millones de toneladas en 1900, popularizando enormemente el uso del material [3]. El convertidor Bessemer fue mejorado posteriormente por Sidney Thomas, consiguiendo el aprovechamiento de hierro con alto contenido en fósforo, que daba lugar a un acero quebradizo. Simultáneamente, los hornos

Martin-Siemens (1865), también llamados hornos de solera abierta, permitían una mayor capacidad de producción y control del proceso, y fueron sustituyendo paulatinamente a los convertidores Thomas-Bessemer.

Si bien estos avances marcaron un antes y un después en la siderurgia, y fueron elementos capitales en la Segunda Revolución Industrial, fue a mediados del siglo XX cuando los hornos de arco eléctrico, los convertidores Linz-Donawitz y la colada continua surgen como los métodos actuales de producción de acero. Estos procesos, que permiten el aprovechamiento de chatarra, aumentan la tasa de conversión del hierro y evitan la necesidad de recalentamiento de los lingotes del metal, se integran en un único proceso continuo, reduciendo el material, la energía y el tiempo empleados en cada tonelada de acero.

10. Anexo B

Ampliación de la ecuación de conservación de la masa

La ecuación de conservación de la masa o de continuidad se deriva directamente de la Ecuación General de Transporte. Para que la masa en dicha ecuación sea equivalente a la densidad (ρ) del fluido, se particulariza la variable ϕ como $\phi=1$. El término difusivo se anula al tomar el coeficiente Γ_ϕ como nulo o despreciable, y también consideramos que no existen reacciones nucleares donde pueda crearse o destruirse materia.

$$\int_V \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_S (\rho\phi\vec{v}) \cdot d\vec{A} = \int_S (\Gamma_\phi \nabla\phi) \cdot d\vec{A} + \int_V S_\phi dV \quad (10.1)$$

$$\int_V \frac{\partial\rho}{\partial t} dV + \int_S \rho(\vec{v} \cdot \vec{n}) dS = 0 \quad (10.2)$$

siendo \vec{n} un vector unitario normal al volumen de control con sentido saliente.

En el caso de un fluido incompresible con $\rho=cte$, la ecuación se simplificaría, quedando un sólo término:

$$\int_V \frac{\partial\rho}{\partial t} dV + \int_S \rho(\vec{v} \cdot \vec{n}) dS = 0 \quad (10.3)$$

$$\int_S (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA = 0 \quad (10.4)$$

El razonamiento es análogo si se parte de la forma diferencial de la Ecuación General de Transporte:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\phi\vec{v}) = \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla\phi) + S_\phi \quad (10.5)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (10.6)$$

de nuevo simplificándose para $\rho = cte$:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (10.7)$$

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (10.8)$$

11. Anexo C

Ampliación de la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento

La ecuación de conservación de cantidad de movimiento surge de particularizar $\phi = \vec{v}$ en la Ecuación General de Transporte:

$$\int_V \frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} dV + \int_S \rho\vec{v}(\vec{v} \cdot \vec{n}) dS = \int_S (\bar{T} \cdot \vec{n}) dS + \int_V \rho \vec{f}_m dV \quad (11.1)$$

donde \bar{T} representa el tensor de tensiones:

$$\bar{T} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -p & 0 & 0 \\ 0 & -p & 0 \\ 0 & 0 & -p \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \tau_{xx} & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \tau_{yy} & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \tau_{zz} \end{pmatrix} = -p\bar{I} + \bar{\tau} \quad (11.2)$$

Para llegar a su forma diferencial se debe tomar un volumen de control fijo e indeformable y aplicar el teorema de Gauss:

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = \rho \vec{f}_m - \vec{\nabla} p + \nabla \cdot \bar{\tau} \quad (11.3)$$

Si el fluido de cálculo es newtoniano e incompresible, se llega a la ecuación de Navier-Stokes:

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = \rho \vec{f}_m - \vec{\nabla} p + \mu \nabla^2 \vec{v} \quad (11.4)$$

Esta ecuación se puede expandir teniendo en cuenta la definición de derivada sustancial, a saber:

$$\frac{D\vec{\phi}}{Dt} = \frac{\partial\vec{\phi}}{\partial t} + (\vec{\nabla} \cdot \vec{v})\vec{\phi} \quad (11.5)$$

Por tanto, si tomamos $\vec{\phi} = \vec{v}$, y consideramos la gravedad como única fuerza másica, podemos reescribir la *Ecuación 11.4*:

$$\rho \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \rho (\nabla \cdot \vec{v}) \vec{v} = -\vec{\nabla} p + \rho \vec{g} + \mu \nabla^2 \vec{v} \quad (11.6)$$

Esta expresión, a su vez, se desarrolla en los tres ejes cartesianos:

$$\rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \rho g_x + \mu \nabla^2 v_x \quad (11.7)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v_y}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_y}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \rho g_y + \mu \nabla^2 v_y \quad (11.8)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_z}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_z}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g_z + \mu \nabla^2 v_z \quad (11.9)$$

12. Anexo D

Algoritmo SIMPLE

Para una explicación más sencilla de este método iterativo, supongamos un flujo bidimensional e incompresible. Este flujo se describiría mediante la ecuación de continuidad (*Ecuación 12.1*) y las ecuaciones de Navier-Stokes para los ejes X y Y (*Ecuaciones 12.2 y 12.3*):

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad (12.1)$$

$$\frac{\partial(\rho v_x)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} v_x) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \nabla \cdot (\mu \nabla v_x) \quad (12.2)$$

$$\frac{\partial(\rho v_y)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} v_y) = \rho g - \frac{\partial p}{\partial y} + \nabla \cdot (\mu \nabla v_y) \quad (12.3)$$

donde las incógnitas son las componentes de la velocidad (v_x , v_y) y la presión (p), para la cual no se dispone de una ecuación de transporte o similar. De forma muy simplificada, el algoritmo SIMPLE ejecuta varias operaciones sucesivas:

1. Se supone un campo de presiones inicial (p^*)
2. Se resuelven las ecuaciones de Navier-Stokes (*Ecuaciones 12.2 y 12.3*) gracias a p^* .
3. Se obtiene un campo de velocidades inicial (v_x^* , v_y^*)
4. Ni estas velocidades ni, por extensión, la presión satisfacen la ecuación de continuidad, por lo que se introducen unos factores de corrección.

$$v_x = v_x^* + v' \quad (12.4)$$

$$v_y = v_y^* + v' \quad (12.5)$$

$$p = p^* + p' \quad (12.6)$$

5. Usando las relaciones anteriores, se deduce una ecuación para la corrección de la presión a partir de la ecuación de continuidad.

$$\nabla^2 p' = \frac{\partial v_x^*}{\partial x} + \frac{\partial v_y^*}{\partial y} \quad (12.7)$$

6. Se resuelve dicha ecuación con los valores previos v_x^* y v_y^* , obteniendo p' .
7. Con este valor de p' se actualizan los valores de p , v_x y v_y .

$$v_{x1} = v_x^* - \nabla^2 p' \quad (12.8)$$

$$v_{y1} = v_y^* - \nabla^2 p' \quad (12.9)$$

$$p_1 = p^* + p' \quad (12.10)$$

8. Con los valores provisionales v_{x1} , v_{y1} y p_1 , que sí satisfacen la ecuación de continuidad, se resuelve el resto de ecuaciones (turbulencia, etc).
9. Se repiten los pasos 1 a 8 hasta alcanzar el criterio de convergencia. A partir de la 2ª iteración, se toma como valor inicial $p^* = p_{n-1}$, siendo p_{n-1} el valor de p calculado en la iteración anterior.

13. Anexo E

Turbulencia y modelo k- ϵ

La turbulencia es difícil de describir desde un punto de vista científico. *Grosso modo*, se basa en inestabilidades en las condiciones iniciales o de contorno del flujo que se retroalimentan y amplifican por sí solas, dando lugar a un comportamiento caótico y vorticial. Esto es provocado por un fluido con fenómenos inerciales mucho mayores que sus fenómenos viscosos. Por este motivo se emplea el número de Reynolds para determinar si un flujo sufrirá turbulencia:

$$Re = \frac{\rho U x}{\mu} \quad (13.1)$$

Donde ρ es la densidad del fluido, μ su viscosidad dinámica, U la velocidad del flujo y x una longitud característica de las condiciones geométricas en torno al flujo. Esta última propiedad es importante: el número de Reynolds crítico (Re_c), que marca la frontera entre la existencia o no de fenómenos turbulentos, depende de la tipología del flujo y de si este es externo, interno, por convección, etc. Así, un flujo por el interior de una tubería presentará turbulencia con más facilidad (tendrá un menor Re_c) que, por ejemplo, un flujo externo sobre una placa plana.

La turbulencia presenta variaciones espaciales y temporales bruscas de las variables fluidodinámicas (velocidad, presión, etc). Estas fluctuaciones, presentes incluso en flujos estacionarios, cuentan con una componente aleatoria que influye en su lugar e instante de aparición. La aleatoriedad es la característica principal del fenómeno turbulento, y lo que hace tan complejo su estudio. Sin embargo, se ha observado que las propiedades estadísticas del flujo son invariantes, por lo que esta aleatoriedad se resuelve mediante el uso de operadores estadísticos.

Por otra parte, la turbulencia se manifiesta en escalas lo suficientemente grandes como para aún tomar como válidas las ecuaciones de Navier-Stokes. Aquí podríamos llegar a pensar en la posibilidad de una simulación «bruta» de la turbulencia mediante *software* de CFD, al igual que se haría con un flujo corriente. Esto es computacionalmente imposible en la casi totalidad de los casos: es necesario un tamaño de celda minúsculo para poder simular los vórtices más pequeños. Para solventar esto y simular los fenómenos turbulentos, se han desarrollado diversas estrategias:

- Simulación numérica directa: comúnmente denominada DNS (*Direct Numerical Simulation*), consiste en la simulación íntegra de la turbulencia gracias a un mallado extremadamente fino. Logra una precisión muy elevada; pero, como se mencionó anteriormente, es inviable en la gran mayoría de aplicaciones prácticas del CFD debido a su alto coste computacional.
- Simulación de vórtices grandes: la LES (*Large Eddy Simulation*) simula únicamente los vórtices más grandes, responsables de hasta un 80% de la energía cinética turbulenta. Las escalas más pequeñas son simuladas mediante modelos de turbulencia. Requiere de mallados finos; pero no de tanta calidad como los empleados en DNS, lo que la hace de aplicación en ciertos flujos.
- Simulación mediante ecuaciones de Navier-Stokes promediadas con Reynolds: el método RANS (*Reynolds-averaged Navier-Stokes equations*) emplea modelos de turbulencia predefinidos para todas las escalas de vórtices. En el caso de que el método RANS contemple un flujo transitorio, se le denomina URANS. Es la estrategia usada en este trabajo y en la mayoría de simulaciones industriales.

Sin profundizar en su aparato matemático, los métodos LES y RANS implementan las ecuaciones de Navier-Stokes con los operadores estadísticos usados para cubrir la aleatoriedad. Estos operadores se basan en un promediado temporal de las variables, lo que permite descomponerlas en un valor medio y una fluctuación. El promedio es calculado en un intervalo mayor que el periodo característico de los vórtices más grandes, y de él surge un término adicional (tensiones de Reynolds) con seis incógnitas. Llegados a este punto, no se dispone de relaciones suficientes para el despeje de las incógnitas: a esto se le denomina el problema de cierre de la turbulencia.

El problema de cierre está relacionado directamente con el término no lineal difusivo ($\nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla \phi)$) de la Ecuación General de Transporte. Para poder resolverlo es preciso relacionar, de una manera u otra, las incógnitas previas (tensiones viscosas) con las nuevas (tensiones de Reynolds). Boussinesq propuso la introducción de una constante entre ambos grupos de tensiones. Esta idea fue mejorada posteriormente por Prandtl, quien, sustituyendo la constante por una relación algebraica, ideó el primer modelo de turbulencia. Estos modelos de turbulencia se agrupan bajo la denominación de modelos de viscosidad turbulenta (EVM, *Eddy Viscosity Models*), y parten del supuesto de que la relación entre las tensiones de Reynolds y las tensiones viscosas es igual en todas las direcciones (hipótesis de Boussinesq).

Los modelos de turbulencia EVM introducen simplificaciones en la turbulencia que permiten resolver numéricamente el problema de cierre. Si bien existen modelos de una sola

ecuación, como el Spalart-Allmaras, en este trabajo se utilizó un modelo de dos ecuaciones, el modelo k-ε. Reconocido por su polivalencia, es el método más utilizado en simulaciones industriales debido a su robustez y fiabilidad comprobada.

De forma muy resumida, el modelo k-ε usa una ecuación para la energía cinética turbulenta k (Ecuación 13.2) y otra análoga para la tasa de disipación viscosa ε (Ecuación 13.3):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k \bar{v}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + 2\mu_t S_{ij} S_{ij} - \rho \varepsilon \quad (13.2)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon \bar{v}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G_k - \rho C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (13.3)$$

definiendo la tasa de disipación viscosa (ε) como:

$$\varepsilon = 2\nu (\bar{s}_{ij} \bar{s}_{ij}) \quad \bar{s}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \quad (13.4)$$

y relacionando dicha tasa con la viscosidad turbulenta (μ_t) mediante la forma $f\left(\frac{\rho k^2}{\varepsilon}\right)$:

$$\mu_t = C_\mu \frac{\rho k^2}{\varepsilon} \quad (13.5)$$

Las constantes C_μ , $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$, σ_k y σ_ε pueden adaptarse al modelo estudiado según datos experimentales o simulaciones DNS; sin embargo, en este trabajo se han usado valores clásicos extraídos de experimentos turbulentos con agua y aire: $C_\mu=0,09$, $C_{\varepsilon 1}=1,44$, $C_{\varepsilon 2}=1,92$, $\sigma_k=1$ y $\sigma_\varepsilon=1,3$.

14. Anexo F

Efectos de pared y parámetro y^+

Los fenómenos de pared surgen cuando un flujo entra en contacto con una pared sólida. Estos fenómenos implican la existencia de una zona donde los esfuerzos viscosos en el fluido son muy relevantes: la capa límite. La capa límite se divide en tres regiones:

- Subcapa viscosa: extremadamente fina, se puede considerar de comportamiento laminar al predominar los esfuerzos viscosos sobre los inerciales.
- Subcapa logarítmica: zona de transición; comportamiento completamente turbulento.
- Subcapa exterior: subcapa final de la capa límite. Los esfuerzos inerciales ya son predominantes sobre los viscosos.

Este complejo comportamiento se manifiesta a una escala muy reducida, por lo que puede comprometer la idoneidad de un mallado. Es de suponer que, para el correcto cálculo de estos fenómenos, se requiera de un tamaño de celda mínimo, además de un refinamiento local para no transmitir este detalle a regiones no tan críticas. Para estimar el buen desempeño de un mallado ante la existencia de fenómenos de pared se emplea el y^+ . El y^+ es un coeficiente adimensional utilizado para diferenciar cada una de las subcapas en una capa límite. El y^+ se define como:

$$y^+ = \frac{\rho u_\tau y}{\mu} \quad (14.1)$$

siendo ρ la densidad del fluido, μ su viscosidad dinámica, u_τ la velocidad de fricción ($u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$) e y la distancia desde la pared hasta el primer nodo de la malla en sentido transversal al flujo.

En esta simulación se ha empleado un modelo de turbulencia $k-\varepsilon$ que solventa los cálculos en la subcapa viscosa mediante funciones de pared, por lo que la celda inmediata a la pared debe encontrarse en la subcapa logarítmica. La literatura técnica nos indica que, para una primera celda en subcapa logarítmica, es preciso un y^+ entre 30 y 300, y, preferiblemente, entre 40 y 150. Si bien para valores $y^+ < 30$ el fluido entra en una zona de transición (*buffer layer*), la literatura impone un valor inferior límite de $y^+ = 11,225$ para esta subcapa logarítmica.

Los cálculos pormenorizados para llegar al valor $y=1,6$ mm mostrado en *Estrategia de mallado* se desarrollan a continuación:

1. Se calcula en número de Reynolds.

$$Re = \frac{\rho U x}{\mu} \quad (14.2)$$

2. Una vez conocido Re , se calcula el coeficiente de fricción (C_f). En este caso se empleó la correlación de Schlichting.

$$C_f = [2 \log_{10}(Re) - 0,65]^{-2,3} \quad (14.3)$$

3. Se calcula la tensión cortante de pared (τ_{pared}).

$$\tau_w = C_f \cdot \frac{1}{2} \rho U^2 \quad (14.4)$$

4. Una vez conocido τ_{pared} , se calcula la velocidad de fricción.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (14.5)$$

5. Finalmente, y reordenando la *Ecuación* 14.1, se calcula el tamaño mínimo de celda.

$$y = \frac{y^+ \mu}{\rho u_\tau} \quad (14.6)$$

15. Anexo G

Propiedades de los fluidos de trabajo

Como ya se ha podido comprobar en *Ecuaciones de gobierno* y en los *Anexos B y C*, la propiedades fundamentales de la fluidodinámica son la densidad (ρ) y la viscosidad (μ). En las *Tablas 15.1 y 15.2* todos los parámetros de agua y aire utilizados por ANSYS Fluent®.

| Propiedad | Agua |
|---|---------------------------------|
| Densidad, ρ | 998,2 kg/m ³ |
| Viscosidad, μ | 0,001003 kg/m s |
| Tensión superficial agua-aire, σ | 0,072 N/m |
| Calor específico, C_p | 4182 J/kg K |
| Conductividad térmica, k | 0,6 W/m K |
| Peso molecular, M | 18,0152 kg/kmol |
| Entalpía estándar, H^0 | -2,858·10 ⁸ J/kg mol |
| Entropía estándar, S^0 | 69902,21 J/kg mol K) |
| Temperatura referencia, T | 298 K |
| Longitud característica, L_c | 1 Å |
| Calor latente, L | 2263073 J/kg |
| Temperatura de vaporización, T_v | 284 K |
| Punto de ebullición | 373 K |
| Fracción volátil | 100 % |
| Tensión superficial de gota, σ_D | 0,0719404 N/m |

Tabla 15.1. Propiedades físicas del agua líquida.

| Propiedad | Aire |
|--|----------------------------------|
| Densidad, ρ | 1,225 kg/m ³ |
| Viscosidad, μ | 1,7894 · 10 ⁻⁵ kg/m s |
| Calor específico, C_p | 1006,43 J/kg K |
| Conductividad térmica, k | 0,0242 W/m K |
| Peso molecular, M | 28,966 kg/kmol |
| Entropía estándar, S^0 | 194336 J/kg mol K |
| Temperatura característica vibracional | 2686 K |
| Temperatura referencia, T | 298,15 K |
| Longitud característica, L_c | 3,711 Å |
| Coefficiente de acomodación térmica | 0,9137 |
| Coefficiente de acomodación de momento | 0,9137 |
| Conductividad eléctrica, σ | 10 ⁻⁹ S/m |
| Conductancia específica | 10 ⁻⁹ S/m |
| Temperatura crítica | 132,3 K |
| Presión crítica | 3758000 Pa |
| Volumen específico crítico | 0,002857 m ³ /kg |
| Factor acéntrico, ω | 0,033 |

Tabla 15.2. Propiedades físicas del aire.

Bibliografía

- [1] “Página web de la World Steel Association.”
- [2] M. A. Pérez Fonollosa, P. Mateos Martínez, and J. M. Calleja Quintana, *El Proceso Siderúrgico*. 2 ed.
- [3] V. Smil, *Energía y Civilización. Una historia*. Arpa Editores.
- [4] V. Smil, *Still the Iron Age: Iron and Steel in the Modern World*.
- [5] E. Oberg, F. D. Jones, H. L. Horton, and H. H. Ryffel, *Machinery's Handbook*. 27 ed.
- [6] “Sección de ArcelorMittal Asturias en la web de ArcelorMittal España.”
- [7] R. Kalter, J. Link, G. Abbel, A. Richardson, S. Higson, and R. Schimmel, “SPLASH BEHAVIOUR AT START OF CAST AT THE DIRECT SHEET PLANT AT TATA STEEL IN IJMUIDEN,”
- [8] L. Lihui and S. Yunhu, “Process improvements for controlling dummy bar head bleeding in casting practice,”
- [9] Y. Wang, X. Zuo, and L. Zhang, “Entrapment of inclusions in continuous casting billet: Industrial observation and modeling,”
- [10] J. Chen, L. Zhang, J. Zhang, P. Cui, G. Luan, and F. Wang, “Hydraulic jump behavior during filling process of cast start i,” vol. 12, no. 9, p. 1489.
- [11] Y. Wang and L. Zhang, “Transient fluid flow phenomena during continuous casting: Part i—cast start,” vol. 50, no. 12, pp. 1777–1782.
- [12] A. Crespo Martínez, *Mecánica de Fluidos*. Paraninfo.
- [13] J. M. Fernández Oro, *Técnicas numéricas en ingeniería de fluidos*. Reverté.
- [14] J. Diamond, *Armas, gérmenes y acero*. DEBATE.
- [15] L. Mumford, *Técnica y Civilización*. Alianza Editorial.

