

**CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y DE ESTUDIOS AVANZADOS
DEL INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**



CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y
DE ESTUDIOS AVANZADOS DEL
INSTITUTO POLITÉCNICO
NACIONAL

COORDINACIÓN GENERAL DE
SERVICIOS BIBLIOGRÁFICOS

UNIDAD QUERETARO

Transferencia de calor, solidificación y estructura metalúrgica en el proceso
de colada continua de aluminio

Tesis que presenta

Carlos Ortiz Bañuelos

para obtener el Grado de

Maestro en Ciencias

en la Especialidad de Materiales

CINVESTAV

IPN

ADQUISICIÓN

DE LIBROS

Director de la Tesis:
Dr. Luis Gerardo Trapaga Martínez

Santiago de Querétaro, Qro.

Marzo 2010

CLASIF.: JA404.2 078 2010
ADW.: 55F149
FIL. JA: 13 - Enero - 2011
F. NOELI Tesis - 2010

167567-1001

Abstract

A computational fluid dynamics model for the heat transfer and solidification for direct-chill casting process in steady state is provided. The model applies the finite volume approach using the software Flow3D. Obtained results are validated against experimental data found in literature and by comparison with Procast predictions, another software using the finite element approach. Both approaches gave excellent agreement between them and with data previously reported. Computer simulations were used to determine the temperature and solid fraction patterns in the billet. Once this is done we obtained the pool and sump dimensions to perform a parametrical study of the effect of different process variables on these parameters. Results showed that the main variables affecting the process are casting velocity, pouring temperature, water flow rate and heat transfer coefficients for the secondary cooling system. A phenomenological study of this effects and possible causes was provided. This study leads to the creation of a framework to analyze several characteristics of the process in future works.

Resumen

Se provee de un modelo de dinámica computacional de fluidos para la transferencia de calor y solidificación para el proceso de colada semi-continua de aluminio en estado estable. El modelo hace uso de la aproximación de volumen finito usando el software Flow3D. Los resultados obtenidos son validados con datos experimentales reportados en la literatura y por comparación con predicciones del software Procast que hace uso de la aproximación del elemento finito. Las dos aproximaciones proporcionan una excelente concordancia entre ellas y con los datos previamente reportados. Simulaciones por computadora fueron usadas para determinar los mapas térmicos y de fracción sólida dentro del billet. Una vez hecho esto, se obtienen las dimensiones de la alberca de líquido y profundidad del pozo para elaborar un estudio paramétrico del efecto de diferentes variables de proceso en estos parámetros. Los resultados muestran que las variables principales que afectan el proceso son la velocidad de colada, la temperatura de vaciado, el flujo de agua y los coeficientes de transferencia de calor del sistema de enfriamiento secundario. Se provee de un estudio fenomenológico de estos efectos y posibles causas. Este estudio conduce a la creación de un entorno de trabajo para analizar varias características del proceso en trabajos futuros.

Agradecimientos

- A mis padres que tienen mi eterno agradecimiento porque no podrían ser mejores padres de lo que ya son y a los cuales les debo todo.
- A mi novia Carolina que es una enorme alegría en mi vida.
- Al doctor Gerardo Trapaga por haberme aceptado como su alumno y sobre todo reconocer toda la paciencia que me ha tenido. Ha sido una de las mejores experiencias que he tenido.
- Al doctor Carlos González de la UNAM cuyo apoyo, experiencia y conocimientos fueron vitales para la realización de este trabajo y en el proceso se convirtió en un amigo. Es definitivamente un modelo a seguir.
- Al doctor Arturo Juárez por trasmitirme parte de su conocimiento y cuyo carácter hace que trabajar con él sea algo alentador.
- Al consejo nacional de ciencia y tecnología (CONACYT) por el apoyo económico otorgado en forma de beca con el número 199857.
- A todos los que contribuyeron de una manera u otra a la realización de este trabajo.

Índice general

I	Antecedentes	7
1.	Introducción	9
1.1.	Proceso de colada semi-continua (CSC)	9
1.2.	Objetivos globales	10
2.	Antecedentes y revisión bibliográfica	11
2.1.	Introducción	11
2.2.	Transferencia de calor en el proceso de colada semi-continua	13
2.3.	Enfriamiento por el molde (Primario)	13
2.4.	Enfriamiento por agua (Secundario)	16
2.5.	Defectos en el proceso CSC.	18
3.	Planteamiento del modelo	21
3.1.	Modelado numérico.	21
3.2.	Introducción a la dinámica computacional de fluidos (CFD)	21
3.2.1.	Preproceso.	24
3.2.2.	Solución de las ecuaciones.	24
3.2.3.	Postproceso.	24
3.3.	Ecuaciones de transporte.	25
3.4.	Modelo numérico en Flow3D	26
3.4.1.	Continuidad.	26
3.4.2.	Ecuaciones de momento.	26
3.4.3.	Ecuación de energía.	27
3.4.4.	Determinación de la interfase del fluido.	27
3.4.5.	Evaluación de la densidad.	27
3.4.6.	Modelo de solidificación.	27
3.4.7.	Condiciones de frontera	28
II	Resultados	29
4.	Diseño e implementación de las simulaciones	31
4.1.	Estudios de sensibilidad.	31
4.2.	Validación contra Procast.	37
4.2.1.	Caso base.	38

5. Validación con respecto a resultados en la literatura.	41
5.1. Justificación de las condiciones de frontera.	43
6. Análisis de proceso	47
7. Conclusiones	55
Bibliografía	57
A. Caso base en Flow3D	59

Parte I
Antecedentes

Capítulo 1

Introducción

1.1. Proceso de colada semi-continua (CSC)

El proceso de *colada semi-continua* (CSC) ó lo que en inglés se llama *direct chill casting* es un método eficiente para producir piezas grandes las cuales comúnmente se denominan *billets* que se usan para una gran variedad de procesos posteriores como por ejemplo extrusión ó rolado por mencionar solo algunos. Este metodo al cual nos referiremos a partir de ahora como simplemente CSC se estableció a finales de los años 30 y ha probado ser un método robusto, eficiente y bien aceptado en la industria para producir piezas rectangulares o cilíndricas a las cuales se les conoce con el nombre de *billets*. Un diagrama esquemático del proceso se muestra en la figura 1.1

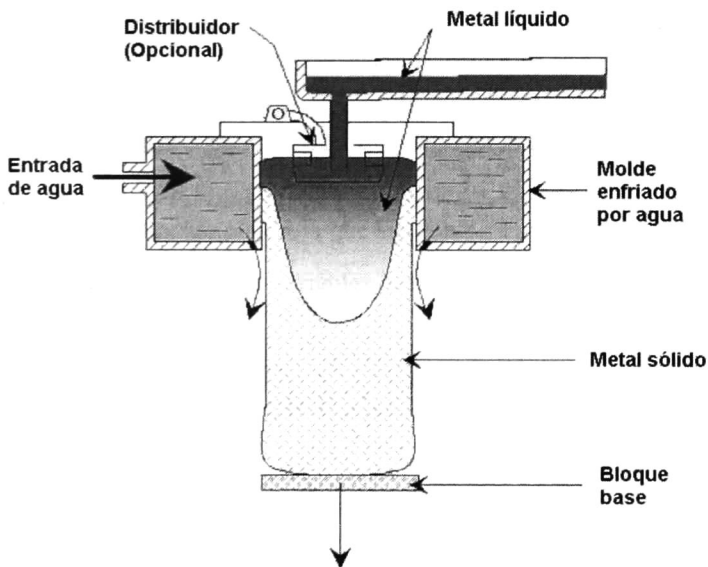


Figura 1.1: Diagrama esquemático del proceso de colada semi-continua CSC.

Este arreglo consta de varios elementos los cuales son:

- Un *cabezal aislante* que es la parte del molde recibierta de algún material aislante que se diseña de tal manera que el metal pueda entrar posteriormente en el molde con un patrón de flujo lo más uniforme posible.
- *Molde* enfriado por canales internos de agua lo cual se conoce como *enfriamiento primario*
- Bloque en la base que soporta el peso del billet al cual nos referiremos simplemente como *bloque base*.
- Sistema de enfriamiento por chorro en las paredes del billet que se está formando que se denomina *enfriamiento secundario*.

En la etapa inicial del proceso el bloque base se encuentra en la parte superior formando una cavidad con el molde en la cual se vacía aluminio fundido el cual por lo general ha recibido otros tratamientos previos como por ejemplo desgasificado, etc. La temperatura de vaciado suele ser de unos 50 grados celsius por encima de la temperatura de liquidus.

Esta cavidad se llena hasta cierto nivel predeterminado. El contacto físico del aluminio con el molde enfriado por agua y el bloque base empieza el proceso de solidificación en las paredes formando lo que llamamos una *coraza* que empieza a crecer con la finalidad de obtener el espesor suficiente para soportar el peso del metal contenido.

Una vez que se alcanza este nivel el bloque base empieza a bajar a una cierta velocidad a la cual llamaremos *velocidad de colada*, la cual puede ser variable o constante según las prácticas de vaciado mientras en la parte superior se sigue alimentando el sistema con metal fundido, formando la pieza continua (billet) que va a estar sujeta a un posterior sistema secundario de enfriamiento en la base del molde por medio de chorros de agua (enfriamiento secundario). Este sistema es importante ya que de este depende la productividad del proceso y su calidad. Es precisamente este sistema de enfriamiento por chorros y este contacto directo con el agua que se incrementa grandemente la velocidad de solidificación. Ahora bien en este proceso se distinguen tres etapas que van en orden que son:

- *Etapas transiente*: En esta etapa el campo de temperaturas, el frente de solidificación y la forma del billet son todos parámetros dependientes del tiempo.
- *Etapas de transición o pseudo-estable*: En esta se establece un regimen cuasi-estacionario para dar finalmente paso a la que siguiente.
- *Etapas estable*: Las variables alcanzan valores independientes del tiempo (Se alcanza un equilibrio).

1.2. Objetivos globales

- Implementar un modelo matemático y numerico del proceso CSC en estado estable usando el código comercial CFD Flow3D que satisfaga los requerimientos de convergencia, consistencia y estabilidad.
- Comparar las predicciones del modelo con otro código (Procast) para garantizar consistencia.
- Comparar las predicciones del modelo elaborado con resultados reportados en la literatura.
- Realizar un análisis de proceso para establecer los efectos de las variables más relevantes de este proceso (Estudio paramétrico).

Capítulo 2

Antecedentes y revisión bibliográfica

2.1. Introducción

Los procesos de colada continua para aluminio y acero fueron desarrollados hace décadas para producir formas usadas en procesos de fabricación subsecuentes tales como extrusión y forjado. Las formas producidas por estos procesos son básicamente barras y lingotes de muy diversos tamaños (billets). En décadas recientes se ha dado un incremento dramático en el uso de esta tecnología de procesamiento primario tanto para la industria del acero como para la del aluminio, debido a aspectos tales como el ahorro energético y la productividad por encima del método estático de vaciado (casting). No obstante el desarrollo tecnológico ha tomado diferentes caminos para estas dos industrias, lo cual ha ocasionado que existan diferencias importantes en aspectos tales como control de calidad y de proceso.

La productividad del proceso es controlada por la velocidad de colada, de tal manera que siempre se busca la manera de elevar dicha velocidad. Pero resulta que esta velocidad no se puede elevar de manera arbitraria por una serie de razones.

- Un incremento en la velocidad se traduce en un incremento en la profundidad del pozo de metal líquido y en la temperatura superficial, los cuales prolongan el proceso de solidificación y incrementa los requerimientos de enfriado en todas sus etapas (primario, secundario, etc). En casos extremos, la coraza sólida puede romperse si aún no es lo suficientemente fuerte estructuralmente, dando origen a fuga de metal líquido o a ensanchamiento de la pieza en secciones grandes.
- Velocidades elevadas de conformado generalmente dan origen a fracturas causadas por esfuerzos térmicos muy altos.

El rango práctico de velocidades de conformado depende principalmente de la composición de la aleación y la geometría del producto. En comparación al acero debido a dificultades de fractura durante la fase de inicio, las piezas de aluminio son procesadas a una velocidad mucho menor que la de aquel incrementándose desde aproximadamente $0.00075 \frac{m}{s}$ a $0.001 \frac{m}{s}$.

La maquinaria del proceso de colada semi-continua se reduce a grandes rasgos en dos sistemas:

- Molde
- Enfriamiento secundario por agua

Los cuales están diseñados para extraer del metal entrante el calor sensible asociado al sobrecalentamiento del líquido, el calor latente de solidificación y el calor sensible asociado al enfriamiento en el estado sólido para obtener al billet sólido a una temperatura manejable al final del proceso.

En comparación con el proceso para el acero, la colada continua para aluminio se considera semi-continua ya que el fondo del molde recorre una distancia aproximada de 10 metros y después de esto el proceso es reiniciado. Debido a esto se ha puesto considerable atención en la fase inicial del proceso (transiente), que es cuando los defectos son más propensos a manifestarse.

Para iniciar el proceso se inserta el bloque base en la parte inferior del molde abierto. Después el aluminio sobrecalentado fluye del horno mediante un juego de ranuras para así llegar al molde a una tasa preestablecida de flujo de manera lo mas uniforme posible. Una vez que se llena el molde con el bloque inferior a una altura preestablecida este bloque base junto con el billet que se forma se bajan mediante una rampa hidráulica. Este billet de aluminio que se forma está sujeto a enfriamiento por transferencia de calor hacia el molde enfriado por agua durante una distancia muy pequeña (alrededor de aproximadamente 70 a 90 *mm*) y después a enfriamiento por contacto directo al agua mediante una serie de agujeros en la base del molde a medida que el billet sólido emerge de este.

La característica que define al proceso de colada continua de aluminio es este enfriamiento por contacto directo con el agua en la superficie del billet, típicamente por este medio se elimina alrededor del 80 por ciento de calor total bajo condiciones estacionarias. Ahora bien el campo de temperaturas en este proceso semi-continuo puede considerarse que se divide en dos etapas distintas.

Durante la fase de inicio o fase I, el perfil del pozo de líquido y el campo de temperaturas cambian con el tiempo. Entonces durante la fase estacionaria o fase II, el perfil del pozo de líquido se mantiene constante relativo al molde (típicamente aproximadamente de uno 200 a 500 *mm* de profundidad dependiendo del billet y la composición de la aleación). Por lo general la operación en estado estacionario se logra dentro de una longitud de alrededor de unos 0.5 a 1 *m*.

Al final de la operación la rampa que sostiene al bloque inferior se detiene y el billet resultante se remueve para llevar a cabo con el otros tratamientos térmicos según el caso. Ahora bien las tecnologías de colada continua para el acero y el aluminio tienen diferentes características debido a las propiedades termofísicas de estos materiales, como las que se muestran a continuación:

- La temperatura de fusión del aluminio es mucho menor que la del acero.
- La conductividad térmica de las aleaciones de aluminio es un orden de magnitud mayor que la del acero. Combinado con la velocidad de colada de alrededor diez veces menor que aquel nos da un pozo de líquido relativamente muy poco profundo en comparación ya que es mayor la extracción interna de calor.
- La difusividad térmica del aluminio líquido es de aproximadamente seis veces mayor que la del acero líquido. Esto significa que el aluminio líquido tiende a perder su calor excedente mas rápido que el acero para un patrón de flujo dado. Los perfiles de temperatura en el aluminio sólido responden mucho más rápido a cambios en la extracción de calor superficial.
- La contracción de solidificación del aluminio es casi del doble que la experimentada por el acero. En consecuencia esfuerzos térmicos mas altos pueden ser generados dentro de la zona interna de solidificación (mushy zone) de las aleaciones de aluminio causando defectos (efecto de lagrimas en caliente, por ejemplo) especialmente en aleaciones con un rango largo de solidificación.
- El calor latente del aluminio es mucho menor que el del acero por lo tanto la solidificación inicial es mucho más rápida.

En base a estas consideraciones podemos ver porque los procesos para estos dos materiales evolucionaron separadamente.

2.2. Transferencia de calor en el proceso de colada semi-continua

Este proceso involucra una interrelación compleja de mecanismos de transferencia de calor, los cuales incluyen:

- Convección del calor en exceso en el pozo de metal líquido debido al momento del metal entrante.
- Advección axial.
- Conducción a través de la coraza sólida del billet que se está moviendo.
- Conducción de calor del frente de solidificación hacia la superficie fría del billet.
- Transferencia de calor por convección y conducción hacia el molde (Enfriamiento primario).
- Transferencia de calor debido al agua de enfriamiento debajo del molde (Enfriamiento secundario).
- Transferencia de calor hacia el bloque base, el cual tiene mayor influencia en el proceso en la fase de inicio.

Aunque todos estos mecanismos existen en el proceso, no todos tienen la misma importancia como lo podemos notar comparando los números de Péclet (Pe)¹ y de Biot (Bi)². El típicamente bajo rango de valores del número de Péclet para el proceso CSC ($1.8 < Pe < 4.5$) nos indica que la conducción axial es tan fuerte como la advección. Ahora el relativamente bajo valor del número de Biot ($2 < Bi < 60$) nos dice que la resistencia conductiva térmica ofrecida por el sistema en la superficie de contacto afecta grandemente la transferencia de calor en la dirección transversal.

Los mecanismos de transferencia de calor discutidos anteriormente no sólo controlan la forma del pozo de metal líquido, la cual tiene implicaciones importantes en la productividad, sino también la magnitud de los esfuerzos térmicos y deformaciones generadas en la pieza debido a la contracción del metal durante el enfriamiento. Cambios en el gradiente de temperatura a través de la coraza sólida debido a un incremento ó decremento en la tasa de extracción de calor causan expansión térmica diferencial en el metal que está solidificando y la generación de esfuerzos térmicos. Esto en última instancia puede ocasionar defectos internos o superficiales los cuales pueden comprometer la calidad del producto. En las siguientes secciones discutiremos las diferentes formas de transferencia de calor que pueden ocurrir durante el proceso CSC.

2.3. Enfriamiento por el molde (Primario)

Existe una transferencia de calor hacia un molde enfriado por agua debido al flujo continuo del metal entrante durante el proceso CSC. El transporte de calor en el pozo de líquido dentro del molde en la interfase metal/líquido afecta tanto a la solidificación inicial en el menisco como al crecimiento de la coraza sólida contra el molde.

Por lo general el metal entra al molde proveniente de una o varias boquillas cerámicas. La geometría y el flujo a través de estas boquillas determinan la dirección y turbulencia de estos chorros de metal

¹ Está dado por $Pe = \frac{\rho c_p V R}{k}$ y representa el cociente del flujo de calor advectivo sobre el conductivo. ρ es la densidad, c_p es el calor específico, V es la velocidad de colada, R es la altura de la pieza y k es la conductividad térmica.

² Está dado por $Bi = \frac{hR}{k}$ y representa el cociente del flujo de calor convectivo sobre el conductivo. h es el coeficiente de transferencia

líquido, los cuales a su vez controlan el patrón de flujo en el molde. El patrón de flujo controla la estabilidad y la oscilación del menisco formado contra la pared del molde, el cual gobierna la forma superficial, lo cual incluye la forma de las depresiones o marcas de oscilación y defectos asociados.

Para disminuir la fricción entre el molde y la pieza que se está formando comúnmente se hace uso de un medio lubricante en el molde, el cual forma una delgada capa, ya sea vapor o de líquido, la cual previene del contacto directo entre las paredes del molde y de la pieza que se está formando.

A la transferencia de calor en la interfase metal/molde en el proceso de colada semi-continua se le denomina enfriamiento de molde o primario. Este enfriamiento varía con el tiempo o distancia a lo largo del molde y puede ser subdividido en dos regiones de comportamiento que se pueden observar en la figura 2.1, las cuales son:

- Contacto directo del metal con el molde.

- Enfriamiento por una delgada *capa de aire* lo que en la literatura se le denomina *air gap*.

En el comienzo del enfriamiento en el menisco, el metal que está solidificando está en estrecho contacto con el molde y la tasa de transferencia de calor es muy alta. Específicamente los fluxes de calor en sus puntos más altos pueden exceder $1 MWm^{-2}$ y estos valores son menores que los fluxes de calor para el proceso de colada continua.

En primera, la rugosidad de la superficie de la pieza depende de la composición de la aleación y esto tendrá un impacto en el flux de calor del molde. La superficie de la pieza tiene comúnmente capas de óxidos con diferentes propiedades, las cuales producen un incremento en la resistencia térmica de contacto. La duración del contacto inicial entre el metal y el molde es muy breve y tiene una longitud de alrededor de unos $80mm$, dependiendo de la velocidad de colada, composición de la aleación y geometría de la pieza vaciada. La etapa de contacto inicial con el molde o etapa 1 termina con la formación de una capa de aire entre el molde y la pieza tan pronto como la coraza sólida es lo suficientemente fuerte para contraerse lejos de las paredes del molde.

En el proceso esta contracción de la delgada coraza de metal produce la formación de la capa de aire a lo largo del perímetro entero. Una vez que esta se ha formado, la tasa de transferencia de calor se reduce en gran medida, lo cual resulta en un efecto de recalentamiento dentro de la coraza sólida. Dentro de esta etapa 2, el calor es conducido lejos de la coraza mediante una serie de resistencias térmicas:

- Capa de aire.

- Pared del molde.

- Interfase molde/agua de enfriamiento interna.

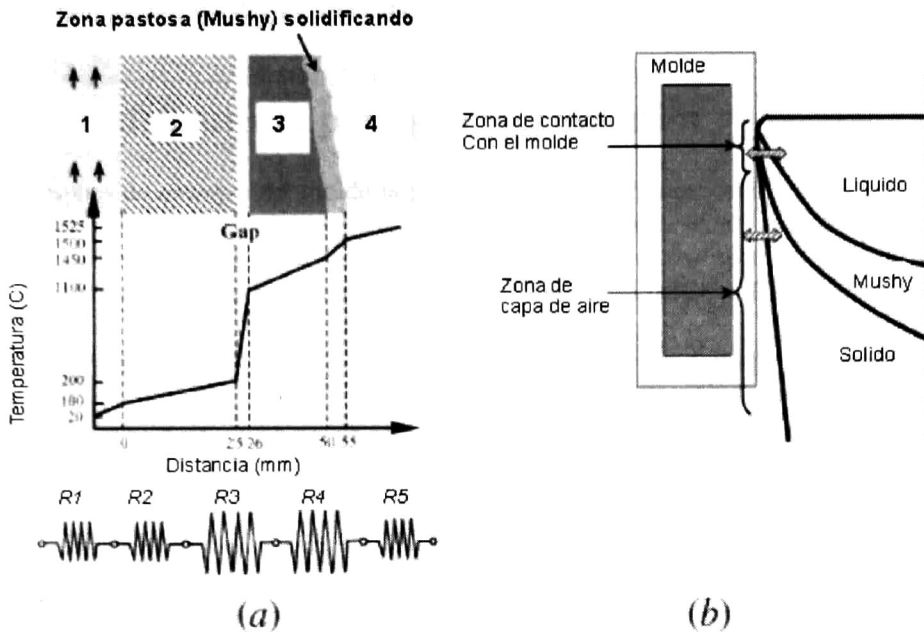


Figura 2.1: Enfriamiento primario en el proceso CSC casting. a) Perfil de temperaturas a lo largo del molde y sus resistencias térmicas asociadas. El parámetro 1 corresponde al agua de enfriamiento, el parámetro 2 corresponde al molde, el 3 representa al metal sólido y el parámetro 4 corresponde al metal líquido. La resistencia térmica R1 corresponde a la del agua, R2 es la resistencia del molde, R3 es la resistencia de la capa de aire, R4 es la resistencia de la coraza sólida y R5 es la resistencia del metal líquido. b) Zonas esquemáticas de enfriamiento primario.

Estas resistencias son mostradas en la figura 2.1. Esta capa de aire es de alrededor del 85 por ciento del valor de la resistencia y por tanto controla la transferencia de calor dentro del molde.

El fuerte flujo turbulento causado por la entrada directa u oblicua puede dar lugar al crecimiento de desfavorables estructuras de grano (columnares) y a una distribución no uniforme de los elementos de la aleación. Estos problemas se pueden solucionar rodeando a la boquilla alimentadora en una bolsa de distribución, la cual distribuye el momento del chorro de metal y alenta la formación de un patrón de flujo más estable que es influenciado por convección natural.

No obstante que el enfriamiento primario en el molde suma alrededor del 20 por ciento del calor total extraído en la pieza, tiene una importancia crítica en la microestructura superficial y en la rugosidad superficial. El calor extraído por enfriamiento primario determina la temperatura superficial de la pieza al punto de salida del molde. Esto subsecuentemente tiene influencia sobre el modo de transferencia de calor por ebullición nucleada del enfriamiento secundario que discutiremos en la siguiente sección.

El máximo coeficiente de transferencia de calor reportado para el aluminio que hace contacto por el molde enfriado abarca desde los 2000 a los $4000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ y para comparación en la zona de capa de aire es de alrededor de $150 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ con lo cual nos podemos dar una idea de la reducción en la tasa de transferencia de calor para la etapa 1. Ahora bien en el proceso el aluminio enfriado rápidamente se enfria para formar la delgada coraza sólida debido a su gran conductividad, difusividad térmica y a su coeficiente de contracción. Como se mencionó antes, el bajo número de Péclet en este proceso permite que la misma agua que está debajo del molde puede enfriar el aluminio que está aun dentro del mismo.

Es por eso que la capa de aire formada se extiende una gran parte a lo largo de la longitud del molde.

2.4. Enfriamiento por agua (Secundario)

Después de emerger del molde la pieza vaciada es enfriada con agua por contacto directo con la superficie caliente como se muestra en la figura 2.2. A esto se le llama enfriamiento secundario. El agua emerge de orificios localizados debajo del molde y hace contacto directo con la superficie caliente como se muestra en la figura. Estos chorros de agua forman una película de agua continua a lo largo de la superficie de la pieza que se desliza hacia abajo.

Refiriéndonos a la figura 2.2 hay dos subzonas que pueden delimitarse claramente en la superficie de la pieza.

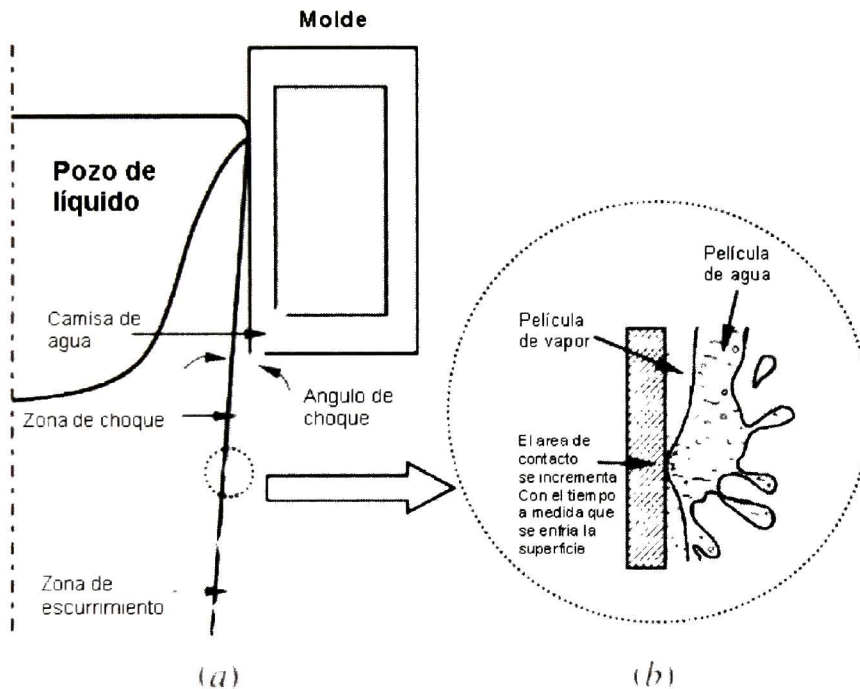


Figura 2.2: Enfriamiento secundario en el proceso CSC casting. a) Diferentes zonas de enfriamiento y b) detalle de los procesos de enfriamiento.

- La zona de choque, donde ocurre la colisión directa del chorro de agua proveniente del molde sobre la superficie.
- La zona de flujo localizada debajo de la zona anterior donde el flux de calor disminuye a medida que la película de agua pierde momento debido a la creciente distancia respecto del punto de choque. La longitud de esta zona es de usualmente unos 10 a 15 mm, dependiendo del diámetro de los agujeros para los chorros de agua en la base del molde y el ángulo de choque.

A este régimen de enfriamiento lo llamaremos enfriamiento por película de agua y bajo estas condiciones el agua fluye a lo largo de la superficie a velocidad constante. Como resultado, la capa de vapor formada entre la superficie y la película de agua tiende a ser delgada.

A medida que la temperatura superficial baja, la capa de vapor se rompe y la película de agua empieza a hacer contacto con la superficie.

El área de contacto se incrementa conforme disminuye la temperatura superficial y debido a esto ocurre un gran cambio en la transferencia de calor. El proceso de enfriamiento es transiente y por tanto muy difícil de controlar. El enfriamiento secundario es crítico en el proceso ya que el contacto directo con el agua extrae alrededor del 80 por ciento del calor total durante el régimen de estado estacionario debajo del molde.

La extracción de calor mediante agua es compleja ya que interviene el efecto de ebullición que depende fuertemente de la temperatura. De la figura observamos cuatro mecanismos de transferencia de calor cuando el agua impacta con la superficie de la pieza.

Ordenándolos por temperatura creciente tenemos entonces lo siguiente:

- *Enfriamiento convectivo a temperaturas menores a 100 °C.* En este régimen, la transferencia de calor ocurre por medio de convección natural en la película de agua adherida a la superficie del metal, y el coeficiente de transferencia de calor es muy pequeño.
- *Ebullición nucleada entre los 100 °C y la temperatura de agotamiento (burnout).* A medida que la temperatura superficial se incrementa, burbujas de vapor de agua se forman en la superficie del metal, se desprenden y fluyen a través de la película de agua, eventualmente escapando de esta. La intensidad de la formación de burbujas de agua y su desprendimiento se incrementan a medida que la temperatura se eleva. Este efecto alienta la buena circulación de las burbujas en la película de agua causando que el coeficiente de transferencia de calor se incremente rápidamente hasta que alcanza un máximo que se le llama punto de agotamiento, y a la temperatura asociada se le llama temperatura de agotamiento. Esta temperatura está alrededor de los 200 para el aluminio y sus aleaciones, y se eleva conforme se incrementa el flujo de agua.
- *Ebullición de transición entre la temperatura de agotamiento y las temperaturas de Leidenfrost.* Mas allá del punto de agotamiento, las burbujas empiezan a pegarse a la superficie del metal y una capa de vapor de agua se empieza a formar. Esta reduce en gran medida la transferencia de calor. El coeficiente de transferencia de calor decrece abruptamente cuando se incrementa la temperatura a medida que la capa de vapor cubriendo más superficie del metal y menos superficie está expuesta directamente al agua. Cuando la superficie metálica está cubierta totalmente por la capa de vapor estable, el coeficiente de transferencia de calor alcanza su mínimo y el punto al cual sucede esto se llama punto de Leidenfrost. La temperatura asociada de Leidenfrost es para el aluminio y sus aleaciones algo intermedio entre 300 °C y 500 °C.
- *Ebullición de película a altas temperaturas (Mayores que las temperaturas de Leidenfrost).* A temperaturas por encima del punto de Leidenfrost, el calor es transportado por conducción a través de una capa de vapor estable. El coeficiente de transferencia de calor no cambia mucho con la temperatura y es bajo comparado con aquel que se tiene en el punto de agotamiento (burnout). Dos puntos importantes caracterizan a la figura 2.3. Estos son, en primer lugar, la temperatura de agotamiento, la cual indica la temperatura a la que ocurre el máximo flux de calor y por tanto el máximo coeficiente de transferencia de calor y determina la habilidad máxima de enfriamiento en la superficie por medio de la película de agua en el regimen de ebullición nucleada y transición. Y en segundo lugar la temperatura de Leidenfrost, la cual indica el cambio en el regimen de

transferencia de calor desde el régimen de transición al régimen de película de vapor o ebullición de película. Debido a la fuerte correlación entre el coeficiente de transferencia de calor y la temperatura superficial, la transferencia de calor por medio de enfriamiento secundario puede variar rápidamente con el tiempo y la posición alrededor de la temperatura de Leidenfrost.

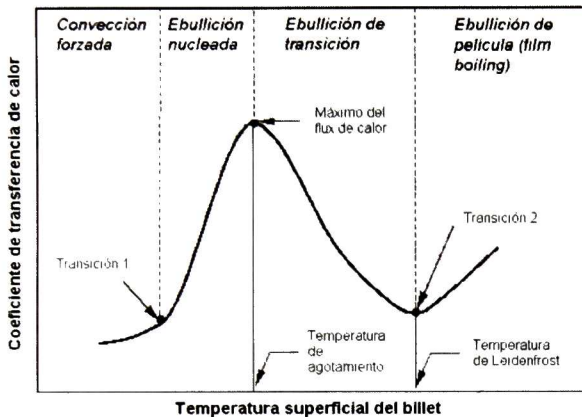


Figura 2.3: Curvas de ebullición genéricas para enfriamiento por agua indicando los diferentes regímenes de transferencia de calor. La transición 1 corresponde al inicio de formación de las burbujas de vapor de nucleación. La transición 2 corresponde al inicio de formación de burbujas de vapor en una película continua.

Una revisión de la literatura revela las siguientes observaciones:

- Usando diferentes técnicas de medición existe un acuerdo general en que el flux de calor en su máximo valor reside entre $1\text{ MW}/\text{m}^2$ y $5\text{ MW}/\text{m}^2$, y la correspondiente temperatura de agotamiento es aproximadamente de entre 200°C y 250°C .
- La temperatura de Leidenfrost es aproximadamente de 250°C a 350°C y se incrementa a medida que se incrementa el flujo de agua. El coeficiente de transferencia de calor en la temperatura de Leidenfrost es muy sensible al flujo de agua y también a variaciones en la calidad del agua y su temperatura.
- La tasa de extracción de calor está fuertemente determinada en función de la temperatura superficial del billet.
- La morfología de la superficie del billet que emerge del molde tiene un efecto significativo en las curvas de enfriamiento donde superficies rugosas exhiben altos coeficientes de transferencia de calor [17].

2.5. Defectos en el proceso CSC.

En este proceso intervienen un gran número de variables como son por ejemplo:

- La temperatura de vaciado.

- La velocidad de colada.
- La composición de la aleación y su pureza.
- Diseño del sistema de enfriamiento tanto primario como secundario (e.g. flujo de agua).
- Etc, etc.

Por sólo nombrar algunas pocas, pero es este conjunto de variables las que dan origen a algunos defectos de proceso como pueden ser:

- Macrosegregación: Es la segregación de elementos aleantes por convección y causa diferencias en la composición a lo largo de la sección transversal del billet.
- Fracturas calientes: Fracturas que se forman en la zona entre liquidus y solidus.
- Fracturas frías: Fracturas que se forman por debajo de la temperatura de solidus.
- Deformación del billet debido a esfuerzos térmicos.
- Sangrado: Cuando el billet se deforma a medida que va bajando el bloque base puede darse el caso de que se forme una coraza que no pueda soportar la presión que ejerce el metal líquido y exista una peligrosa fuga hacia el exterior.
- Calidad superficial: Cuyas principales causas son el inadecuado diseño del molde o del sistema de enfriamiento.

Capítulo 3

Planteamiento del modelo

3.1. Modelado numérico.

Modelando la física del proceso puede darnos información que no se podría obtener mediante experimentación. Algunos de los aspectos que pueden ser modelados son:

- Flujo de fluidos.
- Solidificación.
- Comportamiento termo-mecánico.

El modelado termo-mecánico es usado para describir el comportamiento del material desde la formación de una fase sólida coherente hasta la temperatura ambiente y los esfuerzos térmicos resultantes de tal gradiente de temperatura. Este es un aspecto que no se cubrirá en la presente tesis pero esta descrito en otros trabajos ([2],[18],[12]). El modelado de la transferencia de calor junto con la solidificación son los aspectos que serán descritos en este trabajo.

El aluminio es un metal y por lo tanto no translúcido. La observación del flujo de fluidos solo es posible en la superficie o usando rayos X en tiempo real. Debido a esto el conocimiento del campo de velocidades durante el proceso junto con la distribución de temperaturas ayudan a entender que medidas se requieren para prevenir fenómenos indeseables como la macrosegregación entre otros (vease sección 2.5). Los campos de velocidad y de temperatura durante el proceso pueden obtenerse resolviendo las ecuaciones de transporte de manera conjunta pero se requiere un buen conocimiento de las propiedades termofísicas del material y de las condiciones de frontera para resolver estas ecuaciones de manera satisfactoria.

3.2. Introducción a la dinámica computacional de fluidos (CFD)

La dinámica computacional de fluidos o como se denomina en inglés *computational fluid dynamics* (CFD) es una herramienta de ingeniería que permite simular de forma detallada cualquier sistema en el cual intervengan flujos de fluidos y fenómenos de transferencia de calor y materia. Se fundamenta en la resolución numérica de las ecuaciones de conservación de momento, materia y energía (ecuaciones de transporte) en un dominio concreto *discretizado*, es decir, convertido en una malla de puntos (volúmenes o elementos finitos). Como resultado se obtienen los valores de todas las variables características del sistema (presión, temperatura, velocidades, composición, etc.) en cada punto de la malla de cálculo y en función del tiempo en procesos transitorios.

Las ecuaciones de transporte se describen como no-lineales, transientes y de segundo orden. Una solución numérica de estas ecuaciones involucra la aproximación de varios términos algebraicos. Las ecuaciones algebraicas resultantes se resuelven entonces para dar una solución aproximada del problema original. Este proceso se denomina *simulación*.

El uso del CFD es en muchas maneras similar al planteamiento de un experimento. Si este no está planteado correctamente para simular una situación real, entonces los resultados no reflejarán tal situación. El usuario del CFD debe entonces decidir que cosas son importantes y como deberían ser representadas. Es esencial hacerse una serie de preguntas previas como por ejemplo:

- ¿Que se quiere aprender del cálculo?
- ¿Cuál es la escala y como debería la malla ser diseñada para observar fenómenos importantes?
- ¿Qué tipo de condiciones de frontera representan mejor la física del problema?
- ¿Qué tipo de fluidos debería ser usados?
- ¿Qué propiedades del fluido son importantes para el problema?
- ¿Qué otros fenómenos físicos son importantes?
- ¿Cuál debería ser el estado inicial del fluido?
- ¿Que sistema de unidades debería ser usado?

Es importante asegurarse que el problema a modelar representa la situación física tan exactamente como sea posible. Se recomienda entonces la división del problema en sub-problemas más simples. Se empieza con la situación física actual y con un modelo que sea de fácil entendimiento del proceso y se trabaja sobre de el en una forma incremental , es decir, se va añadiendo complejidad al modelo.

Típicamente un modelo numérico empieza con una malla computacional a la que nos referiremos de manera simple como *malla*, la cual consiste en una serie de elementos interconectados o *celdas*. Estas celdas subdividen el espacio físico en pequeños volúmenes con varios nodos asociados con cada volumen. Los nodos son usados para almacenar valores de las incógnitas del problema tales como presión, temperatura y velocidad. La malla es entonces el espacio numérico que reemplaza al espacio físico del problema y provee de los medios para definir los parámetros de flujo en posiciones discretas, establecer condiciones de frontera y por supuesto, desarrollar aproximaciones numéricas de las ecuaciones de flujo de fluidos.

Una malla computacional discretiza efectivamente el espacio físico. Cada parámetro del fluido está representado en una malla por un arreglo de valores en posiciones discretas. Debido a que estos parámetros varían en el espacio, una malla con espaciado fino entre celdas provee una mejor representación de la realidad que una mas burda. Es entonces que llegamos a una propiedad fundamental de la aproximación numérica:

Cualquier aproximación numérica válida tiende a las ecuaciones originales a medida que el espaciado de la malla se reduce. Si esto no se cumple entonces la aproximación es incorrecta.

Reducir el espaciado de la malla o como se dice comúnmente refinar la malla da lugar a un incremento en el número de celdas y por consiguiente incrementa el tamaño del modelo numérico.

Existen varios tipos de aproximaciones numéricas pero las más comunes son las tres siguientes:

1. *Método de elemento finito*: Estos usan funciones (piecewise) válidas dentro de los elementos discretos para describir variaciones locales de variables de transporte desconocidas ϕ . Las ecuaciones de transporte se satisfacen con la solución exacta ϕ . Si estas funciones se sustituyen en la ecuación de transporte y esta no se satisface de manera exacta se define un residuo para medir el error. Los residuos entonces se minimizan multiplicandolos por un conjunto de funciones que se les denomina de peso y se integra el resultado. Como resultado de esto se obtiene un conjunto de ecuaciones algebraicas siendo las incógnitas de estas los coeficientes de las funciones aproximantes. Inicialmente esta teoría se desarrolló para el análisis de esfuerzos. El código comercial Procast usa esta aproximación.
2. *Métodos espectrales*: Estos métodos aproximan las variables desconocidas por medio de series de Fourier truncadas o polinomios en series de Chebyshev. A diferencia del elemento finito las aproximaciones no son del tipo local sino que se hacen para todo el dominio computacional. De igual manera se reemplazan las variables desconocidas de las ecuaciones de transporte por aproximaciones truncadas. La restricción que conduce a un conjunto de ecuaciones algebraicas es similar a la restricción que se usa para el elemento finito y es por medio de funciones de peso. Cuando se resuelve el conjunto de ecuaciones se obtienen los coeficientes de las series de Fourier o los polinomios de Chebyshev ajustandose estos en diferentes puntos de la malla.
3. *Método del volumen finito*: Este fué originalmente desarrollado como una variación del método de diferencias finitas. En este trabajo usaremos este enfoque ya que es el que usan varios códigos comerciales como por ejemplo PHOENICS, FLUENT y Flow3D. El algoritmo consiste en los siguientes pasos:
 - Integración formal de las ecuaciones de transporte sobre todos los elementos de volumen de el dominio de la solución. Es este paso el que distingue el método de otras técnicas de CFD.
 - La discretización involucra la sustitución de una variedad de aproximaciones tipo diferencias finitas para los términos en las ecuaciones integradas representando procesos como por ejemplo convección, difusión, etc. Este paso convierte las ecuaciones integrales en ecuaciones algebraicas.
 - Solución de estas ecuaciones algebraicas por métodos iterativos.

Con respecto al mallado la aproximación de Flow3D consiste en subdividir el espacio en elementos rectangulares o celdas rectangulares usando el método de volumen finito. Mientras que otros códigos como Procast usan mallas no uniformes de tipo tetrahédrico.

Llegados a este punto viene la otra parte que tiene que ver con los recursos disponibles para la simulación. Esta parte consiste de factores tales como hardware disponible, ciclos de diseño y fechas límite, las cuales combinadas forzan a los ingenieros en simulación a elegir un tamaño razonable para la malla. Alcanzar un equilibrio entre satisfacer la realidad física con estas restricciones es un proceso delicado pero se pueden usar metodologías de apoyo como por ejemplo el análisis de sensibilidad (Véase sección 4.1). Una discusión del balance entre el tiempo de cálculo y el tamaño de malla se presenta en el siguiente capítulo.

Los cálculos de CFD pueden ser divididos en tres fases las cuales son:

1. Preproceso.
2. Solución de las ecuaciones.

3. Postproceso.

Las cuales se describen a continuación.

3.2.1. Preproceso.

Esta etapa consiste en la definición del problema o planteamiento. Los parámetros que se consideran son:

- Geometría del sistema.
- Estrategia de mallado: Por ejemplo si será uniforme o no, y su aproximación inicial en el espaciado.
- Definición de las condiciones iniciales y de frontera.
- Propiedades termofísicas de los fluidos utilizados.
- Definición de que fenómenos físicos se pretenden modelar. Por ejemplo si se usará modelo de turbulencia o flujo laminar, etc.
- Definición de los parámetros del cálculo numérico (Criterios de convergencia etc.). Siendo estos parámetros dependientes del código a utilizar.

Cabe mencionar que es en esta etapa donde pueden empezar los problemas del cálculo ya que en cuestiones de simulación la regla que siempre hay que tener presente es:

$$\text{Basura que entra} = \text{Basura que sale}$$

lo cual significa que si se alimenta el modelo con los parámetros incorrectos no se puede esperar modelar de forma satisfactoria la física del problema. Es por ello que se tiene que dedicar especial atención a verificar que los parámetros de entrada sean correctos y justificados. Por ejemplo si se usan datos incorrectos de temperatura de liquidus o de solidus para un cálculo que involucre modelo de solidificación entonces el sistema se comportara de manera muy diferente a como lo haria de manera real arrojando datos incorrectos.

En cualquier modelo de CFD es de enorme importancia la definición de condiciones de frontera para modelar de forma realista el sistema. Estas se revisarán con detalle en secciones posteriores.

3.2.2. Solución de las ecuaciones.

En esta etapa se resuelven como tales las ecuaciones de flujo y conservación y se obtienen así valores de las variables en cada nodo de la malla. Es importante revisar cosas como criterios de convergencia, estabilidad, etc. En esta etapa lo más importante es garantizar la convergencia de la simulación.

3.2.3. Postproceso.

Aquí es donde una vez ya obtenidos los datos se procede a generar graficas para visualización. Por ejemplo termografías, campos de velocidades, perfiles de solidificación etc.

3.3. Ecuaciones de transporte.

Las ecuaciones que describen el transporte de un continuo (fluido) se derivan de balances que afectan a cierto volumen. Los balances que necesitan ser resueltos para hallar estas relaciones son:

- Momento
- Energía
- Masa

Típicamente los balances son aplicados a un elemento diferencial muy pequeño de volumen que se denomina volumen de control (Fig 3.1)

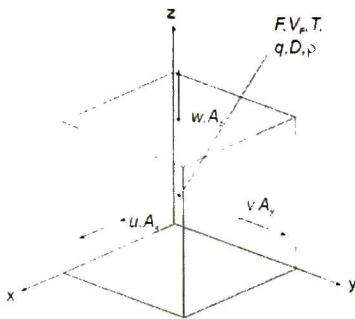


Figura 3.1: Volumen de control en Flow3D o celda de una malla.

El balance para estas ecuaciones establece que:

$$\Phi_{in} - \Phi_{out} + P = 0 \quad (3.1)$$

donde Φ_{in} es el flux de la propiedad que entra en el volumen de control y Φ_{out} es el flux que sale del volumen de control y P es la producción o generación de esa cantidad dentro del volumen de control. Esta simple ecuación 3.1 es la base de las ecuaciones de momento, energía y masa. Las ecuaciones serán mostradas tanto para coordenadas cartesianas como para coordenadas cilíndricas. Cuando las coordenadas cilíndricas son usadas x es usada para representar el radio r y y es usada para representar el ángulo θ . A las ecuaciones de transporte se le tienen que agregar las específicas de cada modelo usado por ejemplo solidificación, evaluación de la densidad, etc. Las ecuaciones de transporte en su forma general vienen dadas por:

- Ecuación de continuidad

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = 0 \quad (3.2)$$

- Ecuaciones de momento

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho u \mathbf{u} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \nabla \cdot \mu \nabla u + S_{Mx} \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho v \mathbf{u} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \nabla \cdot \mu \nabla v + S_{My} \quad (3.4)$$

$$\frac{\partial(\rho u w)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho w \mathbf{u} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \nabla \cdot \mu \nabla w + S_{Mz} \quad (3.5)$$

- Ecuación de energía

$$\frac{\partial(\rho i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho i \mathbf{u}) = -p \nabla \cdot \mathbf{u} + \nabla \cdot k \nabla T + \Phi + S_i \quad (3.6)$$

donde $\mathbf{u} = (u, v, w)$, es el vector de velocidades, S_{Mx}, S_{My}, S_{Mz} son términos fuente, $i = C_v T$ donde C_v es la capacidad calorífica a volumen constante y Φ es una función de disipación (vease [15]).

3.4. Modelo numérico en Flow3D

En esta sección se procede a mencionar las ecuaciones de transporte y su formulación en Flow3D [6]. Se mencionarán algunas ecuaciones correspondientes a modelos adicionales y la forma que adquieren como por ejemplo la del modelo de solidificación.

3.4.1. Continuidad.

La ecuación de masa o de continuidad esta dada por:

$$V_r \frac{\partial \rho}{\partial t} + \mathbf{ARV} \cdot \rho \vec{v} + \xi \frac{\rho u A_x}{x} = \frac{S_\rho}{\rho} \quad (3.7)$$

donde ρ es la densidad y \vec{v} es el vector de velocidad y \mathbf{A} son las áreas fraccionales abiertas al flujo del fluido y está dada por:

$$\mathbf{A} = \text{diag}[A_x A_y A_z]$$

\mathbf{R} es una matriz de transformación que está dada por:

$$\mathbf{R} = \text{diag}\left[1 \frac{r}{r} 1\right]$$

cuando se usan coordenadas cilíndricas y \mathbf{R} es una matriz identidad cuando se usan coordenadas cartesianas. ξ es 1 para coordenadas cilíndricas y cero para cartesianas. El término S_ρ representa fuentes de masa el cual en nuestro caso es cero.

3.4.2. Ecuaciones de momento.

Las ecuaciones de momento están dadas por:

$$V_F \frac{\partial}{\partial t} \rho \vec{v} = -[\mathbf{ARV} \cdot \rho \vec{v} \vec{v}] - \mathbf{R} \nabla p - [\mathbf{ARV} \cdot \rho \boldsymbol{\tau}] + \rho \vec{g} + \frac{\xi}{x} \vec{T} + S_{\vec{v}} \quad (3.8)$$

donde p es la presión, $\boldsymbol{\tau}$ es el tensor de esfuerzo y \vec{g} es la gravedad. El vector \vec{T} está dado por:

$$\vec{T} = [A_x \tau_{xx} - A_y (\tau_{yy} + v^2) A_x + A_y (\tau_{xy} + uv) A_x \tau_{xz}]$$

Los términos fuente adicionales están dados por $S_{\vec{v}}$, en el cual la fuerza boyante y el arrastre de solidificación están representados.

3.4.3. Ecuación de energía.

La ecuación de energía viene dada por:

$$V_F \frac{\partial \rho I}{\partial t} + \mathbf{AR} \nabla \cdot \rho I \vec{v} + \xi \frac{\rho I u A_x}{x} = -\mathbf{AR} \rho \nabla \cdot \vec{v} - \xi \frac{u A_x p}{x} + \mathbf{AR} \nabla \cdot (k \nabla T) + S_I \quad (3.9)$$

Donde I es la energía interna macroscópica, k es la conductividad térmica, S_I son términos fuente.

3.4.4. Determinación de la interfase del fluido.

La función volumen de fluido o VOF es usada para describir la interfase de fluido con la superficie libre. Esta función $F(x, y, z, t)$ satisface la ecuación:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{1}{V_F} \left[\frac{\partial}{\partial z} (F A_x u) + R \frac{\partial}{\partial y} (F A_y v) + \frac{\partial}{\partial z} (F A_z w) + \xi \frac{F A_x u}{x} \right] = F_s$$

donde F_s es el tasa de cambio de la fracción volumétrica asociada con la fuente de masa para el fluido. La interpretación de F para la superficie libre es que donde $F = 1$ el fluido existe y donde $F = 0$ no existe. La región donde $F = 0$ es una región de presión constante sin masa de fluido. Físicamente, esto es una zona de vapor o gas cuya densidad es insignificante con respecto a la densidad del fluido.

3.4.5. Evaluación de la densidad.

Para ser capaces de describir los efectos del fluido durante la solidificación se necesita tomar en cuenta las fuerzas de flotación para variaciones de la densidad. En tales casos es necesario representar la densidad como una función de la temperatura y de la composición. La densidad entonces viene dada por la expresión:

$$\rho = \rho_0 (1 - \beta_s (c - c^*) - \beta_T (T - T^*))$$

En esta ecuación c es la composición del líquido en el volumen de control y T es la temperatura. Los valores marcados con * son valores de referencia. ρ_0 es la densidad del líquido de composición c^* y temperatura T^* . β_s es la composición del soluto y β_T es el coeficiente de expansión térmico.

3.4.6. Modelo de solidificación.

A bajos valores de fracción sólida $f_s < f_{s,coh}$ los cristales en la fase sólida están dispersos y flotan libremente en el líquido sin formar una estructura sólida coherente. La mezcla sólido-líquido puede entonces aproximarse como un sólo fluido con la viscosidad combinada dependiente de la fracción sólida de manera que:

$$\mu = \mu_0 \left[1 - \frac{f_s}{f_{s,per}} \right]^{-1.55}$$

En esta ecuación $f_{s,per}$ es el límite de percolación. Este se define como la fracción sólida arriba de la cual no hay movimiento del fluido posible. Entre $f_{s,coh}$ y $f_{s,per}$ el movimiento del fluido es modificado por un término fuente de fuerza de arrastre en la ecuación 3.8 que está dado por la expresión:

$$K u_i \rho = C_{drag} \frac{f_s^2}{(1 - f_s)^3} u_i \rho$$

Cuando la fracción sólida es mayor que $f_{s,per}$, entonces C_{drag} es un número muy grande forzando que la velocidad sea igual a la de la fase sólida que en nuestro caso es igual a la velocidad de casting del billet. En este caso se tiene que implementar en el código un componente llamado fantasma que ya que aunque se define como un componente extra del sistema no existe en realidad y sólo se usa para proporcionar a la fracción sólida una velocidad dada. Esto es importante ya que por definición Flow3D asigna a fracciones sólidas por encima de $f_{s,per}$ un arraste muy grande y el fluido dentro de la celda ya no se mueve con respecto a la malla. Sin este componente no se podría modelar el transporte del sólido (billet).

3.4.7. Condiciones de frontera

Ninguna simulación está completa sin la determinación de sus condiciones iniciales y de frontera. Esto es vital ya que una elección inadecuada de estas da lugar a resultados incorrectos y es importante saber que papel juegan en el algoritmo numérico. Algunos de los tipos de condiciones de frontera más comunes dentro de los paquetes que usan el método del volumen finito son las siguientes:

- *Entrada*: La distribución de todas las variables de flujo se deben especificar en este tipo de condición de frontera. Esta por lo general se usa para determinar entrada de fluido al dominio computacional.
- *Salida*: Esta puede ser usada en conjunto con la anterior. Si la posición es seleccionada lejos de perturbaciones geométricas el flujo a menudo alcanza un estado de desarrollo completo donde ningún cambio ocurre en la dirección de flujo. En tal región se puede poner una superficie con esta condición y establecer que todos los gradientes de las variables de flujo (a excepción de la presión) son cero en la dirección de flujo. Normalmente es razonable proporcionar una predicción razonablemente precisa del flujo lejos de obstáculos con esta condición.
- *Pared*: Condición de frontera que tiene que ver con propiedades de pared y es la más común en problemas de fluido confinado.
- *Presión*: Esta es usada en situaciones donde los detalles exactos de la distribución del flujo de fluido es desconocida pero las condiciones frontera de presión son conocidas. Problemas típicos en donde es apropiado usar esta condición de frontera incluyen flujos externos alrededor de objetos, flujo de superficie libre, flujos impulsados por flotación como ventilación natural, y también flujos internos con muchas salidas.
- *Simetría*: En estas no hay flujo ni flux escalar que pase a través de la frontera. Cuando se usa esta condición, las velocidades normales del fluido a la superficie son cero y los valores de las variables de flujo justo afuera del dominio de solución son igualadas a los valores que tienen en el nodo más cercano justo dentro del dominio. Esta es la condición que proporciona una superficie adiabática.

Parte II

Resultados

Capítulo 4

Diseño e implementación de las simulaciones

4.1. Estudios de sensibilidad.

Como ya se vió anteriormente las metodologías de CFD usan el concepto de malla para discretizar el espacio y resolver las ecuaciones de transporte en cada celda. Si se hace el mallado cada vez mas fino (i.e. tamaño de celda mas pequeño) se tendrá una mejor aproximación de la solución pero hay inconvenientes. Si el mallado es muy fino la computadora tendrá que hacer muchos mas cálculos que para un mallado mas burdo y eso se traduce en un tiempo de cálculo (tiempo CPU) mucho más grande. Viene entonces la cuestión de encontrar un mallado cuya relación entre tiempo CPU y exactitud sea óptima.

Mallados muy finos producen una solución mas exacta pero pueden ser imprácticos dependiendo de los recursos computacionales disponibles, por otra parte, mallados muy burdos pueden proporcionar soluciones en poco tiempo CPU pero las soluciones serían bastante pobres en exactitud e incluso se pueden tener soluciones que no convergen en lo absoluto. Para resolver esto se hacen estudios de sensibilidad en el modelo. En este caso lo que nos ocupa es la sensibilidad de la malla computacional. Primero se empieza por hacer un mallado muy burdo del dominio y después se va refinando y se observan algunos parámetros de la solución con el fin de ver si esta converge. Si la solución no cambia después de cierto tamaño de mallado podemos decir que los resultados son *independientes de la malla* una vez logrado esto se selecciona la malla que nos dé el menor tiempo de CPU. Las propiedades termofísicas usadas se encuentran en el cuadro 4.1.

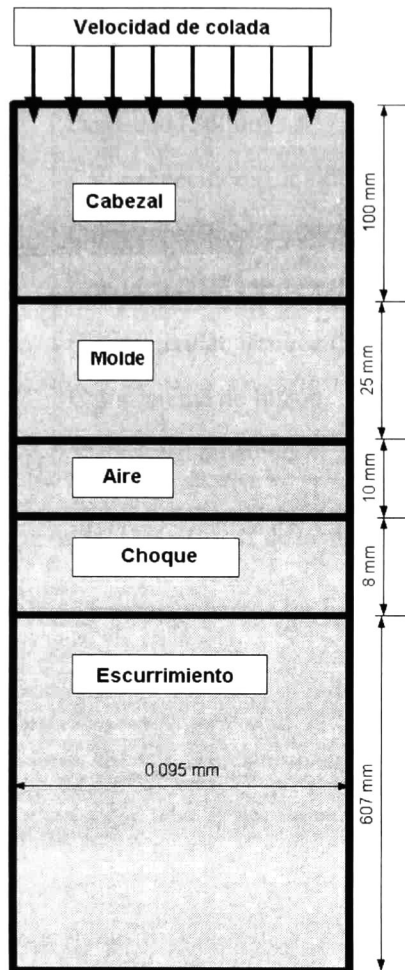


Figura 4.1: Geometría usada para las simulaciones.

Temperatura de liquidus	911 K
Temperatura de solidus	775 K
Densidad (Líquido)	2800 Kg/m ³
Densidad (Sólido)	2800 Kg/m ³
Calor específico (Líquido)	1059 J/Kg * K
Calor específico (Sólido)	1093 J/Kg * K
Conductividad térmica (Líquido)	83 W/m * K
Conductividad térmica (Sólido)	181 W/m * K
Calor latente de fusión	389000 J/Kg
Viscosidad dinámica	0.0013 Pa * s

Cuadro 4.1: Propiedades termofísicas de la aleación usada para los estudios de sensibilidad.

Para las condiciones de frontera tenemos los parámetros:

- $T_i = 937 K$
- $V_{colada} = 0.002 m/s$
- $h_{cabezal} = 0$
- $h_{molde} = 5000 W/m^2 K$
- $h_{aire} = 2500 W/m^2 K$
- $h_{choque} = 48000 W/m^2 K$
- $h_{escurrimiento} = 35000 W/m^2 K$

Las mallas usadas se muestran en la tabla 4.2.

A partir de aquí se hicieron tres estudios de sensibilidad usando diferentes modelos:

1. Estudio 1 = Flujo laminar
2. Estudio 2 = Flujo turbulento (Modelo RNG)
3. Estudio 3 = Sin modelo de flujo (Sólo análisis térmico con transporte de sólido)

	Numero de celdas	Tiempo CPU
Malla 1	15 × 45 celdas	1 min
Malla 2	30 × 90 celdas	10 min
Malla 3	60 × 180 celdas	45 min
Malla 4	120 × 360 celdas	2 hrs 1 min
Malla 5	240 × 720 celdas	26hrs 5 mins

Cuadro 4.2: Mallas usadas.

Podemos ver de las figuras 4.2, 4.3 y 4.4 la convergencia de la solución en este caso de las líneas de liquidus y solidus para las distintas mallas usadas. Se obtuvo el mismo comportamiento en cada uno de los estudios con diferentes modelos y teniendo en cuenta el tiempo de CPU la solución mas razonable es la malla número 4 que consigue un buen balance entre éste y la exactitud. Contrario a lo que podría esperarse los tiempos de CPU fueron los mismos para los tres estudios. Ahora que ya seleccionamos nuestra malla procedemos a comparar los diferentes modelos de flujo para cada uno de los estudios en base a la misma.

Podemos ver también algunas variaciones entre los modelos para flujo laminar y turbulento aunque no son muy grandes y según calculos no difieren en mas del 5% para solidus y 10% para liquidus. Entre el modelo laminar y el estudio sin modelo de flujo no se ve diferencia alguna. Suponiendo que el sistema es alimentado con aluminio de una forma uniforme no parece haber alguna razón para asegurar que exista turbulencia en gran medida dentro del pool de aluminio líquido, esto junto con el hecho de que para los estudios de validación reportados en la literatura se use flujo laminar, hace que esta sea nuestra elección para modelo de flujo.

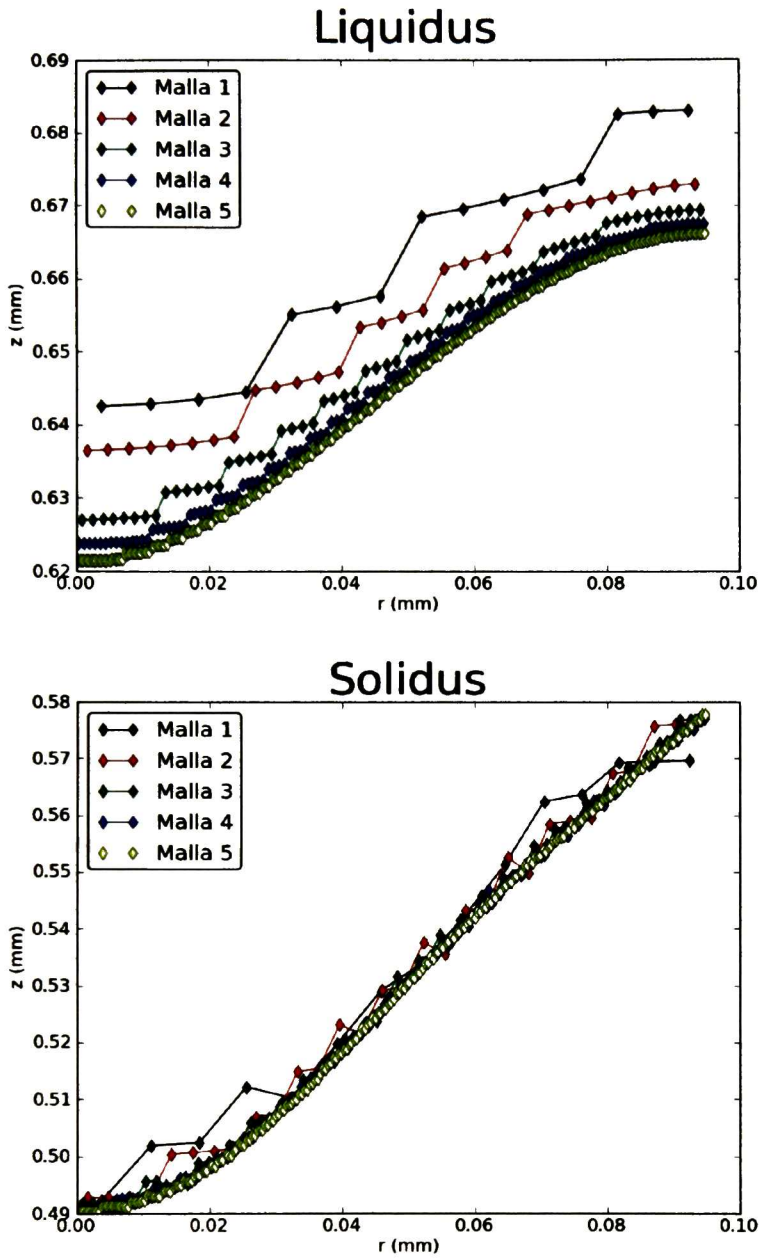


Figura 4.2: Graficas de liquidus y solidus para flujo laminar.

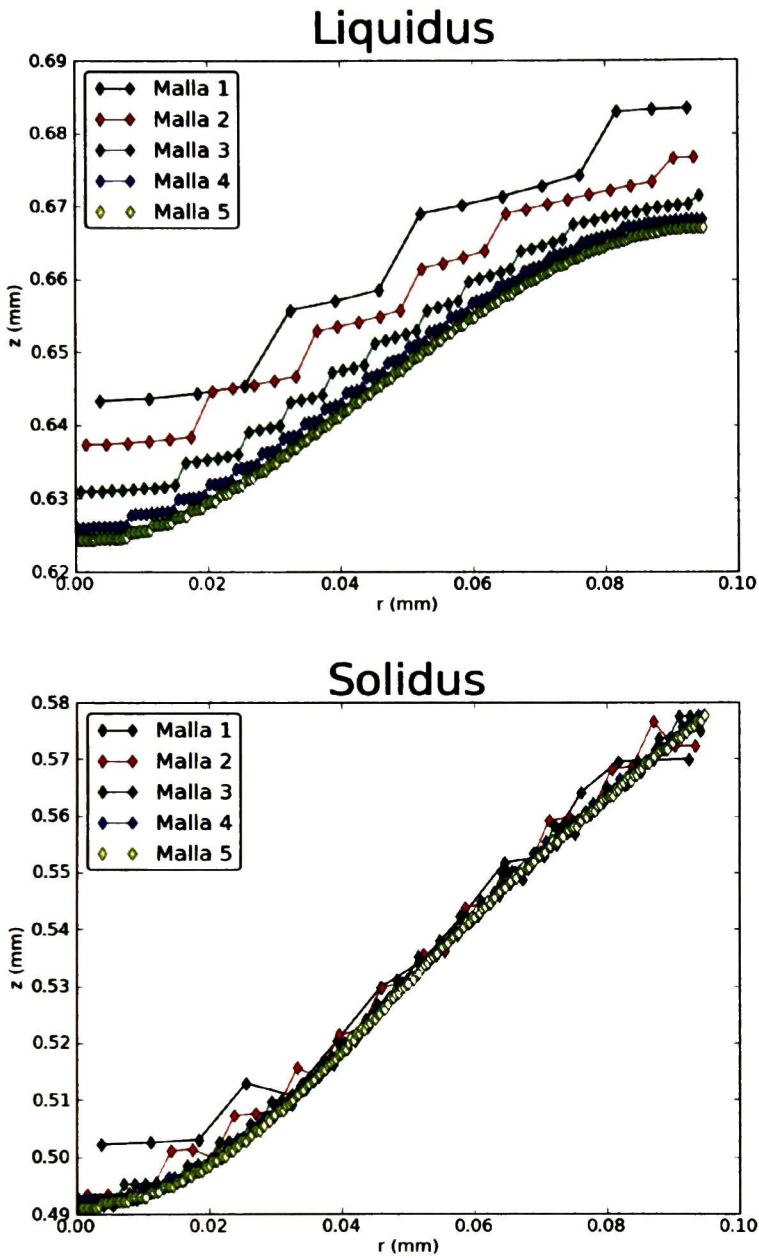


Figura 4.3: Graficas de liquidus y solidus para flujo turbulento.

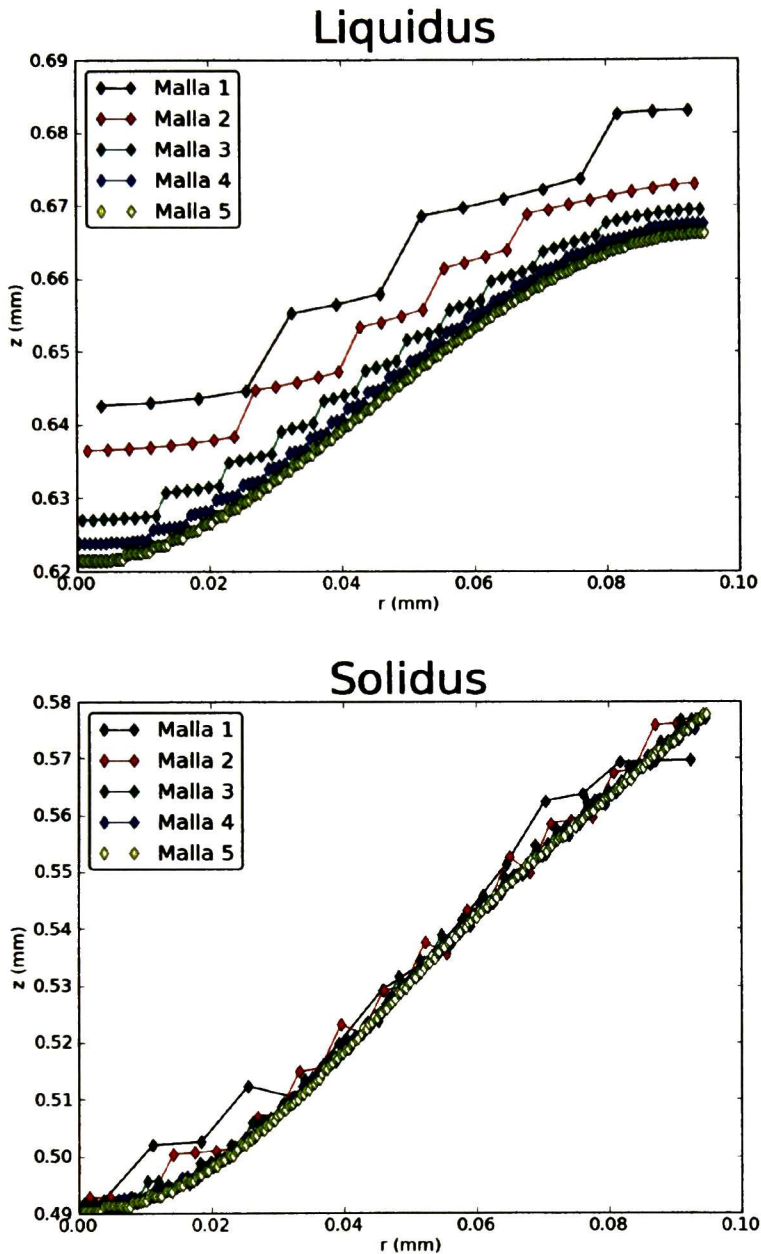


Figura 4.4: Graficas de liquidus y solidus sin modelo de flujo.

4.2. Validación contra Procast.

En esta sección procederemos a validar nuestro modelo numérico contra otro código muy aceptado en la industria el cual es Procast. Como se mencionó en la sección 3.2 cualquier aproximación numérica robusta debe tender a la solución específica de las ecuaciones de transporte cuando el mallado se hace mas pequeño.

En este caso cuando usamos Flow3D estamos usando la aproximación del método de volumen finito

y cuando usamos Procast ([9]) estamos usando el elemento finito. Si el modelo que estamos usando está bien planteado entonces ambas aproximaciones deben dar resultados congruentes entre sí y por tanto con este paso podemos decir que nuestro modelo numérico en Flow3D está bien planteado [15]. Posteriormente procederemos a validar nuestro modelo con resultados experimentales.

4.2.1. Caso base.

Definimos a continuación el caso que usaremos para comparar en los dos códigos. La geometría, propiedades termofísicas del material, condiciones de frontera son las mismas que en la sección anterior para este caso que llamaremos *caso base*. Esto es así porque haremos algunas variaciones de este caso para comparar posteriormente.

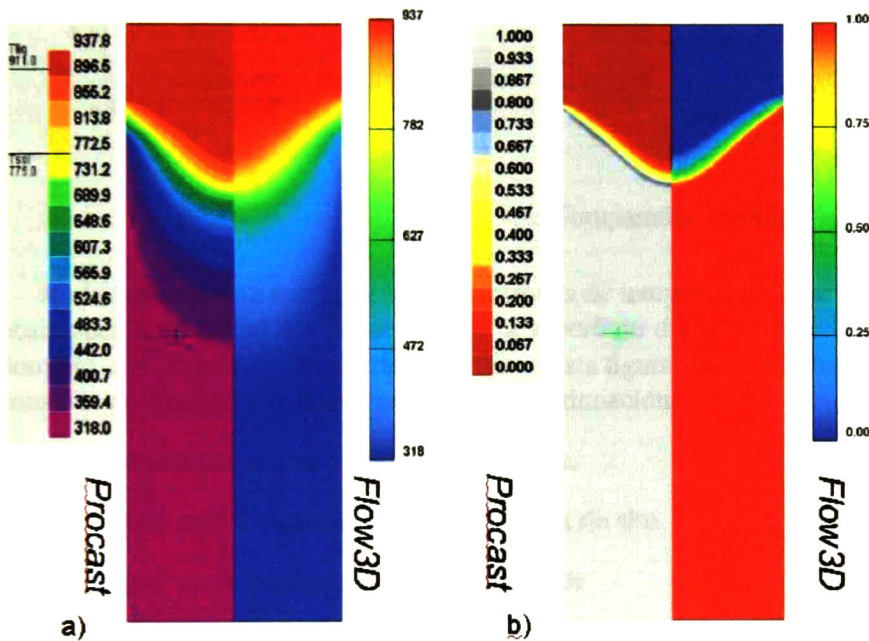


Figura 4.5: Comparativa de códigos a) Mapas de temperaturas b) Mapas de fracción sólida

En la figura 4.5 se presentan los mapas de temperaturas y mapas de fracción sólida en todo el dominio computacional bajo estudio. En la parte izquierda de la figura (a) se muestran los mapas térmicos notando que la figura consta de dos mitades siendo la primera correspondiente a las predicciones térmicas de Procast mientras que la mitad a la derecha corresponde las predicciones de Flow3D. Se puede constatar que ambas predicciones son muy similares entre sí desde el punto de vista numérico, aunque cada código tiene su propio estilo de representación cromática. La concordancia cualitativa entre ambos códigos se vuelve a constatar al comparar las predicciones con respecto a la fracción sólida, como se puede apreciar en la figura 4.5(b). Aquí se pueden distinguir claramente las zonas de liquidus, sólido y zona pastosa (mushy) en donde es de notarse la excelente concordancia entre las predicciones de ambos códigos lo cual sugiere que el modelo implementado en Flow3D debido a su robustez permite obtener predicciones similares a las proporcionadas por software comercial enfocado explícitamente al estudio de la colada continua.

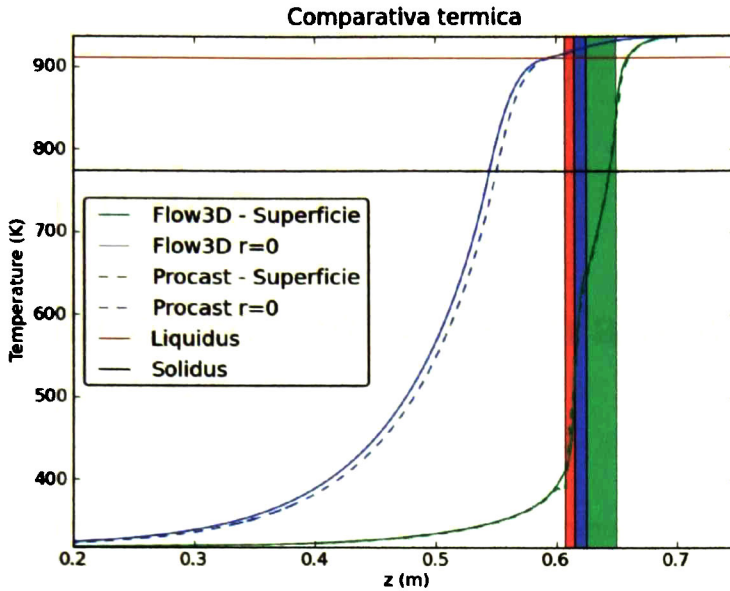


Figura 4.6: Comparativa térmica

En la figura 4.6 se muestran las predicciones de temperatura de ambos códigos con respecto a dos posiciones, que son el eje de simetría y la superficie del billet como una función de la altura z del dominio computacional. Se puede observar en esta figura también la representación esquemática de las zonas de enfriamiento como se menciona a continuación:

- La zona roja representa la zona de choque.
- La zona azul representa la zona de la capa de aire.
- La zona verde representa la zona del molde.
- La zona de escurrimiento es la zona que está a la izquierda de la franja roja que no se muestra a color para una mejor claridad.
- La zona del cabezal está situada a la derecha de la franja verde.

En la gráfica las líneas azules corresponden a las temperaturas a lo largo del eje z en la posición $r = 0$ que es el eje de simetría del billet a su vez también las líneas verdes corresponden a las temperaturas a lo largo de la superficie del billet que en este caso es $r = 0.095m$. Las líneas continuas corresponden a las predicciones de Flow3D y las discontinuas a las predicciones de Procast. Se puede constatar una buena concordancia cuantitativa entre las predicciones de ambos códigos. En la sección de análisis de proceso se describirá este tipo de gráficos con base en la fenomenología involucrada.

Capítulo 5

Validación con respecto a resultados en la literatura.

Con el propósito de validar el modelo implementado comparando sus predicciones con valores reportados en la literatura se tomó como referencia los datos experimentales, así como las predicciones de un modelo similar al implementado en este trabajo y reportado en la literatura reciente [5].

En las secciones anteriores se han usado valores típicos reportados en la literatura para los estudios de sensibilidad y de validación de código. Si bien esto hace que las suposiciones sean razonables se ve ahora la necesidad de relacionar el flujo de agua con los coeficientes de transferencia de calor para obtener una concordancia con los valores reportados en la literatura [5]. La justificación de las nuevas condiciones de frontera se derivan de la referencia [16] y están dadas en la sección 5.1.

Se comparan los siguientes parámetros ilustrados esquemáticamente en la figura 5.1.

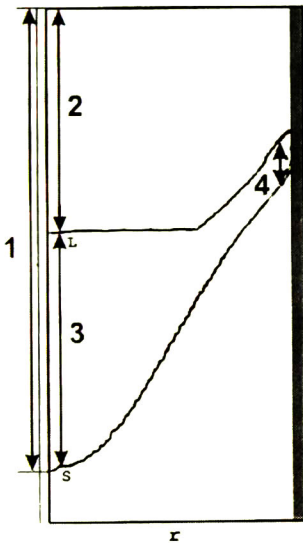


Figura 5.1: Parámetros de comparación

- El parámetro 1 es la profundidad del fondo (sump).
- El parámetro 2 es la profundidad del pozo de líquido (liquid pool).
- El parámetro 3 es la diferencia en el eje de simetría del billet de los dos anteriores.
- El parámetro 4 es la diferencia en la superficie del billet del pozo de líquido y la superficie de solidus.

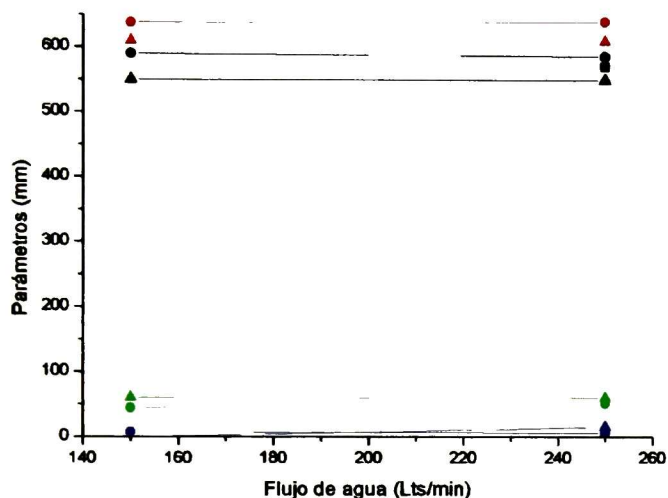


Figura 5.2: Parámetros característicos reportados en la literatura y predichos por el modelo propuesto. Las tendencias que unen a los círculos representan los resultados reportados en la ref [5], y las unidas por triángulos indican las predicciones del modelo elaborado. Cada color corresponde a un parámetro. Los parámetros 1,2,3 y 4 se muestra en negro, rojo, verde y azul respectivamente. En esta gráfica la velocidad de casting es de $120\text{mm}/\text{min}$. La profundidad experimental se marca con el punto cuadrado.

El objetivo de la figura 5.2 es comparar las predicciones sobre el efecto del flujo de agua sobre los diferentes parámetros considerados. Aquí el punto cuadrado representa la determinación experimental y corresponde a la profundidad del fondo. Las líneas que unen a los círculos representan los resultados reportados en la ref [5]. Las líneas que unen a los triángulos corresponden a las predicciones del modelo elaborado. Cada parámetro se caracteriza con un color como se indica en las figuras. Los resultados mostrados en esta figura indican una excelente concordancia cualitativa y cuantitativa entre el modelo elaborado y el reportado en la literatura. Ambos modelos sugieren que el flujo de agua en el rango de valores considerados no tiene un efecto apreciable sobre los diferentes parámetros considerados. En esta gráfica la velocidad de colada es de $120\text{mm}/\text{min}$.

En la figura 5.3, obtenida ahora para una velocidad de colada de $200\text{mm}/\text{min}$ se vuelve a notar la concordancia entre las predicciones de los modelos bajo análisis, Y se nota también que para esta velocidad de colada el flujo de agua tampoco muestra un efecto significativo sobre los parámetros.

La figura 5.4, ilustra las predicciones con respecto al efecto de la velocidad de colada sobre los parámetros bajo estudio para ambos modelos donde cabe resaltar que las tendencias obtenidas son las mismas y que los resultados numéricos generados son similares lo cual permite afirmar nuevamente

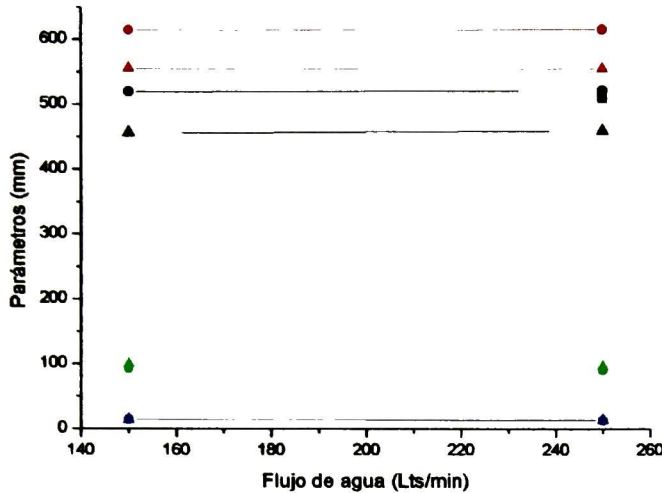


Figura 5.3: Parámetros característicos reportados en la literatura y predichos por el modelo propuesto. Las líneas unidas por círculos corresponden a las predicciones reportadas en la literatura, las líneas unidas por triángulos indican las predicciones del modelo elaborado. Cada color corresponde a un parámetro. Los parámetros 1,2,3 y 4 se muestra en negro, rojo, verde y azul respectivamente. En esta gráfica la velocidad de casting es de $200\text{mm}/\text{min}$. La profundidad experimental del sump se marca con el punto cuadrado.

que existe una buena concordancia cualitativa y cuantitativa entre el modelo elaborado y los resultados reportados en la referencia [5]. Se observa que un incremento en el valor de la velocidad de casting sobre el parámetro 1 y 2 provoca una disminución en su posición en z los cual es congruente ya que esto equivale a tener un sump y un pool mas profundos. Este incremento en la velocidad de casting sobre los parámetros 3 y 4 provoca un ligero aumento en ambos parámetros. Debido a que en los parámetros 3 y 4 se habla de diferencias entre liquidus y solidus, y viendo que las predicciones de los dos modelos se superponen podemos afirmar que la forma de las isothermas permanece constante y lo que pasa es que tenemos un desfase en las posiciones de los parámetros 1 y 2.

Finalmente considerando los resultados obtenidos durante los análisis de sensibilidad, validación contra Procast y comparación con resultados reportados en la literatura permiten afirmar que el modelo elaborado proporciona predicciones razonables dentro del rango de valores de los parámetros estudiados, lo cual habla de una implementación robusta del mismo.

5.1. Justificación de las condiciones de frontera.

El objetivo de esta sección es derivar las condiciones de frontera usadas en el estudio de validación experimental que también se usarán en el análisis de proceso del capítulo siguiente. Por lo general en lo que se refiere al enfriamiento primario se reportan en la literatura valores medidos directamente como los coeficientes de transferencia de calor entre el molde y la capa de aire, pero cuando se llega al enfriamiento secundario la situación se complica. Esto es debido a que experimentalmente no es fácil medir los coeficientes de calor en las zonas de choque (impingement) y de escurrimiento [11]. Algunas

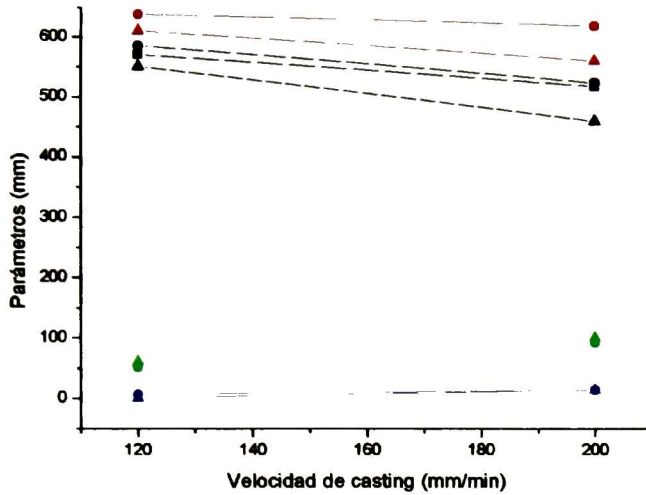


Figura 5.4: Parámetros característicos reportados en la literatura y predichos por el modelo propuesto. Las líneas unidas por círculos corresponden a las predicciones reportadas en la literatura, las líneas unidas por triángulos indican las predicciones del modelo elaborado. Cada color corresponde a un parámetro. Los parámetros 1,2,3 y 4 se muestra en negro, rojo, verde y azul respectivamente. El flujo de agua fijo es de $150\text{Lts}/\text{min}$.

teorías han sido desarrolladas para estimar los coeficientes de transferencia de calor en estas zonas aunque este sigue siendo un problema difícil. De estas teorías la que brinda mejores resultados es la de Weckman y Niessen[16]. A partir de esta teoría se obtuvieron coeficientes de transferencia de calor para las zonas de choque y de escurrimiento en términos del flujo de agua que es lo que comúnmente se reporta cuando se reportan mediciones experimentales.

Acorde con esta teoría la zona de enfriamiento secundario está sujeta a dos regímenes de enfriamiento que son:

- Ebullición nucleada
- Convección forzada

Se hace ahora un promedio entre estos dos regímenes de enfriamiento y se asocia el régimen de ebullición nucleada con la zona de choque (impingement) y el régimen de convección forzada con la zona de downstreaming como se reporta en la literatura. En este caso se tiene que relacionar el flujo de agua con los coeficientes de transferencia de calor .

Partimos del flujo de agua Q definiendo las siguientes relaciones

$$Q' = \frac{Q}{\pi D}$$

$$\Delta T_x = (T_{surf} - T_{sat})$$

$$\Delta T = (T_{surf} - T_{amb})$$

$$\bar{T} = \frac{T_{surf} + T_{bulk}}{2}$$

donde D es el diámetro del billet que en este caso es de 0.095mts , T_{sat} que es la temperatura de saturación del agua y que es de 373K , T_{amb} que es la temperatura ambiente y se toma de 295K , T_{bulk} es la temperatura del agua de operación y es de 318K y T_{surf} que es la temperatura superficial del billet.

para el regimen de convección forzada se tiene la siguiente expresión ([16]):

$$h_{conv} = \left(\frac{q}{A}\right)_c = \left[-1.67 \times 10^5 + 704\bar{T}\right] \cdot Q^{1/3} \cdot \Delta T$$

que proporciona el coeficiente de transferencia de calor en el regimen de convección forzada. Sustituyendo en las expresiones los valores para $Q_1 = 150\text{ lts/min}$ y $Q_2 = 250\text{ lts/min}$ que son los valores experimentales que se reportan se obtuvieron los valores:

Ahora el regimen de ebullición nucleada se obtuvo sumando la contribución de la convección forzada más lo que se denomina ebullición de alberca de líquido y que esta dada por la expresión:

$$\left(\frac{q}{A}\right)_b = 20.8 \cdot (\Delta T_x)^3$$

Siendo este regimen válido entre las temperaturas 373K y 473K . Haciendo un promedio del valor de la expresión anterior para estos dos límites de temperatura se obtiene el valor de $\bar{h}_b = 62934.192\text{ W/m}^2\text{K}$.

Entonces se tiene que

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{total} = \left(\frac{q}{A}\right)_c + \left(\frac{q}{A}\right)_b = h_{total} = h_c + h_b$$

por tanto se tiene que

$$h_{total} = \left(\frac{q}{A}\right)_{total} = \left[-1.67 \times 10^5 + 704\bar{T}\right] \cdot Q^{1/3} + \frac{20.8}{\Delta T} \cdot (\Delta T_x)^3$$

Finalmente se obtienen los valores siguientes:

Para $Q_1 = 150\text{ lts/min}$:

- $h_{choque} = 72501.540\text{ W/m}^2\text{K}$
- $h_{escurrimiento} = 9567.348\text{ W/m}^2\text{K}$

Para $Q_2 = 250\text{ lts/min}$:

- $h_{choque} = 75085.829\text{ W/m}^2\text{K}$
- $h_{escurrimiento} = 11324.047\text{ W/m}^2\text{K}$

Se obtienen así estimaciones de los coeficientes de transferencia de calor de la zona de choque y de la de escurrimiento en función del flujo de agua del sistema de enfriamiento secundario.

Capítulo 6

Análisis de proceso

Habiendo ya validado el modelo numérico se procede ahora al análisis del proceso cuyo objetivo es estudiar las variaciones de los diferentes parámetros característicos como resultado del cambio en las condiciones de operación. Las variables consideradas son las siguientes:

- Temperatura de vaciado $T_p(K)$.
- Velocidad de colada $V_c(mm/min)$.
- Flujo de agua $Q_w(Lts/min)$.
- Coeficiente de transferencia de calor del metal al molde $h_m(Watt/m^2K)$.
- Coeficiente de transferencia de calor del metal a la zona de la capa de aire $h_a(Watt/m^2K)$.

Para realizar el análisis de manera sistemática se decidió utilizar los principios básicos del diseño estadístico de experimentos, en particular del diseño factorial fraccionado de orden 2, el cual permite conocer los efectos principales de cambios en las diferentes variables sobre la respuesta del sistema bajo análisis. Los detalles de como se implementa y la metodología asociada a tal estudio pueden encontrarse en la literatura [1].

En particular en este estudio se trata de establecer el efecto de cambios en las variables enlistadas anteriormente sobre las respuestas que se definen a continuación:

- Respuesta 1: r_1 Posición en el eje z de la isoterma de liquidus en la superficie del billet (mm).
- Respuesta 2: r_2 Posición en el eje z de la isoterma de solidus en la superficie del billet (mm).
- Respuesta 3: r_3 Posición en el eje z de la isoterma de liquidus en el eje de simetría del billet (mm).
- Respuesta 4: r_4 Posición en el eje z de la isoterma de solidus en el eje de simetría del billet (mm).

Para tal efecto es necesario definir un nivel inferior y uno superior para cada una de las variables consideradas. Se procede a construir la matriz de diseño en la cual se resumen las condiciones bajo las cuales es requerido aplicar el modelo a fin de obtener las predicciones que permitan establecer los efectos principales de las variables consideradas sobre las respuestas definidas con anterioridad.

La tabla 6.1 muestra la matriz de diseño en términos de las corridas que deben ser realizadas, así como los niveles que deberán ser considerados para cada variable en cada corrida. Se puede observar

Numero de caso	Q_a	V_c	T_p	h_m	h_a	r_1	r_2	r_3	r_4
Caso 1			-		-	664	640	610	550
Caso 2	+				-	664	649	610	550
Caso 3		+		-		657	643	556	456
Caso 4			+			655	645	574	538
Caso 5				+		666	649	612	548
Caso 6					+	666	649	610	546
Caso 7	+	+	+	+	+	651	643	511	450
Caso 8		+	+	+	+	651	643	509	444
Caso 9	+		+	+	+	655	647	578	540
Caso 10	+	+		+	+	659	645	558	462
Caso 11				+	+	651	641	509	448
Caso 12	+	+	+	+		651	643	511	450
Caso 13		-		+	+	666	649	612	548
Caso 14	+				+	666	649	610	548
Caso 15	+	+				657	643	556	460
Caso 16			+		+	655	647	574	538
Caso 17	+			+		666	649	612	550
Caso 18	+			+	+	662	647	595	549
Caso 19		+			+	655	644	531	455
Caso 20	+		+			650	644	571	536
Caso 21		+	+	+		656	639	501	443

Cuadro 6.1: Matriz de diseño de las simulaciones.

en esta tabla que el análisis involucra la realización de 16 corridas más una de referencia que es la corrida numero 1 la cual también comunmente se le denomina caso base.

También se puede observar en esta tabla en las últimas 4 columnas los resultados obtenidos con respecto a los parámetros de respuesta. En la tabla 6.2 se enlistan los valores máximos y mínimos usados en la matriz de diseño derivados de la teoría analizada en la sección de validación con respecto a los valores reportados en la literatura [5].

De acuerdo con la metodología asociada con el diseño factorial fraccionado se procedió a realizar el tratamiento numérico de los resultados mostrados en la matriz de diseño con el propósito de establecer los efectos principales de las variables sobre las respuestas. Procesando los resultados obtenidos de acuerdo con el algoritmo de Yates [1], se obtienen las respuestas principales mostradas en la tabla 6.3.

Debido a que en base al estudio de sensibilidad se usó la malla número 4 (que es de 120×360 celdas) para definir el dominio computacional, obtenemos un tamaño de celda en la dirección z de $2.08 \times 10^{-3} \text{mts}$. Se considera pertinente el suponer que, debido a que las respuestas son medidas en la dirección z , es razonable despreciar las variaciones que tengan un valor menor que este tamaño de celda.

Valores mínimos	Valores máximos
$Q_a = 150 \text{ lts/min}$	$Q_a = 250 \text{ lts/min}$
$V_c = 120 \text{ mm/min}$	$V_c = 200 \text{ mm/min}$
$T_p = 937 \text{ K}$	$T_p = 1000 \text{ K}$
$h_m = 5000 \text{ Watt/m}^2\text{K}$	$h_m = 6000 \text{ Watt/m}^2\text{K}$
$h_a = 2500 \text{ Watt/m}^2\text{K}$	$h_a = 3000 \text{ Watt/m}^2\text{K}$

Cuadro 6.2: Valores máximos y mínimos para la matriz de diseño

Efecto de la variable	r1	r2	r3	r4
Q_a	+0.0078023	-1.0726112	+1.4511219	+2.9389284
V_c	-0.3956918	-5.6339688	-65.9962627	-90.2629064
T_p	-5.2165706	-4.8911639	-27.8719715	-12.8319303
h_m	+6.3338654	-0.1316574	-2.6002288	+0.8682663
h_a	+0.0016056	-1.0053598	-0.3771615	-0.3723271

Cuadro 6.3: Efectos principales de las variables sobre las respuestas consideradas.

Con base a lo anterior las respuestas que fueron incluidas en el análisis de proceso que se muestra a continuación involucraron exclusivamente los efectos mostrados en la tabla 6.3. Como puede observarse en esta tablas las variables que afectan de manera más notoria el proceso son en orden de importancia

1. V_c Velocidad de colada.
2. T_p Temperatura de vaciado.
3. h_m Coeficiente de transferencia de calor del molde.
4. Q_a Flujo de agua.
5. h_a Coeficiente de transferencia de calor de la capa de aire.

A continuación se procede a comparar los efectos de cada una de las variables sobre el caso base (Caso 1) con el fin de observar gráficamente los efectos de cada variable sobre estas respuestas.

En la figura 6.1 se aprecia la representación esquemática de las predicciones comparativas del caso base (izquierda), con respecto al caso de la variable analizada (derecha) en el dominio bajo estudio definido en el campo cilíndrico bidimensional (z, r) . En las figuras, las escalas de medida se muestran en metros.

Se grafica la fracción sólida en todo el dominio computacional siendo el valor mínimo 0 correspondiente a líquido y mostrado en color azul, y el máximo 1 corresponde a la zona de totalmente sólida ilustrada en color rojo, habiendo entre estas dos la zona pastosa (mushy zone) que es una zona de coexistencia bifásica solido-liquido ilustrada en los colores comprendidos entre 0 y 1 mostrados en la escala ala derecha de las gráficas. De la observación de las gráficas facilmente se puede deducir que la frontera superior de la zona roja corresponde a la isoterma de solidus y la frontera inferior de la zona azul corresponde a la isoterma de liquidus.

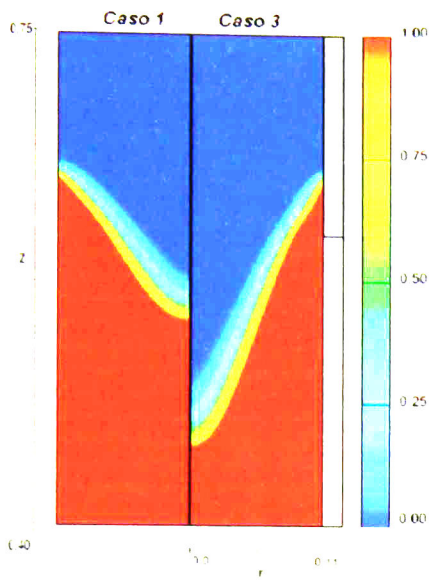


Figura 6.1: Efecto de la velocidad de colada sobre el caso base.

En la figura 6.1 se aprecia claramente que un incremento en la velocidad de colada provoca un notorio desplazamiento de las isotermas de solidus y de líquidus teniendo como consecuencia una mayor profundidad del fondo y del pozo de líquido, lo cual es consistente con las reglas empíricas que se observan y aplican en el control de este proceso.

Fenomenológicamente el proceso en sí consiste en promover a través de la extracción de calor la formación de una coraza sólida del espesor suficiente tal que este pueda soportar mecánicamente el peso del metal líquido haciendo presión en la dirección radial. Si el espesor de la coraza sólida es insuficiente para cumplir esta condición tenemos entonces el defecto de sangrado del metal. Lo anterior pone de relieve la importancia práctica de esta variable que sin duda es la que mas afecta el proceso.

La formación de este coraza depende directamente de las condiciones de frontera que se impongan en la superficie del billet, las cuales fijan la capacidad de extracción de calor.

Al aumentar la velocidad de colada, el flujo másico de metal líquido sobrecalentado que ingresa al molde se incrementa y esto por consecuencia incrementa también la cantidad de energía térmica que el sistema de enfriamiento debe remover para iniciar la solidificación del metal y formar la coraza. Existe transferencia de calor en la dirección radial y azimutal. Cuando aumentamos la velocidad de colada disminuye la transferencia radial ya que disminuimos el tiempo de residencia del metal en la zona del molde lo cual se traduce en una disminución del espesor de la coraza sólida en función de la posición radial y azimutal. Con esto se observa que la relación entre la capacidad de extracción de calor del sistema de enfriamiento y la cantidad de calor sensible que debe ser extraído del metal para iniciar la solidificación se traduce en el desplazamiento observado de las isotermas de liquidus y de solidus que se observan en la figura 6.1.

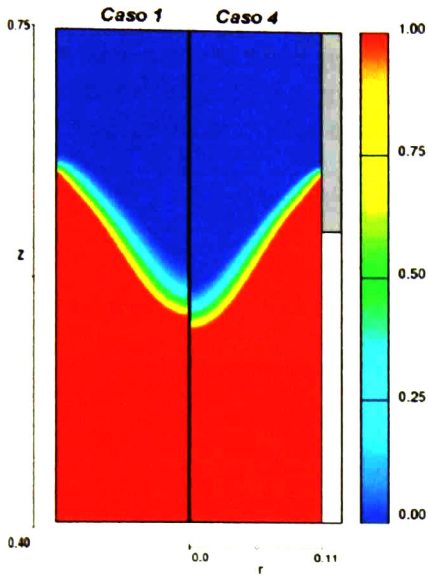


Figura 6.2: Efecto de la temperatura de vaciado sobre el caso base.

En la figura 6.2 se puede apreciar la predicción del modelo elaborado con respecto al efecto de la temperatura de vaciado sobre las posiciones de las isoterma de líquidus y solidus. Se observa que un incremento en la temperatura de vaciado provoca un incremento en la profundidad del fondo y del pozo de liquido. Como se incrementa la temperatura de vaciado entonces se incrementa la cantidad de calor sensible que es necesario retirar del metal que ingresa al sistema de enfriamiento para iniciar la solidificación. Esto se traduce en el desplazamiento observado en las isoterma de liquidus y solidus.

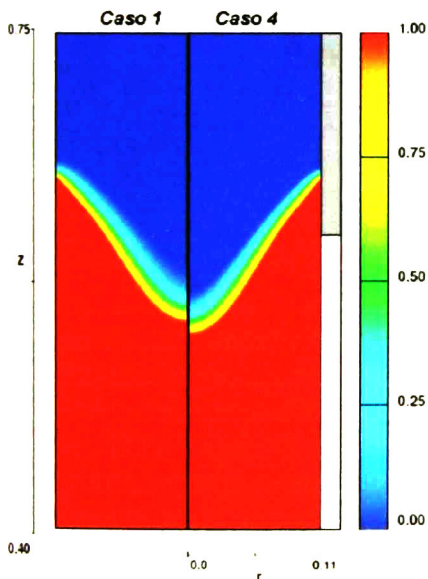


Figura 6.3: Efecto de variar el coeficiente de transferencia de calor del molde sobre el caso base.

En la figura 6.3 se puede constatar que el modelo predice que un incremento en el coeficiente de transferencia de calor del molde se traduce en un incremento en la profundidad del fondo y del pozo

de líquido en el eje de simetría. Lo anterior como hipótesis podría estar asociado con un incremento en las corrientes convectivas que resultan del incremento en la diferencia de las temperaturas de líquido presentes en el eje de simetría y en la zona adyacente a la superficie de liquidus como resultado de la mas vigorosa extracción de calor asociada al incremento en el coeficiente de transferencia de calor del molde.

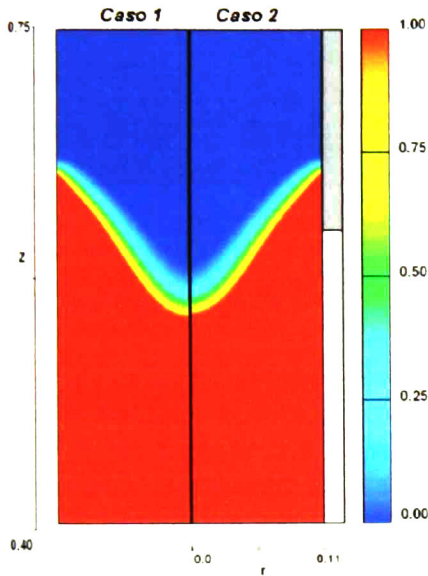


Figura 6.4: Efecto del flujo de agua sobre el caso base.

En la figura 6.4 se observa que el modelo predice que un incremento en el flujo volumétrico de agua de enfriamiento producirá un ascenso en la posición del fondo y del pozo de líquido que es congruente con lo que se observa en la realidad. En la práctica esta variable podría tener un fuerte efecto sobre el perfil de solidificación si el flujo de agua fuera variado en un rango más amplio al considerado en este trabajo. Cabe señalar que en el trabajo elaborado fué empleado un intervalo de valores que resulta tener efectos marginales sobre los perfiles.

De aquí se pueden decir varias cosas, una es que los resultados son congruentes con los reportados en la literatura, donde esta variable no tiene un efecto relevante en los perfiles. Si bien estamos de acuerdo con lo que se reporta, esto no significa que sea completamente cierto ya que esta variable es la que define principalmente al sistema de enfriamiento secundario, que es bien sabido que tiene un efecto mayoritario en la extracción de calor del sistema. Por tanto si se usaran otros valores de flujo de agua podríamos observar cambios mas radicales. Esto constituye una posible línea de investigación posterior.

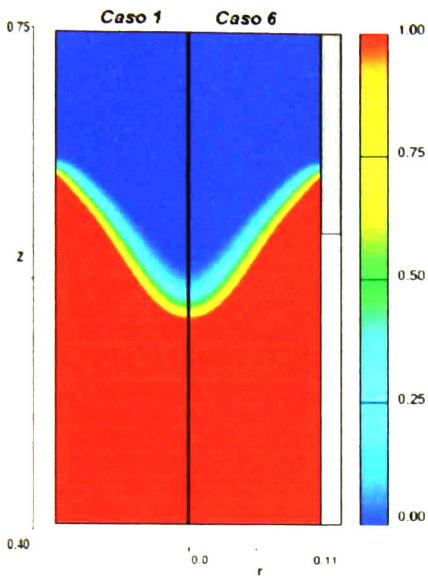


Figura 6.5: Efecto de variar el coeficiente de transferencia de calor del air gap sobre el caso base.

En la figura 6.5 se puede observar que esta variable no tiene un efecto apreciable en los perfiles de solidificación. Esto podría deberse a que en esencia la capa de aire es una capa aislante que se forma en el molde e impide la transferencia de calor. Comparados estos valores del coeficiente de la capa de aire con los anteriores resulta evidente que son muy pequeños y que no existe gran variación entre el valor mínimo y el máximo para esta variable en la matriz experimental. En la literatura el rango de valores para esta variable es muy pequeño. Si no eligen estos valores reportados podría ser que se dieran algunas variaciones, pero no está justificado ningún intervalo mayor al elegido para esta variable.

Capítulo 7

Conclusiones

Se implementó un modelo matemático y numérico del proceso CSC que satisface los requerimientos de convergencia, consistencia y estabilidad como lo sugiere el estudio de sensibilidad y las validaciones realizadas en este trabajo.

El estudio de sensibilidad permitió encontrar un mallado satisfactorio para cumplir el requisito de convergencia. También indicó la conveniencia en el empleo de un modelo de flujo laminar durante los cálculos realizados. Posteriormente este modelo se comparó con el código Procast con el fin de demostrar la consistencia de la discretización numérica empleada. Los resultados obtenidos permitieron constatar una buena concordancia cuantitativa entre las predicciones de ambos códigos.

Los resultados obtenidos durante el análisis de sensibilidad, validación con Procast y comparación con resultados reportados en la literatura permiten afirmar que el modelo elaborado proporciona predicciones razonables dentro del rango de valores de los parámetros estudiados, lo cual habla de una implementación robusta del mismo. Llegados a este punto se puede afirmar se ha cumplido uno de los objetivos centrales de este trabajo, el cual fue crear una plataforma de análisis desde el punto de vista macroscópico del proceso.

El análisis de proceso sugiere que las variables analizadas que afectan al proceso en orden de importancia son: velocidad de colada, temperatura de vaciado, coeficiente de transferencia de calor del molde, el flujo de agua de enfriamiento y, finalmente el coeficiente de transferencia de calor de la capa de aire. Un incremento en la velocidad de colada provoca un incremento en la profundidad del fondo y del pozo de líquido.

Un incremento en la temperatura de vaciado da como resultado un incremento en la profundidad del fondo y del pozo de líquido aunque este efecto es menos pronunciado que el de la velocidad de colada.

Un incremento en el coeficiente de transferencia de calor del molde, da como resultado un incremento en la profundidad del fondo y del pozo de líquido.

Un incremento en el flujo volumétrico de agua del sistema de enfriamiento secundario provoca un ascenso en la posición del fondo y del pozo de líquido.

Un incremento en el coeficiente de transferencia de calor de la capa de aire no tiene un efecto apreciable en los perfiles de solidificación al menos no en las condiciones exploradas en este trabajo.

Bibliografía

- [1] Box, Hunter, and Hunter. *Statistics for Experimenters - Design, Innovation and Discovery*. Wiley-Interscience., 1999.
- [2] Subodh K. Das. *Modeling and optimization of direct chill casting to reduce ingot cracking*. University of Kentucky., 2006.
- [3] Anil W. Date. *Introduction to computational fluid dynamics*. Cambridge, 2005.
- [4] J.M. Drezet, M. Gremaud, and M. Rappaz. State of the art in the modelling of aluminium and copper continuous casting processes. *Metallurgical and materials transactions A*, 35A:2495–2501, 2004.
- [5] D.G. Eskin, V.I. Savran, J. Zuidema, and L. Katgerman. Structure formation and macrosegregation under different process conditions during dc casting. *Materials science and engineering A*, 384:232–384, 2004.
- [6] FlowScience. Flow3d manual v9.3.
- [7] Python Foundation. Python v2.5.4.
- [8] GNU. Lyx v0.98.
- [9] ESI Group. Procast manual v2008.
- [10] J. Hunter, D. Dale, and M. Droettboom. Matplotlib manual v0.98.
- [11] M.Zaloznik, I.Vajsic, and B.Sarler. A nondestructive experimental determination of the heat flux during cooling of direct-chill cast aluminum alloy billets. *Materiali in tehnologije*, 36:121–125, 2002.
- [12] D.A. Peel and E. Pengelly. Heat transfer, solidification, and metallurgical structure in the continuous casting of aluminium. *Mathematical methods in metallurgical process development - The iron and steel institute.*, pages 186–196, 1965.
- [13] J. Sengupta, B.G. Thomas, and M.A. Wells. The use of water cooling during the continuous casting of steel and aluminum alloys. *Metallurgical and materials transactions A*, 36A:187–204, 2005.
- [14] J. Szekely, J.W. Evans, and J.K. Brimacombe. *The mathematical and physical modeling of primary metals processing operations*. Wiley-Interscience., 1988.

- [15] Malasekera Versteeg. *An introduction to computational fluid dynamics*. Longman Scientific and Technical, 1995.
- [16] D. C. Weckman and P. Niessen. A numerical simulation of the d. c. continuous casting process including nucleate boiling heat transfer. *Metallurgical and materials transactions B*, 13B:593–602, 1982.
- [17] M.A. Wells and S.L. Cockcroft. Influence of surface morphology, water flow rate, and sample thermal history on the boiling-water heat transfer during direct-chill casting of commercial aluminum alloys. *Metallurgical and material transactions B*, 13B:593–602, 1982.
- [18] Yaping Wu. *Numerical analysis of direct-chill casting of aluminum ingot*. Department of mechanical and aerospace engineering., 1999.
- [19] Jan Zuidema. *Modeling of fluid flow during DC casting*. Netherlands institute for metals research, 2005.

Apéndice A

Caso base en Flow3D

```
Title
DC Casting
Metodo implicito
Laminar

&xput
remark='units are SI',
twfin=400.,
itb=1. ihtc=1,
gz=-9.8. ifenrg=2,
ifsld=1, iwsh=0,
ipdis=1, delt=1.0e-2,
imphtc=1, ifvisc=1,
remark='Coeficiente de transferencia de calor tipo
convectivo al void',
hflv1=9567.348,
/

&limits /

&props
rhof=2800., units='SI',
rhofs=2800., thexf1=0., cv1=1059.,
cvsl=1093., pofl1=0., thcl=83., thesl=181.,
clht1=3.9e+05, ts1=821., tl1=923., tniyam=-1.,
tsdrg=1., mul=0.0013, muc00=0., muc0=1., mucl=0.,
muc2=0., muc3=0., mutmpl=0., mutmp2=0.,
mutmp3=1., muthk=0., muthn0=0., muthn1=0.,
cangle=90., sigma=0.91, csigma=0., rf2=287.,
tmelt=0., teut=0., ceut=0., cexfl=0.,
cstar=0., dratio=0., pcoef=0.,
fluid1='Al - 4.5 Cu Alloy, constant properties',
/
```

```
&scalar /
```

```
&bcdata
```

```
wb=8, wt=6,
remark='Velocidad de entrada del metal',
wbct(1,6)=-0.002,
remark='Temperatura de entrada del metal',
tbct(1,6)=937,
ipbctp(6)=0,
iobctp(5)=1,
/
```

```
&mesh
```

```
icyl=1,
nxcelt=123,
px(1)=0.0, px(2)=95e-3, nycelt=1,
pya(1)=0.0, pya(2)=15.0,
nzcelt=360,
pz(1)=0., pz(2)=607e-3, pz(3)=615e-3,
pz(4)=625e-3, pz(5)=650e-3, pz(6)=750e-3,
px(3)=110e-3, nxcell(2)=3,
/
```

```
&obs
```

```
avrck=-3.1,
nobs=5,
iob(1)=1, z1(1)=650e-3, zh(1)=750e-3, ral(1)=95e-3,
iob(2)=2, z1(2)=625e-3, zh(2)=650e-3, ral(2)=95e-3,
iob(3)=3, z1(3)=615e-3, zh(3)=625e-3, ral(3)=95e-3,
iob(4)=4, z1(4)=607e-3, zh(4)=615e-3, ral(4)=95e-3,
remark='Temperaturas de los componentes',
twobs(1,1)=318., twobs(1,2)=318.,
twobs(1,3)=523., twobs(1,4)=318.,
remark='Coeficientes de transferencia de calor de cada componente',
hobs1(1)=0., remark='Hot top',
hobs1(2)=5000., remark='Molde',
hobs1(3)=2500., remark='Air gap',
hobs1(4)=72501.540, remark='Impingement',
remark='Componente phantom',
ifob(5)=4, cc(5)=-1., iob(5)=5, wtobs(1,5)=-0.002,
/
```

```
&fl
```

```
nfls=1,
fioh(1)=1, fxl(1)=0., fxh(1)=95e-3,
```



```

fyl(1)=0., fyh(1)=30.,
fzl(1)=0., fzh(1)=750e-3,
fmagn(1)=1.0, fmagnx(1)=1.0, fmagny(1)=1.0, fmagnz(1)=1.0,
frotx(1)=0.0, froty(1)=0.0, frotz(1)=0.0,
ftrnx(1)=0.0, ftrny(1)=0.0, ftrnz(1)=0.0,
wi=-0.002,
remark='Parametros del void',
ivht(1)=1,
xvr(1)=100e-3, zvr(1)=250e-3,      tvrd(1)=318.0,
/

```

```
&bf /
```

```

&temp
tempi=937.,
remark='Este es necesario para garantizar
convergencia a la temp del void',
tvoid=318.0,
ntmp=2,
txh(1)=95e-3, tzh(1)=625e-3, treg(1)=600.,
txl(2)=70e-3, tzh(2)=650e-3, treg(2)=800.,
/

```

```
&motn /
```

```
&grafic /
```

```

&renderspace
ifrs=0,      ifcomp=1,      ifcompf=-1,
/

```

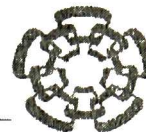
```

&HEADER
PROJECT='Caso 1',      version='double',
/

```

```
&parts /
```

Documentation: La zona de downstreaming se modela como un void para poder tomar en cuenta transferencia de calor del tipo convectivo



EVALUACIÓN DEL MANUSCRITO DE TESIS

Título de la tesis: **“Transferencia de calor, solidificación y estructura metalúrgica en el proceso de colada continua de aluminio”**

Estudiante: **ORTIZ BAÑUELOS CARLOS**

Grado al que aspira: **Maestro en Ciencias Especialidad en Materiales.**

Después de revisar exhaustivamente el manuscrito de la tesis que arriba se menciona el sinodal considera que:

El manuscrito está listo para la preparación final de la tesis.

Se puede preparar la versión final de la tesis después de hacer las correcciones que en ella se indican.

Se requiere escribir una nueva versión del manuscrito y presentarlo de nuevo a revisión.

El trabajo contenido en el manuscrito no presenta la calidad requerida para ser presentado a examen.

Observaciones:

(Si el sinodal considera necesario puede extender sus observaciones en una hoja aparte)

Fecha: 5 de Febrero del 2010

Dr. Arturo Juárez Hernández

ccp. Estudiante



EVALUACIÓN DEL MANUSCRITO DE TESIS

Titulo de la tesis: **“Transferencia de calor, solidificación y estructura metalúrgica en el proceso de colada continua de aluminio”**

Estudiante: **ORTIZ BAÑUELOS CARLOS**

Grado al que aspira: **Maestro en Ciencias Especialidad en Materiales.**

Después de revisar exhaustivamente el manuscrito de la tesis que arriba se menciona el sinodal considera que:

El manuscrito está listo para la preparación final de la tesis.

Se puede preparar la versión final de la tesis después de hacer las correcciones que en ella se indican.

Se requiere escribir una nueva versión del manuscrito y presentarlo de nuevo a revisión.

El trabajo contenido en el manuscrito no presenta la calidad requerida para ser presentado a examen.

Observaciones:

(Si el sinodal considera necesario puede extender sus observaciones en una hoja aparte)

Fecha: **Juan Muñoz
Saldaña**

Firmado digitalmente por Juan Muñoz Saldaña
Nombre de reconocimiento (DN): cns=Juan
Muñoz Saldaña, o=Centro de Investigación y
de Estudios Avanzados del IPN, ou=Cinvestav-
Querétaro, email=jmunoz@qro.cinvestav.mx,
c=MX
Fecha: 2010.05.05 09:06:34 -07'00'

Dr. Juan Muñoz Saldaña

ccp. Estudiante

EL JURADO DESIGNADO POR LA UNIDAD QUERÉTARO DEL CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y DE ESTUDIOS AVANZADOS DEL INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL, APROBÓ LA TESIS DE MAESTRÍA DEL C. CARLOS ORTIZ BAÑUELOS TITULADA: "TRANSFERENCIA DE CALOR, SOLIDIFICACION Y ESTRUCTURA METALÚRGICA EN EL PROCESO DE COLADA CONTINUA DE ALUMINIO", FIRMAN AL CALCE DE COMÚN ACUERDO LOS INTEGRANTES DE DICHO JURADO, EN LA CIUDAD DE QUERÉTARO, QRO., A LOS VEINTICUATRO DIAS DEL MES DE MARZO DEL AÑO 2010.



DR. LUIS GERARDO TRAPAGA MARTÍNEZ



DR. JUAN MUÑOZ SALDAÑA



DR. ARTURO JUÁREZ HERNÁNDEZ

