



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO  
MAESTRÍA EN CIENCIA E INGENIERÍA EN MATERIALES  
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES EN MATERIALES – FACULTAD DE INGENIERÍA  
MATERIALES METÁLICOS

SIMULACIÓN DEL PROCESO DE COLADA POR GRAVEDAD DE ALUMINIO EN LINGOTERA

TESIS  
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE  
MAESTRO EN CIENCIA E INGENIERÍA EN MATERIALES

PRESENTA:  
ALAN RODRIGO SAUCEDO OSORNO

TUTOR PRINCIPALES  
DR. ARMANDO ORTIZ PRADO  
FACULTAD DE INGENIERÍA

MIEMBROS DEL COMITÉ TUTOR

DR. JOSÉ GONZALO GONZALES REYES  
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES EN MATERIALES

M. EN C. EDGAR ISAAC RAMÍREZ DÍAZ  
FACULTAD DE INGENIERÍA

CIUDAD UNIVERSITARIA, CIUDAD DE MÉXICO, MAYO 2017



Universidad Nacional  
Autónoma de México



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

## Agradecimientos

A mi madre Gabriela y mi abuela Adda por todo el apoyo, tolerancia, paciencia, cuidados, enseñanzas, atenciones e innumerables gestos de consejo y guía que han tenido para conmigo hasta este momento de mi vida. Por todo esto y todo aquello que este olvidando muchas gracias.

A mi director de tesis Dr. Armando Ortiz Prado y mi comité evaluador M. en C. Edgar Isaac Ramírez Díaz, Dr. José Gonzalo Gonzales Reyes, por la paciencia, apoyo, consejos y ánimos brindados durante todo el tiempo que he trabajado bajo su tutela, así como por los conocimientos y la guía que me mostro para tener una nueva forma de pensamiento y ser mejor persona.

A la Universidad Nacional Autónoma de México por la oportunidad de tener estudios de licenciatura de forma libre y multidisciplinaria. Y al Instituto de investigaciones en materiales donde tuve la oportunidad de desarrollar muchas habilidades y adquirir algún conocimiento para mi vida futura.

## Prólogo

La gran mayoría de los metales y aleaciones empleados industrialmente pasan por una fase líquida en algún momento de su procesamiento, ya sea para purificarlo u obtener una aleación, se requiere controlar el flujo del metal fundido para prevenir la presencia de defectos y lograr la calidad requerida en las piezas finales. Los estudios analíticos se limitan a condiciones ideales que no son representativas del comportamiento real del flujo metálico en zonas críticas de llenado que es donde se producen la mayoría de los defectos que se desean controlar, estas zonas comúnmente son: sección delgadas, ángulos, puertos de alimentación y bordes de la cavidad principal. Las técnicas de control y diseño de moldes actuales incluyen visualizaciones mediante agua o video-radiografías, que implican un costo adicional al proceso y simulaciones de múltiples variables físicas que son más asequibles y han demostrado ser preciso en las predicciones y diseños conseguidos, pero requieren tiempo y equipo especializado para llevarlas a cabo.

Las simulaciones enfocadas al colado de metales y a su solidificación que se realizan actualmente predicen con precisión las condiciones mecánicas asociadas a los sólidos y al fluido, térmicas y de cambio de fase, tales como generación de poros, aparición de interfases y microestructuras en determinada ubicación de la fundición. Estas simulaciones requieren de una extensa base de datos para asociar los campos calculados con las condiciones metalúrgicas de dichos puntos, programación específica de los modelos micro y macro, lo que incrementa su costo.

Este trabajo tiene por objetivo establecer un método de análisis mediante simulaciones del llenado de una cavidad con metal fundido y obtener resultados confiables referentes al enfriamiento, flujo del metal fundido, esfuerzos, deformaciones y desplazamientos mediante una única rutina de cálculo implementada en una paquetería de elemento finito de propósito general con resolución suficiente para indicar las zonas con mayor probabilidad de formar burbujas y defectos debidos a la interacción con el molde.

Durante este trabajo se presentan dos modelos, uno puramente térmico y uno acoplado fluido térmico que permiten establecer una nueva herramienta eficiente para el estudio del comportamiento de un metal fundido interactuando con un molde común mediante la implementación del acople de coordenadas lagrangianas y eulerianas, así como plantea la posibilidad de usar la capacidad de este tipo de dominios para la simulación de fenómenos que involucren cualquier flujo de material e incluso impactos.

La validación se realiza mediante la comparación de los resultados obtenidos de un ensayo experimental diseñado para el estudio del flujo de aluminio fundido en una cavidad definida y curvas de enfriamiento obtenidas en el mismo ensayo.

Este trabajo está integrado por cinco capítulos en los cuales se abordan los temas de la siguiente forma.

El primer capítulo trata sobre los principios básicos del proceso de colada, análisis de flujo tradicional, fundamentos para diseñar moldes, variaciones del proceso de colada por gravedad, defectos asociados al flujo metálico, así como el planteamiento de la validación experimental, por ejemplo la respetabilidad del proceso de colada, identificación y medición de las variables para establecer una comparación entre diversos eventos de llenado (varias coladas en la misma geometría) y capacidad de establecer un parámetro de correlación con predicciones mediante simulaciones para paqueterías de elemento finito usadas en el análisis del proceso de colada por gravedad para definir la exactitud de la herramienta en cuestión como se describe en “Benchmark Testing the Flow and Solidification Modelling of Al Castings (Benchmark Test)” (Campbell, 1996).

El segundo capítulo trata de los modelos numéricos que se han aplicado al estudio del llenado de moldes, que variables analizan, que modelos matemáticos definen y como los restringen, además se presenta una revisión de modelos que involucran la interacción sólido-fluido en la paquetería ABAQUS®

El tercer capítulo muestra el planteamiento de los modelos de llenado y enfriamiento, se describen las geometrías, el material usado y el método para su aplicación en el dominio euleriano, la implementación de la interacción entre los dominios sólido y fluido mediante variaciones del tipo de contacto, así como el mallado para obtener un modelo adecuado.

El cuarto capítulo muestra los resultados obtenidos de los modelos realizados, la validación de estos mediante la comparación con los datos experimentales del ensayo “Benchmark Test” (Sirrell, 1996), como se ven afectados los resultados por la implementación de diversas mallas, aproximaciones y tipos de contacto. Finalmente, el acople para lograr una aproximación a una solución de varias variables físicas completa.

Por último, en el capítulo cinco se presentan las conclusiones obtenidas del análisis de resultados y algunas recomendaciones para el planteamiento de modelos que incluyan la interacción sólido-metal fundido, así como para realizar mejoras a los modelos presentados en trabajos futuros.



## Índice

Agradecimientos .....	2
Prólogo .....	3
Capítulo 1. Fundición .....	8
1.1 Antecedentes de fundición .....	8
1.2 Variables importantes en el proceso de colada .....	9
1.2.1 Sobrecalentamiento .....	9
1.2.2 Viscosidad .....	9
1.2.3 Tensión superficial .....	10
1.2.4 Fluidéz .....	11
1.3 Análisis de flujo .....	11
1.3.1 Teorema de Bernoulli .....	11
1.3.2 Conservación de masa .....	12
1.3.3 Números adimensionales .....	14
1.4 Colada por gravedad .....	15
1.4.1 Diseño de moldes de arena para colada por gravedad .....	16
1.4.2 Clasificación según el tipo de llenado .....	18
1.4.3 Consideraciones para vaciado de aleaciones .....	19
1.5 Defectos asociados al régimen de flujo durante el llenado en piezas fundidas .....	20
1.6 Transferencia de calor .....	20
1.6.1 Conducción .....	21
1.6.2 Radiación .....	22
1.6.3 Convección .....	22
1.7 Ensayo patrón para validación del análisis computacional del proceso de colada por gravedad .....	23
Capítulo 2. Antecedentes de simulación del llenado de cavidades .....	26
2.1 Aproximaciones usadas en el llenado de cavidades .....	26
2.2 Modelos numéricos del llenado de cavidades .....	27
2.2.1 Obtención de datos para validación .....	28
2.2.2 Clasificación de los métodos numéricos para el análisis de flujo. ....	28
2.3 Implementación de Fluidos en ABAQUS® .....	30
2.4 Análisis Acoplado Euleriano-Lagrangiano (CEL) .....	30
2.5 Antecedentes del uso del CEL para análisis de flujo .....	32



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



2.5.1	Colapso de columna de agua .....	32
2.5.2	Interacción sólido-fluido usando ABQUS/CEL .....	33
2.5.3	Simulación numérica de una esfera en inmersión en agua usando el método CEL .	33
2.6	Modelado de metal fundido en paqueterías especializadas .....	36
2.6.1	Modelado del llenado de una cavidad con aleación de aluminio .....	36
2.6.2	Simulación de fluido multifásico con turbulencia. ....	37
2.6.3	Simulación de un proceso de fundición para aluminio .....	39
2.6.4	Solidificación en ABAQUS® .....	41
Capítulo 3.	Metodología para el planteamiento del modelo térmico y de llenado .....	45
3.1	Planteamiento del uso del enfoque CEL .....	45
3.2	Modelos Generales .....	45
3.3	Planteamiento general del problema de llenado y térmico .....	46
3.3.1	Geometrías usadas en la definición de ambos modelos.....	46
3.3.2	Ensamble .....	48
3.3.3	Definición del material .....	48
3.3.4	Pasos definidos para el cálculo .....	51
3.3.5	Condiciones de contacto .....	52
3.3.6	Restricciones del sistema .....	52
3.3.7	Mallado.....	53
Capítulo 4.	Análisis de resultados.....	55
4.1	Presentación de resultados.....	55
4.2	Transferencia de calor.....	55
4.2.1	Temperatura.....	57
4.2.2	Comparativa de las curvas de enfriamiento.....	60
4.2.3	Análisis de la contracción térmica.....	62
4.3	Variaciones de malla para el llenado .....	71
4.3.1	Malla refinada localmente .....	71
4.3.2	Domino reducido.....	73
4.3.3	Doble inicialización de material euleriano .....	76
4.3.4	Aproximación Smoothed Hydrodynamic Particles (SPH).....	81
4.4	Diferentes tipos de contacto y su efecto en el FSI .....	85
4.4.1	Contacto Ideal .....	85
4.4.2	Condición de no deslizamiento .....	88



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



4.4.3	Amortiguamiento viscoso .....	90
4.5	Colada por gravedad .....	96
4.5.1	Flujo metálico .....	96
4.5.2	Acople térmico durante el llenado termo-mecánico .....	111
Capítulo 5.	Conclusiones.....	117
Referencias.....		121





## Capítulo 1. Fundición

### 1.1 Antecedentes de fundición

El proceso de fundición se define como la fabricación de una pieza de metal puro o aleado que se calienta hasta que está en estado líquido para después vaciarlo en una cavidad de forma aproximada a la final para que ocurra el proceso de solidificación y adquiera la geometría deseada (Gupta, 2009).

Es uno de los procesos más importantes de conformado, a pesar que solo el 20 % de los metales se usa directamente después de la colada, sin embargo, la gran mayoría de los metales y aleaciones que son empleados a nivel industrial pasan en algún momento por éste. Los factores más importantes a considerar son: la segregación de los elementos de aleación, microestructura y porosidad (Veroheven, 1984).

El proceso de colada presenta varias dificultades como el control de la transferencia de calor y la consecuente modificación microestructural, régimen de flujo del metal durante el llenado derivando en defectos característicos del proceso y la calidad del metal usado en la colada requiriendo el uso de aleaciones maestras o metales purificados que conllevan un proceso anterior, requiere además varios pasos de control de calidad y mediciones para asegurar que el producto obtenido sea el deseado. A pesar de estos inconvenientes permite obtener piezas de una complejidad tal que no es posible crearlas mediante otros procesos de manufactura debido al costo, tiempo, número de piezas obtenidas por proceso, tamaño o herramental requerido

Los pasos básicos para cualquier proceso de colada son generalmente: preparación de un modelo, elaboración del molde a partir del modelo, fusión de la aleación requerida, vaciado del líquido en la cavidad del molde ya lista, permitir la solidificación y el enfriamiento para proceder a retirar la pieza del molde, eliminar coladas y mazarotas y por último llevar al desarenado, limpieza y eliminación de rebabas; como última etapa se procederá al control de calidad, previo a su embarque.(Gupta, 2009). Las particularidades del molde o como se ingresa el fluido al interior de este, permiten clasificar diversas ramas del proceso, por ejemplo, fundición por inyección (Die casting) o por gravedad (gravity casting), en molde permanente, semi permanente o desechable, cavidades simples o con insertos, por cera perdida, etc. En este trabajo se desarrollará en específico el proceso de colada por gravedad en molde de arena, ya que se sigue el modelo estandarizado de colada por gravedad para validación de software, el cual sugiere el uso de molde de arena debido a su permeabilidad con el aire, así todo el esfuerzo de modelado y requerimientos de cálculo se centran en el flujo de metal fundido, Figura 1.1.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

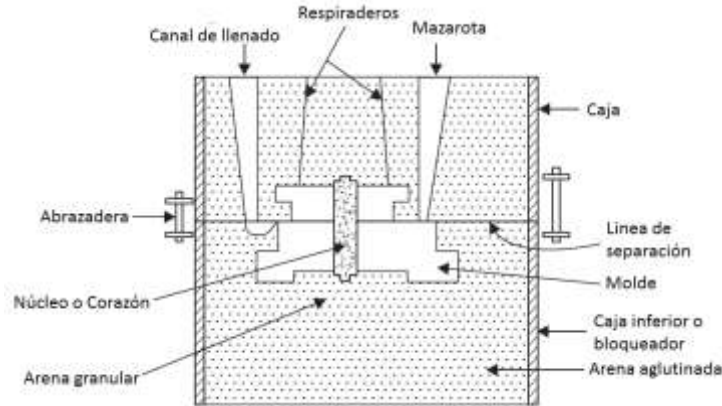


Figura 1.1 Esquema general para fundición en arena (Gupta, 2009)

### 1.2 Variables importantes en el proceso de colada

Una vez que el material para la colada está fundido y se desea verter en la cavidad deseada, el proceso se vuelve básicamente un problema de flujo, ya que se asegura la temperatura adecuada del material para permanezca en ese estado hasta llenar la totalidad del molde. Las variables de mayor importancia son:

#### 1.2.1 Sobre calentamiento

Es la temperatura a la cual el metal debe ser vaciado al molde para que permanezca fundido y permita mantener el régimen laminar durante todo el llenado, de otro modo aparecen defectos asociados al régimen. Para determinar la energía necesaria para llegar al sobre calentamiento se realiza un balance (Groover, 2014).

$$H = \rho V \{ C_s (T_m - T_0) + H_f + C_L (T_p - T_m) \} \quad \text{Ecuación 1.1}$$

Donde  $H$  es la energía requerida,  $\rho$  es la densidad del metal fundido,  $V$  el volumen de la fundición,  $C_s$  y  $C_L$  son las capacidades térmicas específicas en estado sólido y líquido respectivamente,  $H_f$  energía de cambio de fase (entalpía de fusión),  $T_m$  es la temperatura de fusión,  $T_0$  temperatura inicial del metal y  $T_p$  es la temperatura de vaciado, que corresponde a la temperatura por encima del punto de fusión que se quiere alcanzar, para la mayoría de las aleaciones es conocida y se reporta en manuales de proceso de fundición, en el caso de aleaciones nuevas o experimentales se determina mediante ensayos o simulaciones.

#### 1.2.2 Viscosidad

En el análisis cinemático y dinámico de cualquier fluido la viscosidad de éste ha sido un descriptor común del comportamiento, en el caso de la colada por gravedad durante el flujo en el canal de llenado se puede describir éste como un fluido entre placas planas paralelas semi-infinitas y estudiarlo mediante la ecuación de transporte de momento lineal de Newton, donde  $\tau$  es el esfuerzo cortante,  $\mu$  es la viscosidad dinámica y  $\dot{\gamma}$  es la velocidad de deformación unitaria a corte (Schey, 2002; White, 2008).



$$\tau = \mu \frac{\partial v}{\partial y} = \mu \dot{\gamma}$$

Ecuación 1.2

La ecuación 1.2 se aplica a metales que estén por encima de la temperatura de fusión ( $T_m$ ), pero si ésta disminuye se requerirá otro modelo matemático que describe la viscosidad como función de la temperatura, ya que los datos experimentales muestran que ésta es función de las partículas suspendidas y el sobrecalentamiento (Konstantinova, 2009). Uno de los defectos más comunes en el desarrollo de moldes nuevos es que el metal llegue a una temperatura entre  $T_s$  (temperatura de sólido o solidus) y  $T_L$  (temperatura de líquido o liquidus) ya que aparece la formación de fase sólida y crea una viscosidad aparente, que se ajusta por medio de una constante asociada a  $\dot{\gamma}$ , pero es cercana a uno si los granos son equiaxiales y menores al 60% del volumen total, así como también si la velocidad permite romper las dendritas (cristales en crecimiento por la solidificación del metal desde la superficie del molde) (Schey, 2002). Esta debe ser considerada en los modelos ya que el cálculo debe ser capaz de detectar esta condición y calcular el cambio en el flujo metálico debido a este efecto.

### 1.2.3 Tensión superficial

Esta variable cobra importancia en especial en canales con un área transversal menor a 5 [mm] y en esquinas, ya que el metal no ocupa dichos espacios si el valor de  $\gamma_{SV}$ , que es la tensión superficial entre el líquido y el sustrato, tiene un valor que lo impida, este número depende de la densidad del material y velocidad de flujo (Verhoeven, 2008).

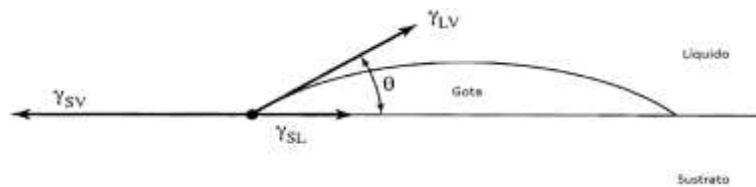
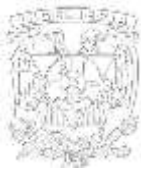


Figura 1.2 Esquema de la tensión superficial de una gota sobre un sustrato (Verhoeven, 2008)

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos \theta$$

Ecuación 1.3

En la ecuación 1.3  $\gamma_{SL}$  es la tensión superficial entre el sustrato y la gota,  $\gamma_{LV}$  es la energía superficial entre la gota y el líquido, y  $\theta$  el ángulo mostrado en la Figura 1.2, el valor de esta ecuación se eleva rápidamente debido al cambio de fase que ocurre en el metal por la interacción con la atmosfera, un ejemplo común aparece en la aleaciones de aluminio que forman  $Al_2O_3$  rápidamente y la colada parece que fluye por el interior de una bolsa rígida (Schey, 2002). El efecto de bolsa rígida mencionado es una aproximación ideal, ya que el flujo de metal fundido sin oxidar es continuo haciendo que la capa de óxido quede fija a las paredes del molde o forme pequeñas partículas que floten en el seno del líquido; bajo estas condiciones basta con hacer un análisis considerando la tensión superficial dinámica (Campbell, 2003).



#### 1.2.4 Fluides

Es una propiedad tecnológica que se define mediante ensayos estandarizados cuidadosamente determinado, que tienen por objetivo medir la capacidad de un metal fundido de llenar una cavidad, lo que implica que es función del metal usado, del sobrecalentamiento y de la geometría a llenar. También se puede incrementar con el calentamiento del molde, se debe de considerar que retrasa la solidificación limitando la productividad, además de influir en la microestructura del material. Es necesario considerar que la tensión superficial y el material del molde le afecta (Schey, 2002).

#### 1.3 Análisis de flujo

La colada por gravedad se analiza como un problema de flujo al despreciar el cambio de fase en las paredes del molde ya que el área que se afecta por este cambio es muy pequeña y ocurre a alta velocidad que se ajusta mediante un coeficiente para modelar la viscosidad aparente. La primera aproximación se realiza con los teoremas de Bernoulli, Torricelli y ecuaciones de conservación de masa, mientras que para comparar entre sistemas de prueba que usan agua y sistemas reales de colada de metal se usan números adimensionales como el número de Reynolds y Weber.

##### 1.3.1 Teorema de Bernoulli

Es un teorema basado en la conservación de cualquier energía observable en un fluido, ya sea por presión, velocidad, carga por fricción o potencial. Así es posible igualar la energía en dos puntos diferentes a lo largo de una línea de flujo de un sistema analizado y considera simultáneamente la pérdida por interacción con el medio que lo transporta (White, 2008).

$$h_1 + \frac{p_1}{\rho g} + \frac{v_1^2}{2g} = h_2 + \frac{p_2}{\rho g} + \frac{v_2^2}{2g} + H \quad \text{Ecuación 1.4}$$

Donde  $h$  es la posición,  $p$  es la presión,  $v$  es la velocidad del punto en cuestión, mientras que  $g$  es la aceleración gravitacional y  $\rho$  es la densidad del fluido.

El término  $H$  de la ecuación 1.4 es la pérdida de carga por fricción en la intercara sólido-líquido y la geometría del sistema de llenado a estudiar, ecuación de Darcy (ecuación 1.5), donde  $L$  es la longitud característica y  $D$  diámetro característico (si la sección no es circular se usa el diámetro hidráulico, pero se usa la misma variable para identificarlo). Experimentalmente se ha mostrado que el parámetro  $f$  depende de la velocidad ( $v$ ), fuerzas de cuerpo ( $F$ ), rugosidad ( $\epsilon$ ), rugosidad relativa ( $\epsilon'$ ), factor de forma ( $m$ ) y la viscosidad dinámica ( $\nu$ ), todos estos factores permiten dejar al factor  $f$  en términos del Reynolds ( $Re$ ). Pero para la determinación práctica se ha desarrollado el diagrama de Moody que considera la rugosidad relativa y el  $Re$ , así como una relación válida para régimen laminar, ecuación 1.6, para regímenes claramente turbulentos ( $Re < 3000$ ) se recomienda una ecuación implícita para  $f$  sugerida por Colebrook, ecuación 1.7 (White, 2008).



Simulación del proceso de colada por gravedad  
de aluminio en lingotera



$$H = f \frac{L}{D} \frac{v^2}{2g} \quad \text{Ecuación 1.5}$$

$$f = \frac{64}{Re} \quad \text{Ecuación 1.6}$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left( \frac{\epsilon/D}{3.7} + \frac{2.51}{Re\sqrt{f}} \right) \quad \text{Ecuación 1.7}$$

Las pérdidas por fricción no son las únicas, los cambios de sección o cualquier modificación al conducto por el cual viaja el fluido afecta al estado de presiones pudiendo causar una reducción de flujo, en la misma forma que se observa al agregar accesorios en tuberías, por ejemplo, caídas de presión debidas a codos, ángulo, bifurcaciones o conexiones T; en general estas pérdidas se determinan por medios experimentales usando modelos con agua antes de preparar los modelos para metal fundido. En la práctica la entrada a la cavidad principal o molde se modela como salida de tubería a la cual se puede aplicar la ecuación 1.8, donde  $H_f$  es la perdida por salida y  $k$  es el coeficiente de perdida asociado (Reza, 2000).

$$H_f = k \frac{v^2}{2g} \quad \text{Ecuación 1.8}$$

En general para salidas simples (en el caso de fundiciones con entrada recta a la cavidad)  $k=1$ , pero en ocasiones la cavidad presenta diseños diferentes que se modelan con mejor resultados aproximando a un modelo de expansión súbita ecuación 1.9 (Reza, 2000).

$$k = \left( 1 - \left( \frac{D_1}{D_2} \right)^2 \right)^2 \quad \text{Ecuación 1.9}$$

### 1.3.2 Conservación de masa

El proceso de colada usa como fluido un metal fundido, que entra en un medio impermeable a él, lo que asegura que toda la masa permanezca constante en el interior de la cavidad y además únicamente a la gravedad por lo que la ecuación de conservación de masa se puede escribir como un único gasto volumétrico ( $Q$ ) que pasa por secciones de diferente área transversal ( $A_i$ ), ecuación 1.10. Por otro lado, aplicando las siguientes consideraciones a la ecuación 1.3; el cambio de presión es despreciable, las pérdidas por fricción son mínimas y  $\Delta h$  es la longitud recorrida por el fluido. Al calcular la velocidad final del fluido se obtiene una expresión analítica conocida como teorema de Torricelli, ecuación 1.11. La definición de las variables se encuentra en la Figura 1.3.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

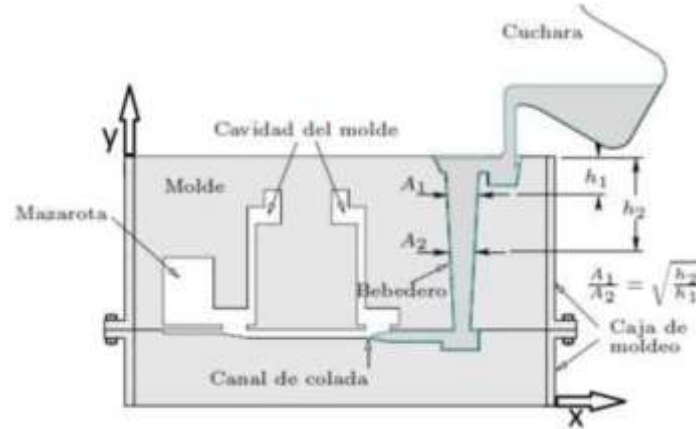


Figura 1.3 Esquema general de colada en molde donde se indica cómo se definen las variables para la ecuación 1.11 (López, 2011)

$$Q \left[ \frac{m^3}{s} \right] = A_i [m^2] v_i \left[ \frac{m}{s} \right] = A_{i+1} [m^2] v_{i+1} \left[ \frac{m}{s} \right] \quad \text{Ecuación 1.10}$$

$$v_2 \left[ \frac{m}{s} \right] = \sqrt{2g \left[ \frac{m}{s^2} \right] (h_1 - h_2) [m] + v_1^2 \left[ \frac{m^2}{s^2} \right]} \quad \text{Ecuación 1.11}$$

Usando las ecuaciones 1.10 y 1.11, considerando que en general los canales de llenado son de sección circular para el fácil maquinado y colocando el sistema de referencia adecuadamente se expresa el principio de conservación de masa como:

$$r_{i+1} = r_i^4 \sqrt{\frac{h_{i+1}}{h_i}} \quad \text{Ecuación 1.12}$$

De la ecuación 1.12 se puede concluir que la conservación de masa a lo largo del bebedero depende únicamente del radio según una potencia cuarta y la altura, que traducido al maquinado del bebedero se ve como un canal cónico que evita el contacto del aire y el metal en una zona diferente al frente de avance evitando la formación innecesaria de óxido durante el llenado, y hacer que el flujo del metal sea lo más simple y continuo posible, Figura 1.4.

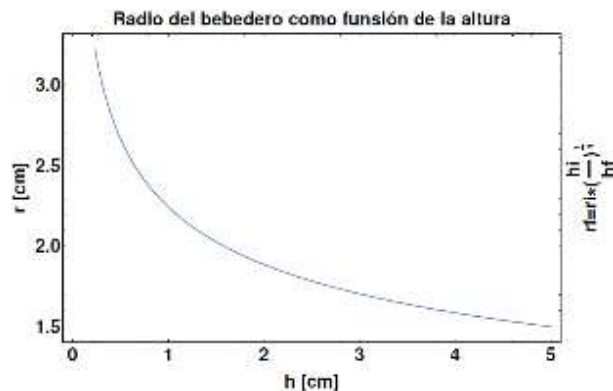


Figura 1.4 Variación del radio del bebedero (sección vertical del canal de llenado), se usaron constantes arbitrarias para mostrar el perfil geométrico teórico (Calculada en mathematica 10).



Con base en la ecuación 1.12 se observa que la sección vertical del canal de llenado debe de ser una superficie curva según una potencia cuarta que permite calcular la reducción de la sección transversal del bebedero según acelera el fluido, así se asegura contacto constante entre la superficie del bebedero y el fluido para así evitar formación de gotas y espacios vacíos durante el llenado. Bajo estas condiciones se estima el tiempo mínimo ( $t_c$ ) de llenado, ecuación 1.13, que usa el volumen de la fundición  $V$  y el gasto volumétrico obtenido del análisis de flujo, este valor al no considera la posible constricción de metal durante el llenado por lo que se ha de considerar como un valor inicial para estimar el valor real de llenado (Groover, 2010)

$$t_c = \frac{V}{Q} \quad \text{Ecuación 1.13}$$

### 1.3.3 Números adimensionales

El flujo es influenciado por las condiciones de superficie libre del metal fundido, superficies internas, la tasa de transferencia de calor y la solidificación. En conjunto estas variables determinan la distancia que el fluido puede recorrer sin solidificarse (Campbell, 2003). Además las dimensiones de los canales de llenado también han de ser probadas para asegurar las condiciones de flujo mencionadas y evitar el desperdicio de material, por esta razón se ha probado con diversos métodos, el primero es usar agua como fluido de trabajo y la segunda es recurrir a los modelos numéricos y simulaciones (Nuñez, 1992), en ambos casos se deben poder comparar los datos resultantes con las condiciones necesarias para el proceso definitivo, por ello se necesita recurrir a números adimensionales como el  $Re$  y el Webber ( $We$ ).

El número de Reynolds, ecuación 1.14, compara las fuerzas inerciales con las fuerzas viscosas para determinar el valor en el que el fluido analizado en el conducto, pasa de un régimen laminar a uno turbulento (Falkovich, 2011), en general en sistemas ordinarios un valor de  $2000 < Re < 20000$  permite un flujo metálico que no erosiona el molde, por encima de  $Re = 20000$  la turbulencia es evidente y la formación de defectos como: inclusiones, distribución aleatoria de óxidos, porosidades y discontinuidades son muy probables. Una de las soluciones más simples es evitar cambios de sección súbitos y utilizar geometrías suaves en los giros del canal de llenado (Kalpakjian, 2008).

$$Re = \frac{VD\rho}{\mu} \quad \text{Ecuación 1.14}$$

En este caso  $D$  es el diámetro hidráulico de la sección por la cual está fluyendo el metal fundido. Si durante el recorrido del metal fundido el valor de  $Re$  se incrementa demasiado se presenta erosión, lo que puede evolucionar a un bloqueo, si es que la sección transversal por donde ocurre el flujo es muy pequeña, al incrementar las pérdidas por fricción.



Los bloqueos a lo largo del canal de llenado no solo se presentan por la elevada carga producida por efectos de la fricción y el régimen, también por el cambio en el valor de tensión superficial debido a la formación de películas de óxidos o simplemente si las fuerzas inerciales igualan la tensión superficial. La determinación de este estado se logra usando el  $We$ , ecuación 1.15, en general se usa para fronteras entre dos fluidos o fluido-sólido (Falkovich, 2008).

$$We = \frac{\rho V^2 L}{\gamma} \quad \text{Ecuación 1.15}$$

El bloqueo por tensión superficial se presenta cuando las fuerzas inerciales causan la propagación de ondas mecánicas al interior del fluido lo que provoca la formación de gotas; la propagación de dichas ondas, dependiendo su dirección, amplitud y frecuencia se pueden oponer al avance del fluido pudiendo frenarlo, mientras que las gotas actúan como puntos de nucleación aumentando la fracción sólida y la viscosidad aparente. En la Figura 1.5 se muestra el comportamiento clásico descrito por el  $We$ , el valor mínimo de la curva corresponde al límite de predominancia de un tipo de fuerza en el sistema, para longitudes de onda por debajo del mínimo de la curva  $(\text{Velocidad de onda})^2$  vs. Longitud de onda predomina la tensión superficial, para valores mayores predominan las fuerzas inerciales. (White, 2008).

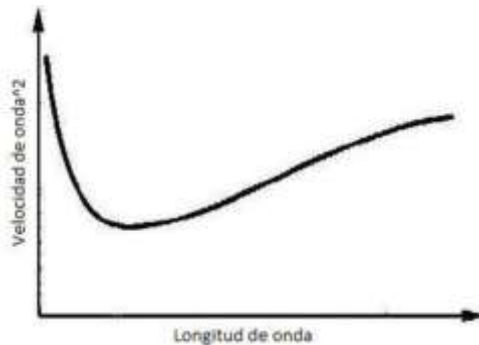


Figura 1.5 Efectos de la tensión superficial en propagación de ondas mecánicas (White, 2008).

#### 1.4 Colada por gravedad

El proceso de colada por gravedad consiste en llenar una cavidad con metal fundido por impulso exclusivamente de la gravedad, este concepto aplica para cualquier tipo de molde. Pueden hacerse en moldes permanentes, aunque es más común que se realice en molde de arena. Específicamente la colada por gravedad es un proceso que permite obtener lingotes, planchas, palanquillas y formas. A continuación, se mencionan similitudes y diferencias para la obtención de estos perfiles (Schey, 2002).





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



*Tabla 1.1 Posibilidades generales del proceso de colada (Schey, 2002)*

Perfil	Características	Similitudes	Diferencias
<b>Lingotes</b>	Aleación para manufactura posterior	El flujo es inducido únicamente por gravedad, el problema es propiamente definido mediante mecánica de fluidos	El espesor es mínimo 200 mm, se vacía en moldes de hierro o acero, generalmente se hace un llenado desde el fondo
<b>Lingotes refundidos</b>	Formas sencillas vaciadas a partir de fusiones de composición controlada		Se vacía en lingoteras con recubrimiento refractario para minimizar los defectos superficiales y formación de óxido, llenado lateral
<b>Fundición de formas</b>	Se vacía en la forma final y solo necesita limpieza y maquinado menor		Molde permanente o desechable, requiere de diseño especializado para alimentadores, canales de llenado, entradas a la cavidad principal y secciones de control de calidad. Es el más complejo ya que requiere obtener la pieza en condiciones listas para su uso

Con base en todo lo anterior se establece que la viscosidad, tensión superficial, inclusiones y patrón de solidificación, así como la geometría, características superficiales, temperatura, régimen de flujo y comportamiento térmico del molde deben ser controlados y manipulados para conseguir las características deseadas en la pieza obtenida.

### 1.4.1 Diseño de moldes de arena para colada por gravedad

El diseño de cualquier tipo de molde para fundición debe de asegurar mantener la turbulencia al mínimo, integridad superficial para evitar inclusiones en la pieza solidificada y diferentes velocidades de enfriamiento para lograr el perfil de solidificación requerido (López, 2011). En general cualquier molde debe asegurar las siguientes condiciones:

- a) Llenar la cavidad completamente en un tiempo menor al crítico.
- b) Asegurar flujo laminar.
- c) Considerar geometrías que eviten que la escoria pase a la cavidad principal para retirar la escoria.
- d) Controlar el flujo de calor para controlar el proceso de solidificación y evitar distorsiones en la pieza.



- e) Minimizar el canal de llenado para maximizar el uso de material en la cavidad principal.
- f) Limitar las entradas a la cavidad principal para evitar flujos adicionales que induzcan turbulencia en ella.

Para asegurar el llenado completo de la cavidad del molde el metal fundido no debe solidificar antes de llenar la cavidad deseada, para ello se usa la regla de Chvorinov que permite aproximar el tiempo de solidificación total (TST) como una función del volumen (V) a llenar y el área por donde se puede extraer el calor (A) y una constante de proporcionalidad (B) (Campbell, 2003).

$$TST = B \left(\frac{V}{A}\right)^n \quad \text{Ecuación 1.16}$$

La ecuación 1.16 es posible aplicarla en cualquier sección del molde (alimentadores, canal de llenado, corredor, etc.). Para determinar una constante apropiada al caso en cuestión se considera una relación semi-empírica que depende de  $T_m$ ,  $T_0$ ,  $\Delta T$  que es el sobre calentamiento,  $L$  que es el calor latente de fusión de la fundición,  $K$  que representa la conductividad térmica del molde,  $\rho_m$  que es la densidad del molde,  $\rho$  es la densidad del metal fundido,  $C$  que es la capacidad térmica específica del molde y  $C_f$  que es la capacidad térmica específica de la fundición (Campbell, 2003).

$$B = \left[\frac{\rho_m}{T_m - T_0}\right]^2 \left[\frac{\pi}{4K\rho C}\right] \left[1 + \left(\frac{C_f \Delta T}{L}\right)^2\right] \quad \text{Ecuación 1.17}$$

Una de las consideraciones más importantes en la ecuación 1.17 es que comparan los volúmenes con geometrías cilíndricas circulares, de ahí el término con  $\pi$ ; pero se ha comprobado que al aplicarla a geometrías cualesquiera y usando en general un exponente 2 para la ecuación 1.16 aproxima con suficiente seguridad el TST para calcular la velocidad promedio de llenado y así determinar el área transversal promedio del sistema.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

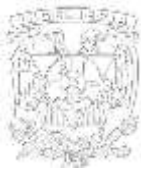


### 1.4.2 Clasificación según el tipo de llenado

La colada por gravedad se clasifica según la parte por donde entra el fluido a la cavidad principal, a continuación, se muestra una tabla indicando las formas comunes y sus características principales.

*Tabla 1.2 Tabla de algunas variantes de llenado por gravedad*

Tipo de llenado	Características	Limitaciones	Defectos asociados	Referencia
<b>Directo (En des uso y solo usada para introducir conceptos)</b>	Molde simple (tipo vaso), se usan coladores para retener contaminantes y controlar el régimen	Solo aplicable a geometrías sencillas y pequeñas; o en moldes resistentes a la erosión	Atrapamiento de aire, importante oxidación de la fundición	(Taylor, 1959)
<b>Partición del molde</b>	La línea de partición divide el sistema de llenado y la cavidad principal, la puerta a la cavidad está en la parte más alta	Solo permite geometrías que puedan ser llenadas con una sola entrada.	Salpicadura, oxidación no controlada y en ocasiones causa erosión del molde introduciendo impurezas a la fundición	(Campbell, 2003; Chastian 2004; López 2011)
<b>Parte inferior de la cavidad principal</b>	La cavidad principal puede ser de cualquier tamaño y permite la mayor complejidad de los sistemas de llenado con entradas desde la misma zona	Los gradientes térmicos suelen tener un valor tal que requiere alimentadores más grandes y mejor ubicados que los otros tipos de llenado	Rechupes, llenados parciales, atrapamiento de aire por flujo turbulento. Es el llenado más complejo ya que la velocidad de entrada no es constante	
<b>Giro</b>	Se giran durante el llenado, en la solidificación, evitan problemas de rechupes en la cavidad principal	El tamaño de las piezas debe de ser tal que sea posible girar el molde. El molde debe de ser sellado adecuadamente para el proceso	La probabilidad de fugas por el canal de llenado y la entrada de aire a la cavidad principal aumenta	
<b>Canales inclinados</b>	El llenado ocurre desde abajo, de esta forma el último canal en comenzar a llenar la cavidad es el de mayor temperatura para así formar un alimentador sobre la cavidad principal	Las piezas deben de ser de un tamaño que justifique el uso de un sistema de llenado complejo	Uso de material para zonas no pertenecientes a la cavidad principal, convección forzada por la adición de canales a diferentes alturas	
<b>Uniforme</b>	Solo existe una entrada continua a la cavidad principal	Solo permite el llenado de cavidades simples	Uso de material para ocupar el volumen de la entrada única	
<b>Centrifugación</b>	El llenado se da mediante el giro de la cavidad principal. No requiere de insertos, ya que el canal de colada ocupa esa función	El tamaño debe ser tal que sea posible girar el molde a las revoluciones adecuadas para llenar toda la cavidad	El impacto del metal puede causar erosión del molde y aumenta la probabilidad que aparezcan inclusiones en la pieza final	



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

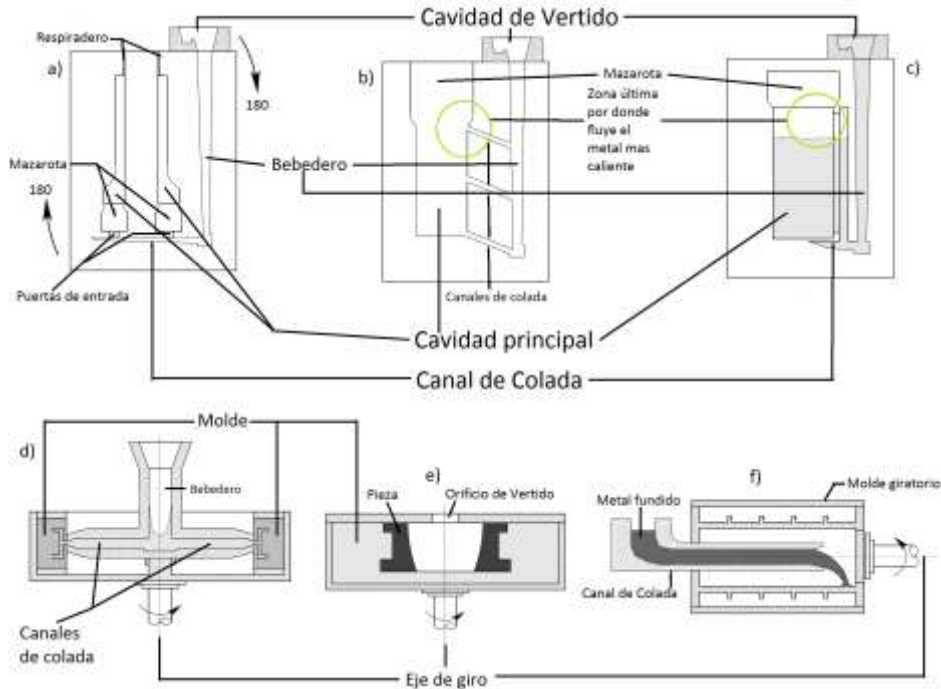


Figura 1.6 Posibilidades en el proceso de colada por gravedad, a) Giro, b) Canales inclinados, c) Uniforme, d) e) y f) son variaciones del llenado centrifugado. (López, 2011).

### 1.4.3 Consideraciones para vaciado de aleaciones

Dadas las condiciones planteadas se requiere controlar la velocidad del flujo de cada sección, ya que en estado líquido se necesitan mezclar todos los componentes y al mismo tiempo evitar el atrapamiento de gas y la erosión del molde. Sin embargo, según el “British Non-Ferrous Metals Technology Center” se ha determinado que la sección transversal a la entrada a la cavidad principal ( $A_p$ ) deben asegurar mantener el régimen de flujo y el asegurar un llenado homogéneo de la cavidad, pero para que esto suceda la relación entre el volumen y el producto de la velocidad límite promedio de llenado para la aleación elegida ( $v_{lim}$ ) y el tiempo máximo de llenado encontrado por la regla de Chvorinov (TST). En el caso de aleaciones nuevas la velocidad límite no podrá ser mayor que para cuando el  $We = 1$  (Chastian, 2007).

$$A_p = \frac{v}{v_{lim} TST} \quad \text{Ecuación 1.4.1}$$

En la práctica el valor  $A_p$  depende indirectamente de la sección variable del bebedero, el canal de llenado, la densidad de la fundición, en general para aleaciones con densidad próxima a 2500 [kg/m<sup>3</sup>] la velocidad límite recomendada debe ser de 250 [mm/s] y para aleaciones con densidad cercana a 7000 [kg/m<sup>3</sup>] la velocidad límite 500 [mm/s], para la mayoría de las aleaciones usadas en la industria existen nomogramas para determinar la velocidad límite. (Campbell, 2003).



### 1.5 Defectos asociados al régimen de flujo durante el llenado en piezas fundidas

Los defectos más relevantes y comunes causados por turbulencia en una fundición se pueden catalogar en nueve categorías, estas se presentan en la Tabla 1.3 (Rowley, 1947, Campbell, 2003).

Tabla 1.3 Clasificación convencional de defectos en fundiciones (Rowley, 1947)

Defecto	Descripción	Causa
<b>Proyecciones metálicas</b>	Salientes de la cavidad principal, sistema de llenado o alimentadores. Incluye ondulaciones en la superficies	Tolerancias indebidas o mal diseño del molde que da lugar a zonas de recirculación o gradientes de temperatura inapropiados (geometría o material)
<b>Cavidades</b>	Sopladuras, porosidad y rechupes	Uso incorrecto de mazarotas y deficiencias en el cálculo térmico
<b>Discontinuidades</b>	Grietas y junta fría	Diseño de entradas incorrecto que produzcan flujo discontinuo y temperatura inadecuada del molde o de vaciado
<b>Superficies defectuosas</b>	Pliegues, traslapes, cicatrices y capas de óxido	Interacción excesiva con la atmósfera del molde por falta de respiraderos o régimen de flujo inapropiado
<b>Fundición incompleta</b>	Solidificación prematura, fugas, falta de material y bloqueo	$T_p$ baja, mal diseño del sistema de llenado y dimensionamiento de mazarotas y cavidad principal, bloqueo por mal cálculo de $Re$ y $We$
<b>Dimensiones incorrectas</b>	La pieza final no cumple con el diseño original de la pieza	Esfuerzos térmicos muy elevados, mal montaje o deformación del modelo, velocidad de llenado muy elevada, mal cálculo de contracción térmica
<b>Inclusiones</b>	Partículas con 30 [ $\mu m$ ] de tamaño aproximado	Erosión del molde, crisol o cuchara de vaciado, régimen muy turbulento, mala selección de material para el molde
<b>Gránulos fríos</b>	Glóbulos de metal de diversos diámetros.	Salpicadura del metal por turbulencia, mala ubicación de las entradas a la cavidad
<b>Rolling and Zipping Wave</b>	Líneas superficiales, capas alternadas de óxido y fundición	Velocidad de enfriamiento elevada en la superficie, gasto volumétrico muy elevado en la cavidad principal.

### 1.6 Transferencia de calor

La transferencia de calor en cualquier proceso de fundición es muy importante, controla el perfil y velocidad de solidificación, interviene en la contracción térmica, esfuerzos en el molde, distribución de temperatura, por ello es una de las variables que debe de tener más control. Tanto para el análisis numérico como analítico se asume que el subproceso más lento controla el total de los procesos y en métodos experimentales se hacen procesos unidireccionales (Frediksson, 2012).

En general cualquier proceso de colada deberá cumplir con las mismas condiciones de frontera básicas y con las leyes de conservación de energía, masa y momento; a partir de las cuales se obtienen aproximaciones aceptables para el análisis y diseño de moldes, Figura 1.7 (Stefanescu, 2009).



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

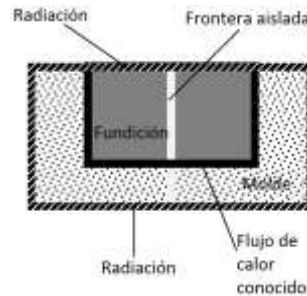


Figura 1.7 Condiciones de frontera generales para el proceso de colada (Stefanescu, 2009)

Las leyes básicas de transferencia de calor son:

### 1.6.1 Conducción

Es el mecanismo de transferencia de calor al interior de un sólido o entre cuerpos que tengan superficies en contacto, el modelo descriptivo es la ley de conducción de Fourier y aplicada a un sólido toma la forma (Cengel, 2004):

$$q = -kA\nabla\theta \quad \text{Ecuación 1.19}$$

Donde  $q$  representa el flujo de calor,  $k$  es el coeficiente de conductividad térmica,  $A$  es el área de sección transversal a través de la cual fluye el calor y  $\nabla\theta$  es el gradiente de temperatura.

La ecuación 1.19 es válida para dos cuerpos en contacto, pero en el proceso de colada aparece una capa de óxido que puede atrapar gas o aire, lo que forma una serie de cuerpos en interacción térmica, para esta situación se utiliza el método de resistencias térmicas, el cual consiste en modificar el coeficiente  $k$  por uno equivalente que considere la conductividad térmica de cada capa formada ( $k_i$ ) y el espesor de cada una de estas ( $\delta_i$ ) por lo que se puede definir un coeficiente equivalente  $h$  como en la ecuación 1.20 (Cengel, 2004).

$$h = \sum_{i=1}^{\lambda} \frac{\delta_i}{k_i A_i} \quad \text{Ecuación 1.20}$$

Para que el coeficiente de la ecuación 1.20 modele adecuadamente la conducción de calos la fuente y sumidero de calor deben ser constantes y todos los cuerpos de análisis deben estar entre estos puntos, pero la condición de fuente y sumidero constante no es necesariamente cierta durante el proceso de colada por lo que es necesario considerar un estado transitorio que se modelan mediante la segunda ley de conducción de Fourier, ecuación 1.21 (Cengel, 2004).

$$\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \alpha \frac{\partial\theta}{\partial x_i} \right) \quad \text{ó} \quad \frac{\partial\theta}{\partial t} = \alpha \nabla^2 \theta \quad \text{Ecuación 1.21}$$



La ecuación 1.21 depende de ciertas propiedades físicas como son  $\alpha$  que es la difusividad térmica del material o equivalente al sistema analizado, generalmente obtenida mediante experimentación o por iteraciones mediante simulaciones computacionales,  $c_p$  capacidad térmica específica a presión constante. En términos más generales la ley de Fourier se puede escribir con propiedades físicas explícitas según la ecuación 1.21 (Fredriksson, 2012):

$$q = -\alpha \frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial x} \quad \text{Ecuación 1.22}$$

### 1.6.2 Radiación

Este fenómeno participa de forma casi imperceptible en el proceso de colada, pero ayuda de forma efectiva a controlar la temperatura durante el proceso por medio de mediciones escalares y en ocasiones visualizaciones de la energía electromagnética, así se establecen perfiles de temperatura dentro del molde y es posible determinar donde se requiere controlar la transferencia de calor y estimar a que tasa debe ocurrir esta.

Este tipo de mediciones son posibles debido a que todos los cuerpos irradian y absorben energía electromagnética a diferentes velocidades que dependen de la temperatura a la que se encuentre el cuerpo en cuestión, para un intervalo diferencial de tiempo, Boltzman determinó el flujo térmico teórico total ( $Q_{total}$ ) que un cuerpo irradia a una determinada temperatura ( $T$  [K]) con un área ( $A$  [ $m^2$ ]), y una emisividad ( $\epsilon$ ) y que además es función de la constante de Boltzman ( $\sigma_b$ ), (Fredriksson, 2012).

$$dQ_{total} = \epsilon \sigma_b A (T^4 - T_0^4) dt \quad \text{Ecuación 1.23}$$

En la ecuación 1.23 se considera la absorción de radiación del ambiente ( $T_0 \approx 300$  K), en general se desprecia en las consideraciones para el análisis de la colada, pero es muy útil para determinar las condiciones de vaciado, ya que todos los cuerpos bajan la longitud de onda al irradiar a mayor temperatura, hasta llegar a una longitud visible (Kreith, 2011).

### 1.6.3 Convección

Este sistema de transporte de energía térmica ocurre en principalmente en el frente de solidificación que requiere del conocimiento de la distribución de velocidades acoplada con la transmisión de calor de esta forma al determinar mediante mediciones o aproximaciones matemáticas el coeficiente de transferencia es posible diseñar el sistema de enfriamiento aplicando la teoría de intercambiadores de calor que es aparte del proceso de colada (Cicutti, 1997).

Este mecanismo es un transporte de energía por transporte de fluido, existe de forma libre y forzada, la primera se debe al cambio natural de densidad como función del cambio de temperatura y el segundo responde a razones externas, por ejemplo, enfriamiento direccionado o mezclado magnético. El flujo de energía transferida por unidad de área en un a flujo frío de los alrededores se escribe como (Fredriksson, 2012):

$$\frac{Q}{A} = h_{conv}(T - T_0) \quad \text{Ecuación 1.24}$$



Donde  $h_{conv}$  es el coeficiente de convección,  $T$  es la temperatura de la superficie y  $T_0$  es del medio de enfriamiento o flujo frío. La ecuación 1.24 solo describe la disipación térmica, pero en la convección también hay transporte de cantidad de movimiento por lo que se requiere hacer un análisis hidrodinámico, las aproximaciones analíticas se basan en el concepto de capa límite, es decir en una línea de flujo con condiciones de velocidad, presión, temperatura y concentración. Resolviendo las ecuaciones de Navier-Stokes unidimensionalmente y se bosqueja el perfil de flujo, esto se repite en las tres dimensiones y se suman los efectos (Kreith, 2011).

### 1.7 Ensayo patrón para validación del análisis computacional del proceso de colada por gravedad

Este ensayo fue definido con el objetivo de establecer condiciones estándar y fácilmente replicables para una colada de aluminio puro en molde de arena, y así tener datos consistentes para comparar con softwares y códigos para simulaciones de este proceso. Fue diseñado por un equipo de la Universidad de Birmingham, UK y presentado en la conferencia de modelado de fundiciones, soldadura y procesos avanzados de solidificación (Sirrell, 1996).

Los materiales usados son aluminio con pureza de 99.999% y arena verde grado 60 AFS para el molde. Estos materiales fueron seleccionados por la fácil disponibilidad de propiedades de materiales puros y la arena por la practicidad de la obtención de perfiles de flujo de llenado mediante radiografía, así como por la permeabilidad con el aire.

La geometría se diseñó simple para ser dibujada y demandante para resolver la dinámica de fluidos, consiste de tres partes: cavidad principal en forma de placa plana delgada, canal de alimentación con pozo simple y corredor Figura 1.8; en Figura 1.8 b) las posiciones señaladas con una "x" y una letra son las posiciones ocupadas por los termopares.

El llenado de la cavidad se realiza con 2.2 kg de aluminio a una temperatura de 720[°C] al momento de llenar la copa de vaciado y a 700 [°C] cuando se quita el tapón y el vaciado empieza, toma 2 [s] completar el llenado de la cavidad.





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

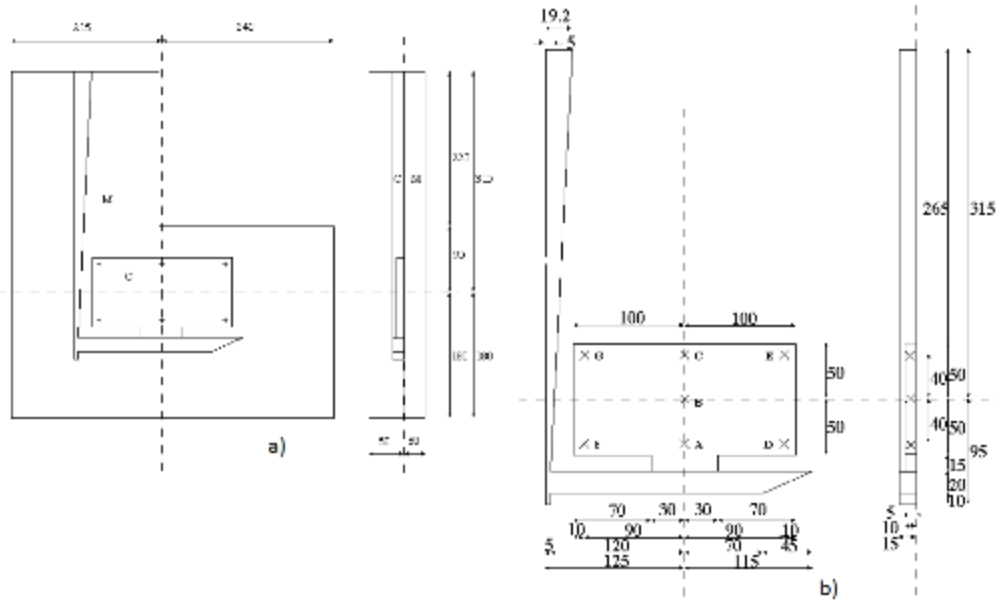


Figura 1.8 a) Molde de arena, b) Cavidad, todas las dimensiones están en [mm] (Sirrell, 1996).

El ensayo establece diferentes tipos de resultados para validar un software o código, por ejemplo: perfiles de llenado, curvas de enfriamiento, tasa de transferencia de calor y tiempos de llenado y de solidificación.

El análisis térmico se logró al colocar los termopares sobre una rejilla aislada con pintura de  $TiO_2$  teniendo una frecuencia de 50 capturas de datos por segundo, de este modo se obtuvieron las curvas de enfriamiento de dos diferentes coladas que muestran diferencias notables entre ambos eventos. Pero en ambos casos se espera un cambio de temperatura de  $250[^\circ C]$  en  $300 [s]$  aproximadamente, medido desde el momento del fin del llenado.

Los tiempos de llenado y solidificación experimentales se determinaron en  $2 [s]$  y  $63 [s]$ , respectivamente. El llenado se determinó mediante la toma de radiografías y la solidificación se determinó cuando los termopares detectaron la temperatura a la que se sabe que el aluminio cambia de fase. Además, se calcularon que los tiempos de solidificación y enfriamiento están comprendidos entre  $5.41 [s]$  y  $1.44 [s]$ .

Los resultados asociados al flujo de material establecieron tres perfiles base, Figura 1.9, de acuerdo a las consideraciones que se tomen al modelar el comportamiento del metal fundido: flujo laminar altamente viscoso, flujo laminar con poca viscosidad y flujo turbulento siendo este el más adecuado para comparar con los resultados experimentales.

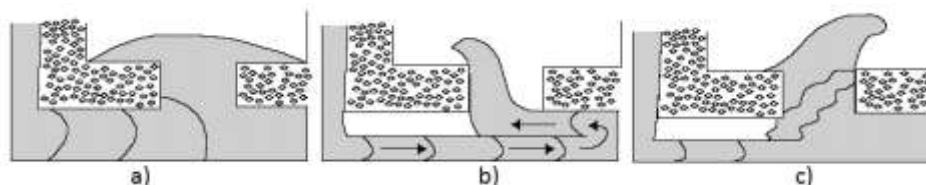


Figura 1.9 a) Flujo laminar altamente viscoso, b) flujo laminar con poca viscosidad, c) flujo turbulento (Sirrell, 1996)



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Finalmente, reportan el régimen de llenado está en un  $Re \geq 40e3$ , en la mayoría de los modelos debe de aparecer un flujo acelerado tipo chorro y el llenado al contrario del flujo de entrada al corredor. Ningún modelo ha sido capaz de predecir la formación de burbujas entre los flujos presentes en el corredor, lo cual resulta importante porque el choque de estos resulta en un análogo de salto hidráulico que forma el perfil de fuente mostrado en la Figura 1.9 c), que luego evolucionara a una simple vena contracta y desaparece alrededor de 1.24 [s], pero en los modelos casi nunca se predice o si se logra no coincide con el tiempo. Estos problemas son causados por la falta de resolución en el dominio y en el cálculo y la omisión de un modelo de tensión superficial que sería la responsable de predecir la formación de burbujas y el daño que causan en los sistemas de llenado mal diseñados.

Uno de los resultados esperados de cualquier modelo es el cálculo de campos vectoriales de velocidad, los cuales muestran la formación de dos vórtices, uno a cada lado de la entrada a la cavidad, los cuales coinciden con la localización de las burbujas observadas en la radiografía.



## Capítulo 2. Antecedentes de simulación del llenado de cavidades

### 2.1 Aproximaciones usadas en el llenado de cavidades

Los modelos matemáticos aplicados a la simulación del proceso de colada por gravedad están enfocados a predecir el campo de velocidades y presiones en el medio fluido, así como la distribución de temperaturas en el sólido y el líquido y el cálculo de esfuerzos y deformaciones en el sólido. Recientemente se han comenzado a acoplar los fenómenos de transferencia de calor y cambio de fase, así como predicción de microestructura de las piezas finales. Estas innovaciones se deben al aumento de capacidad de cómputo.

A este enfoque se le denomina “Multiphysics” que consiste en obtener una solución a un sistema de ecuaciones que contemple diversas variables físicas, como la transferencia de calor y la dinámica de fluidos que incluye velocidad, presión, densidad, temperatura y concentración; para el sólido esfuerzos y deformaciones, todo esto en una sola rutina de cálculo.

En el caso de la colada por gravedad los efectos más difíciles de considerar son la convección (en cualquiera de sus formas), transferencia de calor y la distribución inicial de temperaturas, ya que estos fenómenos modifican directamente el cambio de fase que modifica el flujo durante el llenado generando así una dependencia recursiva entre estos efectos, por lo que los modelos que contemplan estas variables demandan un gran capacidad y tiempo de cálculo, a pesar de esto ha demostrado ser una de las formas más eficientes de análisis, estudio y diseño de este proceso.

El uso de los códigos y paqueterías presenta varias ventajas según del ASM Metals Handbook desde hace dos décadas ha permitido que la eficiencia y productividad del proceso se mejore, disminuyendo costos al mejorar los tiempos de diseño y rediseño, estableciendo condiciones preliminares térmicas, másicas y volumétricas (Nuñez, 1992).

Los métodos comunes aplicados a la simulación del comportamiento son: Marker and Cell “MAC” (Hamilton, 2010) y Volume of Fluid “VOF” (Nuñez, 1992). El primero se basa en partículas marcadoras y el segundo en un volumen de control para calcular la superficie libre. Más recientemente se ha aplicado el análisis Acoplado Euleriano Lagrangiano “CEL” al flujo de material en interacción con sólido en forma isotérmica, haciendo variaciones como el análisis de una onda en contacto de un contenedor con agua y determinar el comportamiento de la superficie libre (Fan, 2009), el estado de esfuerzos en las sujeciones de un tanque de gasolina (Tippman, 2009) o el movimiento de un sólido en una masa de agua (Ahmadzadeh, 2014).



## 2.2 Modelos numéricos del llenado de cavidades

Los métodos convencionales han tenido un gran problema para acoplar sistemas que entreguen una solución genérica a problemas que comprenden diferentes tipos de variables, por ejemplo, de las interacciones sólido-líquido o problemas con consideraciones térmicas. Es por ello que han surgido una gran variedad de códigos y paqueterías para procesos específicos. La creación de códigos específicos ha permitido llenar formas complejas, modelos de flujo, transferencias de calor, solidificación, defectos asociados a solicitaciones térmicas, predicción de microestructuras, por otro lado, en paqueterías más simples y económicas de propósito general se han llegado a obtener soluciones complejas que son comparables con las de propósito específico logrando calcular de forma básica la formación de nódulos y cambio de fase (Rodríguez, 2012). A continuación, se presenta un resumen de las paqueterías comúnmente usadas para este tipo de problemas, Tabla 2.1.

Tabla 2.1 Ejemplos de paqueterías comunes usadas en el análisis de procesos de fundición (Saucedo, 2013)

Clasificación	Compañía	Paquetería
Específicos para problemas de fundición	EKK, Inc.	WRAFTS-CAP (FE)
	UES, Inc.	PROCAST (FE)
	Magma, Inc.	MAGMASOFT (FV)
	AluminiumPechiney	SIMULOR (FV)
	MetalworkingTechnology, Inc.	RAPID/CAST (FV)
	Kobe Steel, Ltd.	CASTEM (FE)
	Hitachi, Ltd.	HICASS (FV)
	Kawasaki Steel, Corp.	BACASS (FV)
	General Motors, Corp.	SOLCAST (FE)
	Foseco, Inc.	SOLSTAR (EMP, empírico)
	AachenFoundry-Institute.	CAST (FE)
	AFS, Inc.	AFSolid
Propósito general	Cham, Ltd.	PHOENICS (FV)
	FDI, Inc.	FIDAP (FE)
	Fluent, Inc.	FLUENT (FV)
	FlowScience, Inc.	Flow3D (FV)
	Hibbit,Karlsson&Sorensen, Inc.	ABAQUS (FE)
	LawrenceLivermoreNatl,Lab.	DYNA (FE)
	SwansonAnalysisSystem, Inc.	ANSYS/FLOTRAN (FE)
	Fluent, Inc.	NEKTON (FE)
	PDAEngineering	P/THERMAL (FE)
Computational Fluid Dynamics Services, Inc.	ASTEC (FE)	
Modelado sólido y generación de malla	EKK, Inc.	A-MESH
	PDAEngineering	PATRAN
	StructuralDynamicsResearchCorp.	IDEAS
	XYZScientificApplications, Inc.	TRUE GRID
	Grace-CompSystems, LTD.	Q-MESH



### 2.2.1 Obtención de datos para validación

Los datos para validación generalmente se obtienen mediante visualización de modelos mediante el uso de agua y se re-escalan las condiciones cinemáticas del fluido por medio del Re o el número de Froude que compara las fuerzas inerciales y las gravitacionales para que de este modo si el modelo de agua y metal tienen el mismo Fr (Ecuación 2.1), manteniendo geometría y aceleración gravitacional igual existirá una velocidad tal que ambos fluidos se comporten de la misma forma (Nuñez, 1992):

$$Fr = \frac{v^2}{gL} \quad \text{Ecuación 2.1}$$

Un método alternativo es la cinematografía por rayos X de alta velocidad, la cual obtiene el comportamiento real del metal fundido en movimiento dentro de la cavidad (Sirrell, 1996). También es factible aproximar la velocidad de llenado y temperatura en las secciones mediante la instrumentación de una cavidad patrón con termopares para establecer el avance y el perfil térmico de la colada (Nuñez, 1992).

### 2.2.2 Clasificación de los métodos numéricos para el análisis de flujo.

El reto de modelar flujo de líquido es el reconocimiento de superficies libres y resolver simultáneamente el sistema de ecuaciones definido, como ecuaciones de momento, conservación, transporte y cambio de fase. Estos algoritmos se han estado desarrollando y optimizando ya que han demostrado su efectividad como método de solución; cualquier algoritmo enfocado a este propósito ha de cumplir con: descripción de forma y localización de una superficie, los algoritmos sean definidos como variables con el tiempo y cualquier condición de frontera se puede aplicar a la superficie libre (Esparza, 2003).

La gran variedad de algoritmos disponibles se clasifica en métodos lagrangianos y eulerianos, a continuación, se describe brevemente las ventajas, desventajas y aplicaciones de estos grupos.

Método Lagrangiano: es el método más simple generando una malla sobre el fluido para que siga su movimiento y forma, es aplicado en muchos códigos de elemento finito ya que permite aplicar condiciones de frontera apropiadas mediante modificaciones en la definición de las ecuaciones empleadas, por ejemplo, definir el fluido de un solo lado de la superficie para evitar asimetrías y lograr la precisión numérica adecuada. Se limitan al no poder resolver problemas cuando secciones del fluido que se separa o se auto intersecta, así como desplazamientos de alrededor de la distancia de 5 elementos, ya que el sistema comienza a presentar errores numéricos asociados a deformación de la malla; que en general se puede mejorar con métodos de remallado que dependen de cada código y software usado (Esparza, 2003).



Métodos de malla fija: estos métodos están definidos en coordenadas espaciales o eulerianas, ya que han representado una solución al problema de la deformación de la malla y cálculo de secciones separadas y auto-contacto, se han desarrollado más variantes de este tipo de discretización, aquí se presentan los cuatro más precisos y de mayor aplicación de códigos comerciales.

Método superficial de altura (Surface Height Method): aplicado en análisis donde el movimiento del fluido solo presenta cambio en la posición vertical de la superficie libre por lo que demanda muy poca memoria para conseguir una solución en tres dimensiones aceptable (Esparza, 2003).

Marker and cell (MAC): es el primer método variable en el tiempo, se basa en malla euleriana con volúmenes de control (celdas) que están llenos con partículas seguidoras con ninguna característica definida, que cambian de celda de acuerdo a las condiciones definidas para que se interpolen localmente entre los marcadores de una celda y se vuelvan cero al vaciar una de éstas, este método genera una superficie al detectar una celda con contenido con al menos una en la vecindad que este vacía lo que deja a la superficie como consecuencia, lo que evita problemas si secciones del fluido se separan o entran en contacto nuevamente. Se han agregado algoritmos que permiten incluir presión, esfuerzo hidrostático y tensión superficial, a cambio de requerir memoria y recursos computacionales considerables (Esparza, 2003). En 1995 se reporta la primera aplicación de este método para modelar metal fundido entrando a un molde horizontal, considerando conservación de energía, arrastre en las paredes y presión interna del molde (Hwang, 1995).

Marcas en superficies: al igual que el MAC usa partículas seguidoras, pero solo almacena información de aquellas asociadas a la superficie libre, esto demanda iteraciones adicionales para resolver el problema de una superficie separada o que una superficie se una. Estos algoritmos no pueden ser aplicados de forma eficiente en análisis tridimensionales por lo que se ha limitado su uso (Esparza, 2003).

Volumen de fluido (VOF): presenta la misma lógica del MAC pero para disminuir los requerimientos computacionales no existen partículas en las celdas sino que guardan el valor de una variable del sistema, de este modo se determina una fracción de volumen asociada a cada celda, al conocer ésta se localiza la superficie libre; la pendiente y curvatura de éstas, se calcula con la información de todas las celdas parcialmente llenas y la variación de fracción de volumen. Este planteamiento permite definir propiedades de superficie como la variable más un exceso que equivale a la cantidad que debe estar presente en la superficie para asegurar las condiciones establecidas (Esparza, 2003). El problema más representativo del uso de la función de volumen es que en múltiples dimensiones no se puede determinar la forma y posición de la superficie exactamente (Hirt, 1981)



Como ya se ha mencionado los métodos MAC y VOF se han usado desde hace más de dos décadas para el estudio de fluidos que se han complementado con Solution Algorithm "SOLA" (Nuñez, 1992).

La implementación del método SOLA permite acoplar la transferencia de calor a las posibilidades de solución, se ha elegido hacerlo al método VOF ya que presenta ventajas sobre MAC al momento de hacer los cálculos de convección; el método SOLA-VOF además permite evaluar la tensión superficial y adhesión a superficies por la orientación de la superficie libre (Esparza, 2003). El uso de estos métodos para el vaciado de aluminio y aleaciones se ha registrado desde 1991, usando el método SOLA-VOF, FLOW3D® y MAGMASOFT®, reportando llenado a baja presión, cálculo de inercia según la secuencia de llenado y solidificación (Wang, 1991; Stoehr, 1991; Hirt, 1991, Hansen, 1991).

### 2.3 Implementación de Fluidos en ABAQUS®

En este trabajo se emplea un software de propósito general que usa el método de los elementos finitos (FEM) llamado ABAQUS. En este programa a diferencia de los métodos especializados de CFD o MAC, permite modelar la inercia del fluido y su movimiento bajo cargas externas, por ejemplo, la gravedad, cambios de temperatura o presión y aplicación de ondas con modelos conocidos o programados por el usuario no relacionados por una base de dato y así como permite validar y observar el comportamiento de los modelos propuestos, para lograr esto se aplica una versión explícita de FEM (Simulia, 2007).

Una solución que se ha dado en este software es tratar al fluido como un cuerpo sometido a deformación severa, es decir se aplica el método de remallado arbitrario Lagrangiano Euleriano (ALE) que permite alternar entre tipos de coordenadas según un criterio establecido, esto es que la malla Lagrangiana deforma siguiendo al material y al llegar al criterio predefinido se calcule un cambio de coordenadas a Eulerianas ajustando la geometría de los elementos sin afectar la conectividad, así es posible extrapolar los datos de la malla original a la recién calculada (advección) (Figueroa, 2009). Por otro lado, el contacto con una superficie bien definida (sólido) y una superficie cambiante (fluido) requiere un algoritmo de contacto que identifique cualquier entidad, superficie, dominio y auto contacto, en el programa se le denomina como "Contacto General" (CG).

El enfoque ALE permite flujo de fluido e interacción con sólidos con suficiente resolución para predecir una falla;

### 2.4 Análisis Acoplado Euleriano-Lagrangiano (CEL)

El análisis CEL establece una malla o dominio estacionario por el cual el material que se definirá puede fluir, este material adopta las condiciones aplicadas en los nodos y elementos del dominio. Para definir el material se crea un conjunto de elementos o nodos por medio de una partición y se asocian localmente las propiedades deseadas, incluyendo comportamiento del material estado inicial de esfuerzos, presión, temperatura, velocidad,



etc. Dentro de dicha partición se define como un campo predefinido que usa fracciones (f) del elemento y varía desde 0 a 1, si se requiere una condición inicial de material con una forma definida entonces la definición del campo predefinido se realiza con una parte de referencia para establecer la intersección con el dominio y generar un campo discreto (VFT) que tendrá una distribución de fracciones que coincida con la pieza usada. La referencia puede ser aplicada al interior o al exterior de la misma como se ve en la Figura 2.2 a y b (Simulia, 2010).

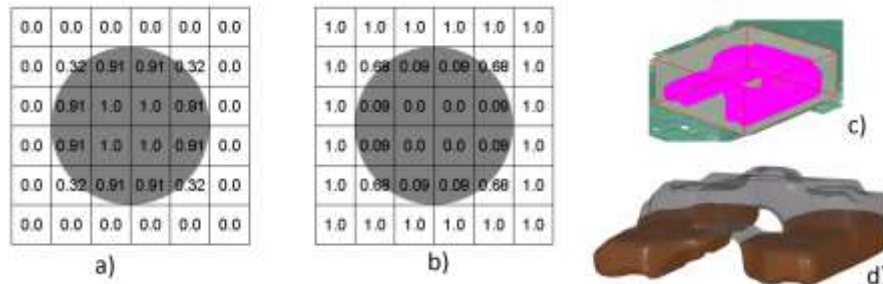


Figura 2.2 Uso de fracciones del elemento euleriano, a) el interior, b) al exterior (Simulia, 28.15, 2014), c) aplicado a una pieza de referencia y d) inicialización mediante el uso de VFT (Fan, 2009)

El uso de este tipo de asignación numérica de material causa poca resolución en los vértices y aristas debido al reconocimiento de las superficies y al rastreo de las condiciones de frontera, sin embargo si el volumen del elemento en cuestión es menor al 50% es posible que existan errores numéricos en el cálculo nodo a nodo entre la sección lagrangiana y euleriana causando que el cálculo de distribución de material sea incorrecto y se visualice como una “fuga de material”, pero con variaciones el algoritmo de contacto es posible solventar ese problema, así como también refinando la malla en las zonas de interés.

En este tipo de análisis es posible acoplar un sistema de ecuaciones térmicas que usado adecuadamente permita modelar conducción térmica y pseudo radiación, esto se logra agregando condiciones específicas en las propiedades de contacto por medio de una función denominada “Gap conductance as a function of contact pressure (p)” o espaciamiento de conductividad como función de la presión de contacto que consiste en definir una constante de proporcionalidad (k) entre la diferencia de temperaturas establecidas y el flujo de calor objetivo, Ecuación 2.2. Al definir un valor de k para p = 0 [Pa] la transferencia de calor inicia cuando hay un elemento de separación entre las entidades, por lo que se define como pseudo radiación (Simulia,37.2.1, 2014).

$$k = \frac{\dot{q}}{|\Delta T|} \quad \text{Ecuación 2.2}$$





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

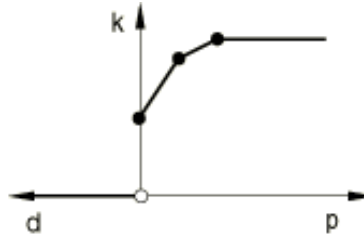


Figura 2.3 Ejemplo de definición de  $k$  como función de la presión considerando pseudo radiación (Simulia,37.2.1, 2014).

### 2.5 Antecedentes del uso del CEL para análisis de flujo

#### 2.5.1 Colapso de columna de agua

Uno de los primeros modelos para análisis de flujo es propuesto para igualar los resultados experimentales (Martin, 1952) del colapso de una columna de agua, de esta forma se comenzó a establecer la validez del análisis CEL, éste se propuso como un modelo pseudo 2D (debido a que el CEL solo está definido en elemento 3D), para limitar la pérdida de material se define velocidad cero en dirección normal a todas las caras del dominio euleriano, se asigna el material en una sección rectangular con propiedades de agua modelado con las ecuaciones de Mie-Grünisen en la linealización de Hugoniot que es función de la densidad  $\rho = 998.2$  [kg/m<sup>3</sup>], viscosidad dinámica  $\mu = 0.001003$  [Ns/m<sup>3</sup>], velocidad de propagación del sonido en el medio fluido  $C_0 = 1500$  [m/s], pendiente que relaciona la velocidad de las partículas y del sistema al que pertenece  $s = 0$  y la constante de Hugoniot que establece un estado de referencia si es que existe una condición de esfuerzos inicial  $\Gamma_0 = 0$ . El modelo se restringió aplicando gravedad  $g = 9.81$  [m/s<sup>2</sup>] y un campo predefinido de esfuerzo geostático para simular la presión hidrostática, así se obtuvo el perfil de velocidad en la dirección del flujo (Simulia, 1.7.1, 2014).

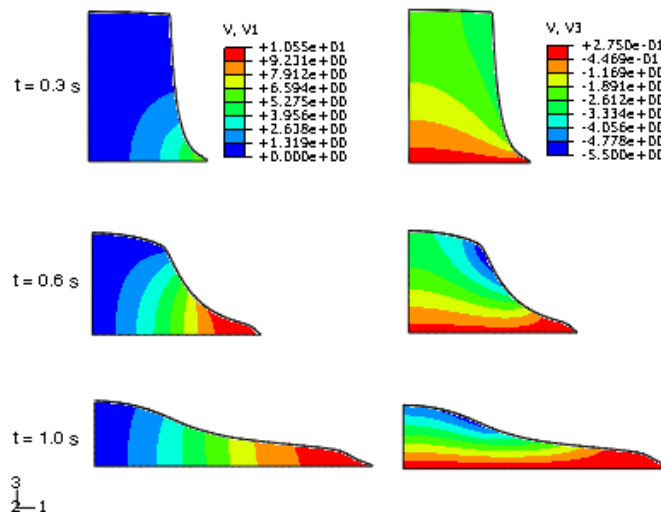


Figura 2.4 Perfil de velocidad de una columna de agua colapsando obtenido mediante análisis CEL (Simulia, 1.7.1, 2014).



### 2.5.2 Interacción sólido-fluido usando ABQUS/CEL

Siguiendo con la validación del método CEL para predicción del comportamiento de fluidos se plantea un sistema de sujeción para un taque de gasolina, el cual tendrá una desaceleración de  $3 \text{ [m/s}^2\text{]}$ , este modelo usa las funciones de “volume fraction tool” (VFT) y el mismo modelo de Mie-Grünéisen para modelar la gasolina, sin embargo, no especifica la  $C_0$  específica para el fluido, en este caso se modela gasolina por que la experimentación se hizo con este fluido y se disponían de las propiedades físicas de este, aun cuando no se reportan en la literatura. El modelo busca obtener el perfil de la superficie libre del combustible y el estado de esfuerzos en los tirantes colocados como sujeción del tanque, además lo más notable de este planteamiento es que este logra simular un evento de  $2 \text{ [s]}$  lo que en otras paqueterías no se había conseguido hasta ese momento con las consideraciones de sistemas con comportamiento sólido elástico y flujo newtoniano simultáneamente.

El perfil de flujo del combustible a  $t = 1 \text{ [s]}$  que se ve en la Figura 2.5 a, corresponde al perfil inicial de desaceleración, cuando  $t = 2 \text{ [s]}$  corresponde a un estado posterior al de desaceleración el perfil se muestra con algún oleaje aun presente pero con una superficie sin ángulo respecto la horizontal, como se ve en la Figura 2.5 b; el perfil mostrado en la Figura 2.5 c representa el desplazamiento vertical máximo alcanzado en el momento final de la desaceleración que según a lo reportado por los autores corresponde a  $1.23 \text{ [cm]}$  (Fan, 2009).

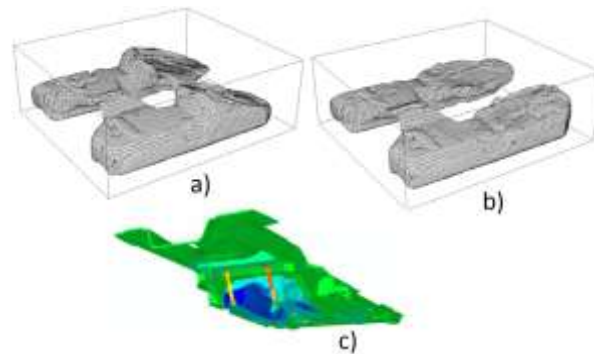
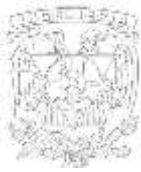


Figura 2.5 a) Perfil inicial de desaceleración calculado en el fluido, b) Perfil de fluido posterior a la desaceleración y c) Desplazamiento máximo vertical del tanque que corresponde a  $u = 1.23 \text{ [cm]}$  (Fan, 2009).

### 2.5.3 Simulación numérica de una esfera en inmersión en agua usando el método CEL

Este trabajo tuvo por objetivo obtener una simulación hidrodinámica de la caída libre de una esfera sobre una superficie libre de fluido viscoso considerando flujo en estado transitorio para predecir la formación de vacío debido al impacto. Los resultados esperados es la formación de una columna de fluido “jet flow” y la formación de un perfil de salpicadura o un vacío al ingresar al medio fluido.

Él estudio definió una geometría y densidades del acero ( $7860 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ ) teflón ( $2300 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ ), nylon ( $1140 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ ) y polipropileno ( $860 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ ) para aplicarlas en las simulaciones, el fluido se definió con propiedades de agua con  $\rho = 1000 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ , viscosidad



Simulación del proceso de colada por gravedad  
de aluminio en lingotera



dinámica  $\eta = 0.001$  [Ns/m<sup>3</sup>], velocidad de propagación del sonido en el medio fluido  $C_0 = 1450$  [m/s], pendiente que relaciona la velocidad de las partículas y del sistema al que pertenece  $s = 0$  y la constante de Hugoniot que establece un estado de referencia si es que existe una condición de esfuerzos inicial  $\Gamma_0 = 0$  (Ahmadzadeh, 2014).

Se plantea un prisma rectangular que define el volumen de agua, se aplica gravedad a todas las entidades del modelo y se mueve una geometría triangular de base 1.2 [m] y altura de 0.91 [m] a través del líquido con  $v = 2.17$  [m/s]. Con base en estas consideraciones se obtuvo la desaceleración del sólido, presión en el interior del fluido (donde el perfil comienza a ser homogéneo), y el perfil de desplazamiento del fluido para validar el planteamiento del modelo (Ahmadzadeh, 2014).

La validación se hizo a través de comparaciones con modelos teóricos como el de Wagner, Zhao, Von Karman y mediciones experimentales reportadas, se comparó el decaimiento de la velocidad del perfil debido al contacto con el fluido, mostrado en las curvas de la Figura 2.6 a, así como la presión se comparó con el fin de determinar si el estado de presiones al interior del fluido es correcto, ya que el modelo usado depende específicamente de esa variable, la comparación se hace en la Figura 2.6 b. Los perfiles de velocidad y propagación de la salpicadura se obtuvieron a diferentes tiempos para ver la congruencia de flujo, dichos perfiles están presentes en Figura 2.6 c y d.

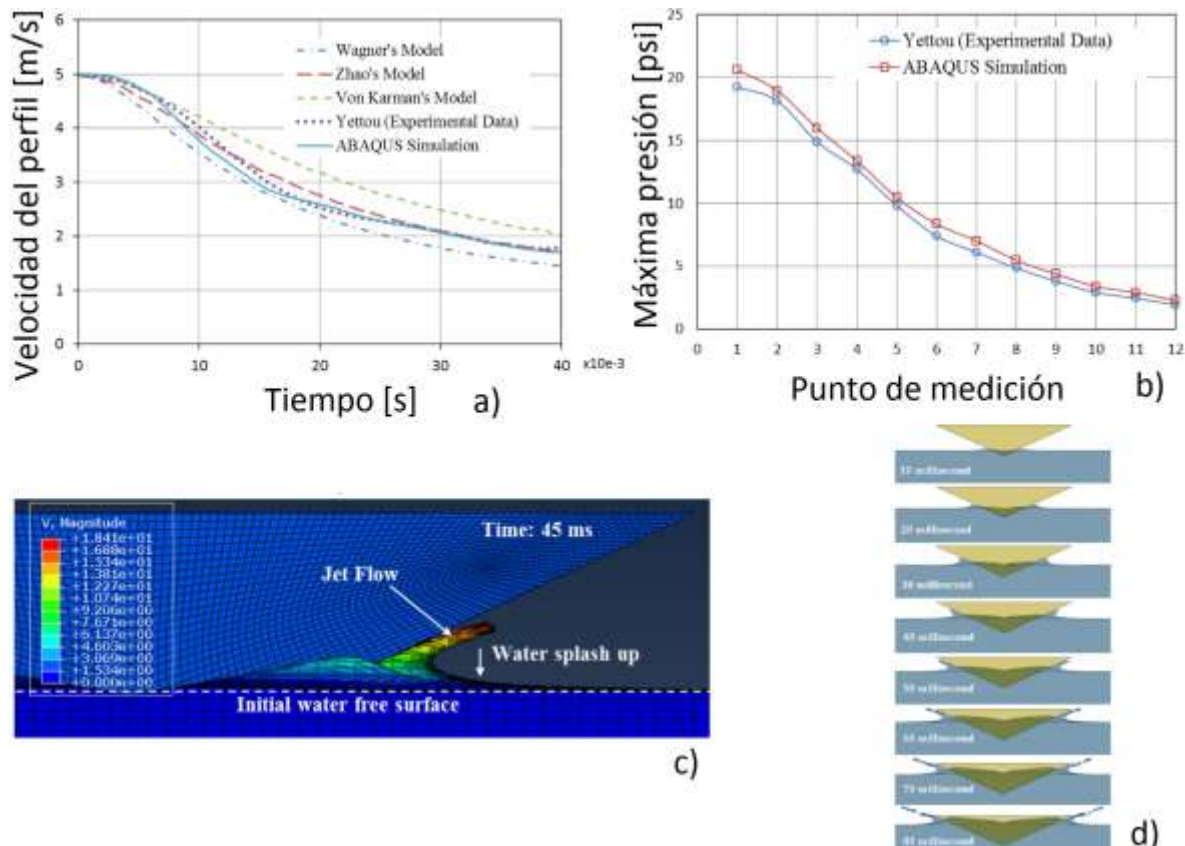
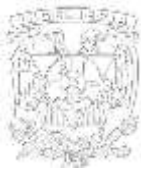


Figura 2.6 a) Cambio en la velocidad del perfil debido a la presencia del agua, b) Presión medida en los nodos, c) Perfil de flujo inicial al contacto con el sólido y d) Evolución del descenso del sólido en el interior del fluido (Ahmadzadeh, 2014)



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Una de las observaciones más notables sobre el CEL es que al usar las ecuaciones de Navier-Stokes en su forma completa permite simular y seguir el problema de fronteras móviles lo que permite establecer un extra a los códigos CFD, sin embargo, los modelos de turbulencia y estados transitorios deben ser ingresados por el usuario (Ahmadzadeh, 2014).

Con base en la determinación de la validez del planteamiento se hicieron variaciones en la densidad y se cambió la geometría a una esfera para determinar el vacío formado, la profundidad y velocidad desarrollada. En la figura 2.7 a, se muestra una comparación de la formación de vacío por desplazamiento de fluido para el ensayo de polipropileno, los perfiles mostrados en este resultado son los mismos en cualquiera de los otros ensayos, pero el tiempo en el cual se presenta el desprendimiento varía dependiendo de la densidad de la esfera; en la figura 2.7 b se muestra que para cualquier simulación se observó un pequeño retraso en el tiempo en el que se calcula desprendimiento, por lo que se estableció que igualar tiempos en cálculos hidrodinámicos es sumamente complejo por lo aleatorio del fenómeno. En la figura 2.7 c y d se muestra la velocidad y la profundidad a la que ocurre el desprendimiento, mostrando que el cálculo es muy preciso estableciendo así al CEL como muy buen algoritmo para variables cinéticas (Ahmadzadeh, 2014).

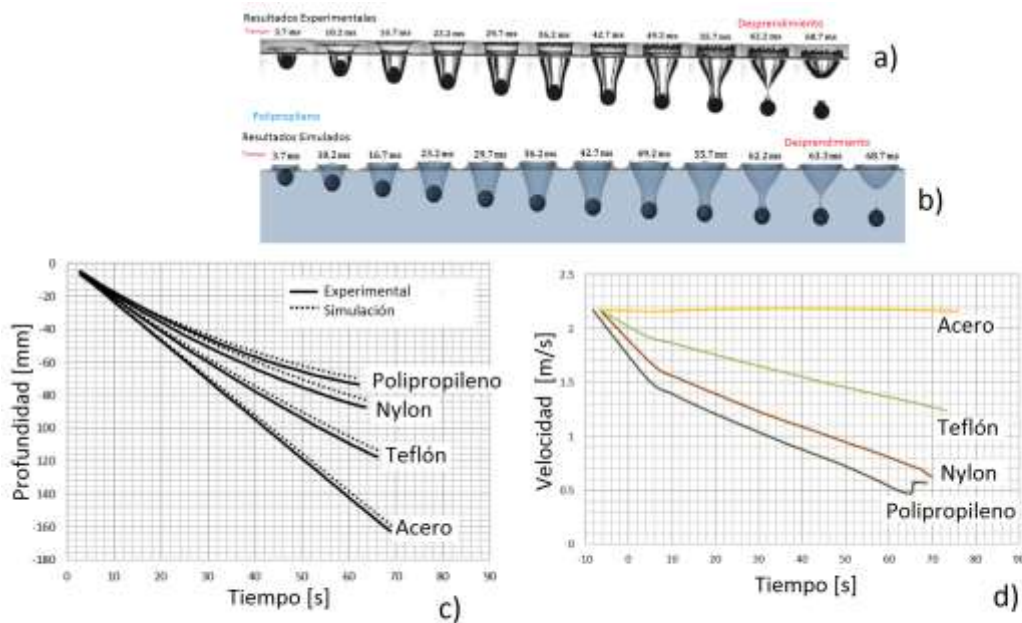


Figura 2.7 Vacío formado a) datos experimentales y b) simulado, c) curvas de profundidad y d) curvas de velocidad (Ahmadzadeh, 2014).



## 2.6 Modelado de metal fundido en paqueterías especializadas

Como ya se mencionó los métodos usados para resolver el movimiento de un fluido en un cavidad son MAC y VOF, resueltos mediante diferencias finitas (FDM) o elemento finito (FEM), en general se ha dado énfasis que FEM permite tener mucho mejor resolución en la aproximación de superficies libres y fluido desprendido de la masa principal, por lo que es usado comúnmente en paqueterías especializadas.

Los softwares especializados para fundición presentan dos conceptos básicos de distribución, el denominado “all in one” y por módulos; el primero es el enfoque más caro y completo por que incluye una base de datos que contiene propiedades necesarias para modelar los materiales que soporta el software, además están calibrados con los modelos previamente incorporados al código así como preprocesadores, posprocesadores y “solver” o calculadora, en general distribuidos en versiones económicas y completas; de esta tipo los más reconocidos son VULCAN®, Flow 3-D Cast (Flow)® y Fluent®. La segunda consta de secciones de código con bases de datos específicas que se acoplan con el núcleo o kernel del software, cada uno de estos están enfocados en la solución de un problema determinado y configurado con el mejor método de solución definido para el conjunto de modelos establecidos en cada módulo, en ocasiones si se conocen todas la ecuaciones que componen un módulo es posible adaptarlo a una aplicación diferente e interpretar los resultados, uno de los más destacados es MAGMASOFT®.

A continuación, se presentan algunos de los resultados más recientes, completos y compatibles con el software que se usará para el desarrollo del presente trabajo.

### 2.6.1 Modelado del llenado de una cavidad con aleación de aluminio

Las simulaciones basadas en el experimento estándar (Sirrell, 1996) son muchas y muy variadas, una de las más recientes publicada en el 2008 modifica el metal para comparar un Al puro con una aleación Al-7Si-9.4Mg colado por gravedad en un molde de arena con las características del ensayo estándar calculado mediante un código específico desarrollado por los autores usando en método VOF resuelto mediante el método directo de diferencias finitas. Los comportamientos contemplados para este modelo son conservación de masa, energía y momento; transferencia de calor para con esto obtener la evolución de las superficies libres en el llenado y perfil térmico (Zhao, 2008).

Las consideraciones aplicadas a la solución de las mencionadas ecuaciones es que únicamente es restringido el flujo por la geometría, la gravedad es la única carga aplicada, la transferencia de calor a la arena está impuesta como condición de frontera sin que el molde esté explícitamente definido en el modelo y la densidad del aluminio es constante en el rango de temperatura usado (700 – 590 [°C]) (Zhao, 2008).

Esta simulación modificó las medidas de la cavidad estándar por una cavidad más grande de 600x150x150 [mm]; en la figura 2.8 a se muestra como todo el sistema de alimentación fue definido por medio de elementos hexaédricos provocando poca resolución en la



superficie libre, la comparación, con las radiografías tomadas por los realizadores del trabajo no son especificadas en el texto pero presentan un toma con un perfil congruente con lo simulado. El perfil de temperatura presenta una distribución congruente con el tipo de llenado realizado (Zhao, 2008).

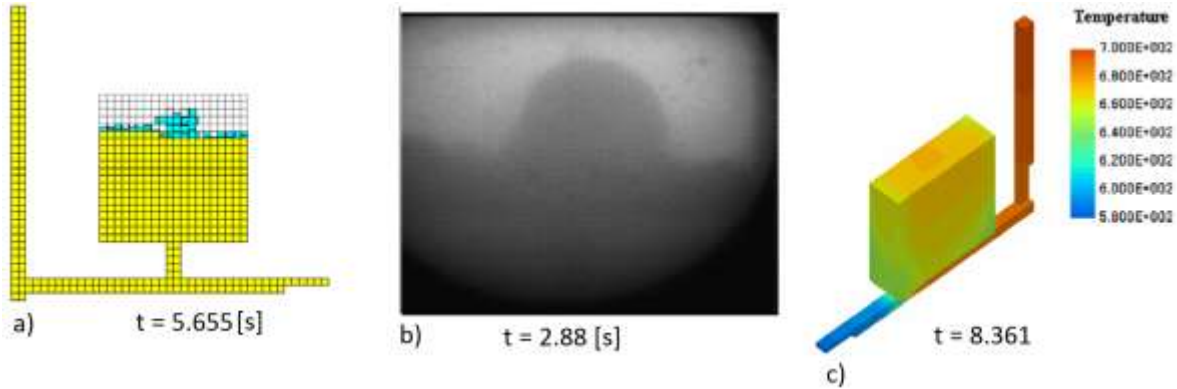


Figura 2.8 a) Simulación de llenado (azul  $V < 1$ , amarillo  $V = 1$ ), b) Radiografía para comparación del perfil de llenado, c) perfil de temperatura calculado al final del llenado comprendido entre 700 – 590 [°C] (Zhao, 2008).

Los autores concluyen que el acople térmico es adecuado y todas las ecuaciones de conservación, así como la posición y forma de la superficie libre se describe de forma aceptable de acuerdo a lo observado en las radiografías y que la simulación y experimentación indican que la presión de aire es despreciable (Zhao, 2008).

#### 2.6.2 Simulación de fluido multifásico con turbulencia.

Este trabajo busca simular el proceso de desgasificación mediante Argón en una fundición de aluminio mediante un software de propósito general Fluent®, en el cual se definieron dos entidades, gas y fluido para los cuales se resolvieron las ecuaciones de conservación de forma independiente cuyas soluciones se acoplaron mediante presión y coeficientes de intercambio en la interfase, además se agregó el modelo de turbulencia k- $\epsilon$  que es un modelo semiempírico basado en ecuaciones de transporte para la energía cinética en turbulencia, el coeficiente k se obtiene de ecuaciones exactas y el  $\epsilon$  mediante un razonamiento físico (Launder, 1972), ambas ecuaciones se resuelven en todo el dominio definido pero asume que todo el fluido está en régimen turbulento, se desprecian la viscosidad molecular y se aplica la viscosidad cinemática promedio al cálculo para usarse como constante de proporcionalidad entre el gradiente de velocidad promedio y el esfuerzo de Reynolds. El gas se modela como gas ideal (Warke 2005).

Las restricciones usadas para optimizar el cálculo fueron aplicar condición de cuerpo rígido al contenedor y cucharilla de inyección, velocidad angular en la cucharilla, condición de presión atmosférica en la parte superior del contenedor, para restringir al fluido se aplicó condición de no deslizamiento a las superficies en contacto y en las salidas de gas se definió un gasto másico para la inyección de argón de 5 [l/min]. Las boquillas de inyección se fijaron a temperatura del metal fundido como constante y giran a una velocidad angular de 600 [rpm] (Warke, 2005).



Los resultados reportados en el trabajo fueron obtenidos a los 24 [s] de simulación, en la figura 2.9 a aparecer un perfil de velocidades que muestra recirculaciones clásicas y trayectorias intuitivas para un fluido de baja densidad entrando a otro de mayor densidad, en la figura 2.9 b se visualiza la distribución del gas entrando al fluido, mientras que el perfil de presiones se grafica en la figura 2.9 c.

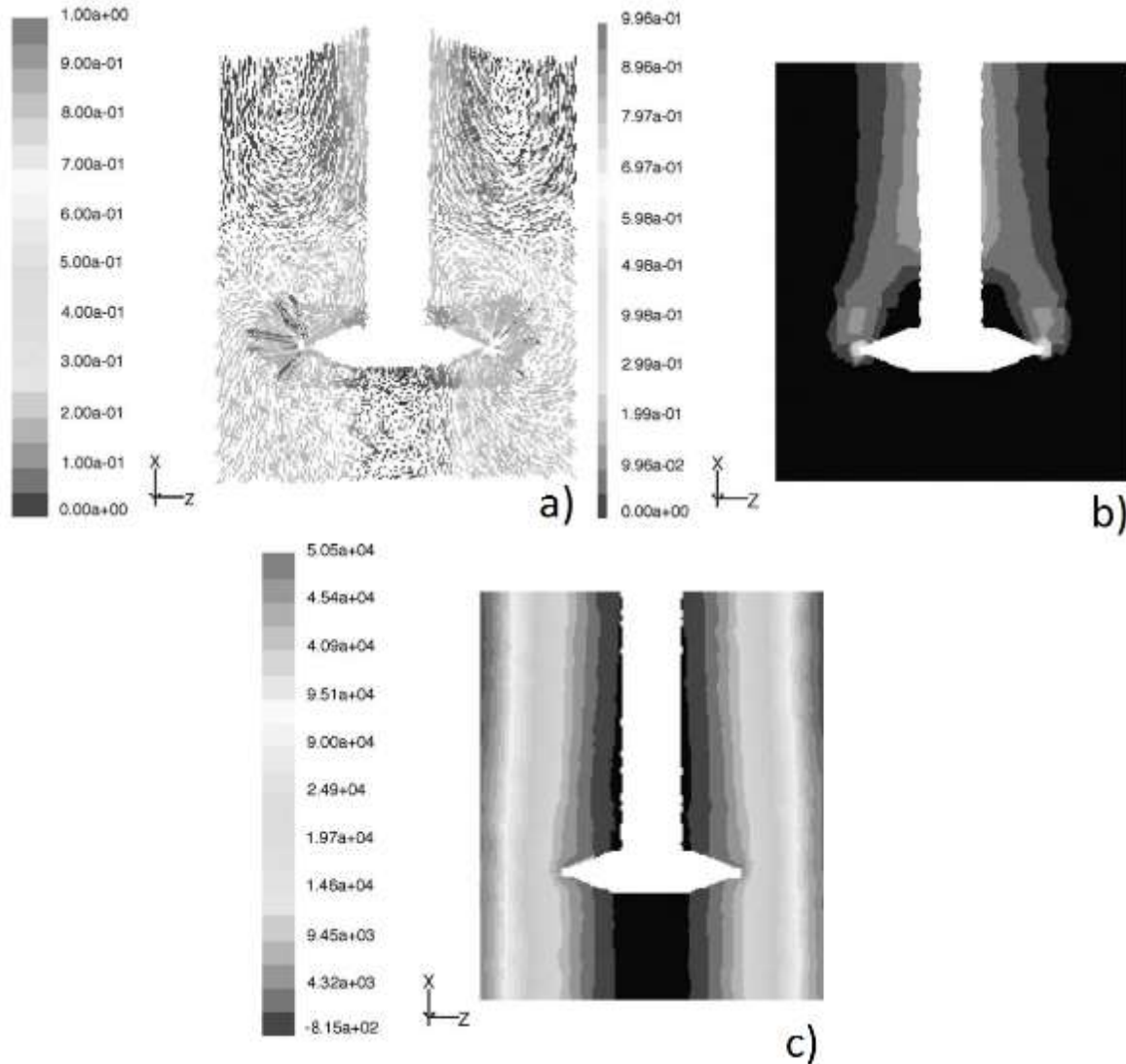


Figura 2.9 a) Perfil de velocidades, b) Perfil de distribución de gas y c) Perfil de presiones (Warken, 2005).

De dichos resultados se concluye que la distribución de gas, la distribución de energía cinética y cálculo de los volúmenes parciales en cada celda acoplado el comportamiento de ambos fluidos son consistentes con el proceso simulado (Warken, 2008).

Los resultados térmicos fueron enfocados al gas debido a que el metal fundido y la superficie externa de la cucharilla se consideraron isotérmicos a 700 [°C] y se hicieron variaciones en el gasto volumétrico del argón, mostrando que para mayor flujo el gas incrementa su temperatura más lentamente. En la Figura 1.10 a) se muestra un flujo de 3



[l/min] y un perfil de temperatura en el gas comprendido entre 25 y 160 [°C] en una longitud de aproximadamente la mitad de la cucharilla modelada, mientras que en la Figura 2.10 b) la temperatura está comprendida en el mismo intervalo de valores la longitud abarca toda la longitud de la cucharilla que es un resultado esperado, confirmando así que el conjunto de ecuaciones térmicas y de conservación de energía convergen adecuadamente.

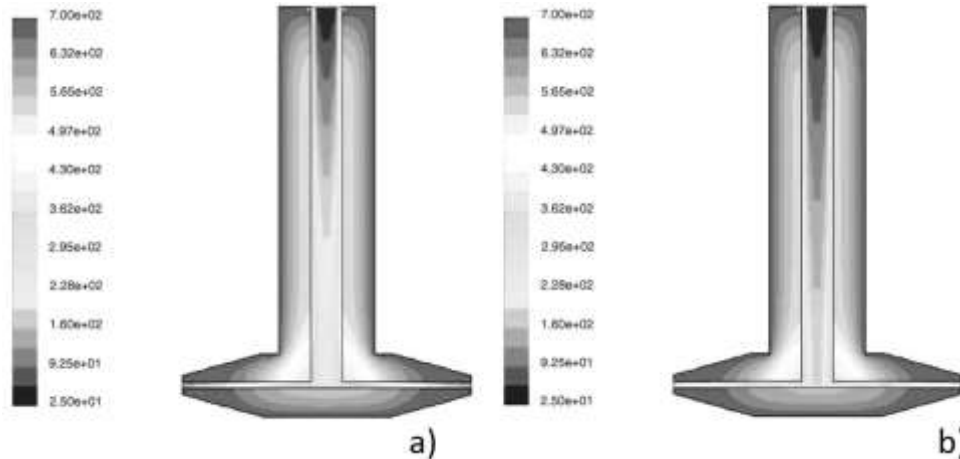


Figura 2.10 a) 3 [l/min], b) 5 [l/min] (monocromáticas de fuente Warken, 2005).

### 2.6.3 Simulación de un proceso de fundición para aluminio

En esta publicación se plantea un análisis acoplado dinámico-térmico en una colada de aluminio en molde de acero desarrollada en el programa dedicado a fundición VULCAN®, los resultados a lo que se enfocan son transferencia de calor entre todas las piezas involucradas en el proceso, esfuerzos y deformaciones durante la solidificación y enfriamiento de la pieza; considera contracción térmica para evaluar el efecto sobre la transferencia térmica debido a la capa de aire formada (Chiumenti, 2003).

Los modelos térmicos usados en esta simulación son: segunda ley de la termodinámica, para obtener la solución de la evolución térmica se consideró la disipación térmica y calentamiento debido a deformación elasto-plástica, capacidad térmica específica y calor latente (para evaluar la entalpía promedio) en la representación de la entalpía, expresan la fracción sólida mediante el coeficiente de distribución en función de la temperatura para determinar la variación de calor latente y el flujo de calor se calcula mediante la ley de conducción de Fourier atenuada por un coeficiente de conducción durante separación, resuelto por medio de resistividad térmica y la relación de Boltzman para la radiación La convección se expresa como el producto de un coeficiente de convección, coeficiente de separación térmica y separación por contracción (Chiumenti, 2003).

Los modelos mecánicos usados son conservación de momento, incompresibilidad en el fluido y deformación volumétrica en el sólido. Mientras que para el cambio de fase la ley de Scheil para la predicción de fracción sólida; finalmente durante el enfriamiento se calcula la contracción térmica unidimensional aplicada a cada arista de los elementos calculando el cambio dimensional mediante el uso de un coeficiente de dilatación térmica, temperatura local, y transferencia de calor (Chiumenti, 2003).





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Las leyes evolutivas usadas en la definición de este sistema se derivan de un potencial termodinámico de energía libre termo-elasto-plástica, en conjunto de las ecuaciones constitutivas del desviador de esfuerzos, modelo de endurecimiento cinemático e isotrópico definido para la fracción sólida. En la intercara el contacto se modela mediante el modelo de viscosidad de Norton (Chiumenti, 2003).

La solución numérica de los modelos mencionados se obtiene mediante el método de elementos finitos modificado con el método Newton-Raphson combinado con un algoritmo de optimización lineal selectiva para las no linealidades inducidas por la variación espacial y temporal del fluido dentro del modelo. El modelo contempla una aleación Al-Si-7Mg para la fundición y para el molde un acero AISI H13 de composición química X40CrMo5V. Las condiciones iniciales fueron  $T = 650$  [°C] para la fundición,  $T = 250$  [°C] para el molde y  $T = 20$  [°C] para el sistema de enfriamiento (Chiumenti, 2003).

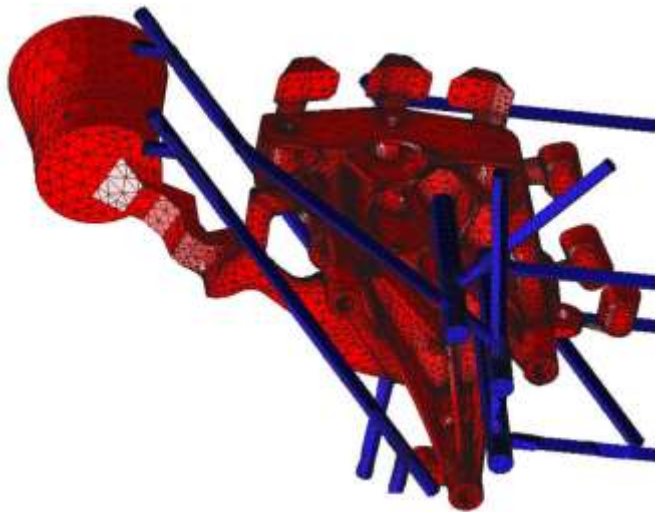


Figura 2.11 Pieza usada para la simulación, en rojo la cavidad y en azul el sistema de enfriamiento (Chiumenti, 2003).

En la figura 2.12 a se muestra un perfil de temperatura comprendido entre 589 y 20 [°C], mientras que en la figura 2.12 b se representa la distribución de fase sólida calculada, así como en la figura 2.12 c está graficado el perfil de esfuerzo residual comprendido entre 9.49 [MPa] y -15.1 [MPa], y en la figura 2.12 d se visualiza un estado de esfuerzos de von Mises que va desde 0 hasta 27.27 [MPa]. De dichos resultados establecen que la representación de entalpía es la más adecuada para controlar los efectos de calor latente, la correcta predicción de la deformación y esfuerzo residual en la pieza depende de la definición de las propiedades mecánicas y la separación de las superficies (Chiumenti, 2003).



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

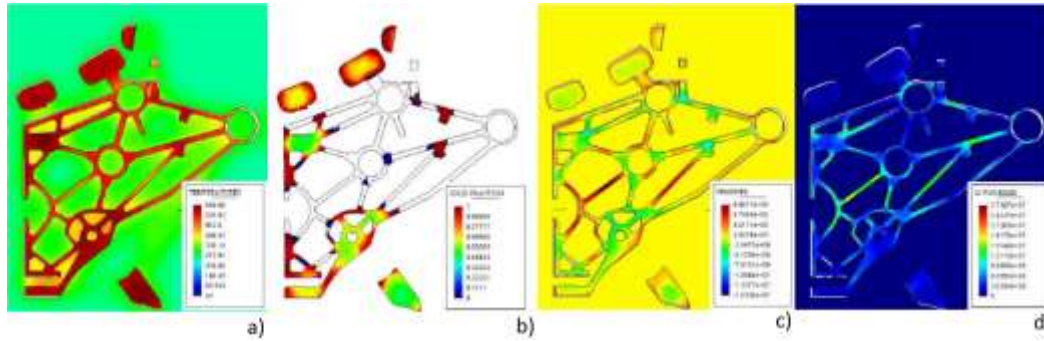


Figura 2.12 a) Perfil térmico, b) Perfil de distribución sólida, c) Esfuerzo residual y d) Esfuerzo de von Mises (Chiumenti, 2003).

### 2.6.4 Solidificación en ABAQUS®

En este modelo se implementa un sistema de ecuaciones que contempla transferencia de calor, cambio de fase, estado de esfuerzos y cambio volumétrico debido a la temperatura. Es el más reciente trabajo publicado en la paquetería de elemento finito de propósito general ABAQUS® y está enfocado al cálculo del cambio de fase de una fundición nodular mediante la implementación de subrutinas como HETVAL y USDFLD aplicada a un bloque tipo “Y” que fue validada con resultados experimentales (Rodríguez, 2012).

La solución que le dan al problema termo mecánico es por medio de la aproximación numérica de las ecuaciones del continuo clásicas, leyes de nucleación y crecimiento desde el enfoque macroscópico, de esta forma también es posible aplicar el FEM, un pre proceso y post proceso para obtener de forma razonable resultados numéricos y geometrías.

En ABAQUS® se tratan los problemas térmicos con la ecuación de Green and Naghdi que es un balance de energía en representación de la energía en su forma integro diferencial que usa como variable la capacidad térmica específica descrita según la primera ley de la termodinámica, un coeficiente  $h$  que describe el flujo de calor en la superficie, modelado según la descripción del fenómeno convectivo, el cual es adecuado para incluir la radiación y reducir los requerimientos de cálculo. En las zonas donde se presenta contacto se asigna la solución de la ecuación de conducción de Fourier y se modifica el parámetro  $k$  para el contacto perfecto, contacto parcial y ausencia de este (Rodríguez, 2012).

El modelo metalúrgico fue definido por el usuario usando el modelo de Boeri que describe el número de nódulos como función de la composición de la fundición, forma de solidificación, fracción sólida y sub-enfriamiento de la fundición, el crecimiento de los nódulos se usa con una modificación de la ecuación de Zener que predice el radio de los nódulos en función del tiempo, densidades de las fases presentes y la concentración de los elementos de aleación en la interfase y en la fase sólida. Esta ecuación la ajusta el modelo de Su-Wetterfall que considera que la superficie de crecimiento no es esférica; ya que los modelos anteriores dependen de la presencia de fases se reajustan con la regla de la palanca definida tabularmente en función de la temperatura y aplicando la ecuación de segregación de Scheil para cada elemento de aleación presente (Rodríguez, 2012).

El problema mecánico se resuelve aplicando la ley de Hooke al molde y a la fundición ya que no se espera una deformación severa, pero se ha de modificar según las condiciones de contracción que se deseen simular (Rodríguez, 2012).



El control del cambio de flujo de calor por el cambio de fase se calculó mediante la función HETVAL y se asigna a los nodos mediante la función USDFLD mediante las condiciones iniciales usando SDVINI y el almacenamiento de variables calculadas en STATEV calculando el incremento con DTIME, así como se empleó el argumento GETVRM para obtener el valor de temperatura en los puntos de interpolación, todos estos datos son acotados por la función DEPVAR, todas estas funciones y subrutinas deben ser parte de un archivo único .for o pre compilados como .obj (Rodríguez, 2012).

En el entorno grafico se definió un tipo de cálculo del tipo transferencia de calor transitorio, el tiempo de contacto usado es GAPCON (gap conductance) que está definido  $k$  de la ecuación de Fourier tubularmente como función de la separación entre nodos, en esta caso debe de comenzar con cero separación y variar a partir de ese valor (mínimo dos puntos son requeridos) o de presión sobre las intercaras en contacto comenzando en la presión más baja (incluso negativas si hay campos de presiones predefinidos). Está definido como contacto tipo "User defined", las funciones tabulares requieren de los datos ordenados en un archivo externo que se llama mediante la subrutina UEXTERNALDB, también permite obtener la salida específica de las variables definidas en las ecuaciones como los núcleos y su posición. La malla definida depende de las necesidades geométricas del modelo pero si establecen que deben de ser del tipo lineal para obtener mejor resultado en el cambio de fase (Rodríguez, 2012).

Las condiciones de frontera definidas para este modelo son que la temperatura superior de la geometría tipo "Y"  $T_s = 1261.5$  [°C], la temperatura de la sección delgada del perfil "Y"  $T_i = 1251.51$  [°C], la del ambiente  $T_{am} = 18.5$  [°C],  $T_{molde} = 23.11$  [°C] y en la figura 2.13 a se muestra la geometría simplificada en molde tipo "Y", así como en la figura 2.13 b el tocho usado, las propiedades son las de fundición de hierro nodular, y arena verde, los coeficientes de transferencia de calor va desde 25 hasta 200 [W/m<sup>2</sup>°C] en contacto perfecto 190, en contacto parcial de 45 [W/m<sup>2</sup>°C] y para la ausencia de contacto de 30 [W/m<sup>2</sup>°C], la convección al ambiente tiene un coeficiente de 45 [W/m<sup>2</sup>°C], las paredes laterales del molde y la cara superior del tocho un coeficiente de 50 [W/m<sup>2</sup>°C] y las caras superiores del molde un coeficiente 60 [W/m<sup>2</sup>°C], mientras que la base está aislada térmicamente (Rodríguez, 2012).

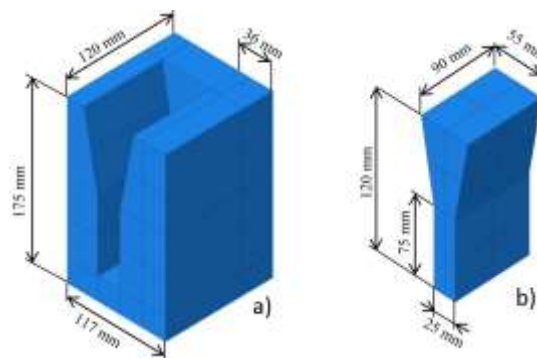
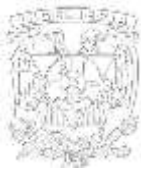


Figura 2.13 a) Geometría para simular el molde de arena, b) geometría para simular la fundición nodular (Rodríguez, 2012).

Los resultados reportados muestran que el tiempo de solidificación calculado por el modelo en el nodo superior es  $t = 1067.3$  [s] y para el nodo de la sección inferior  $t = 1010.2$  [s], alrededor de 16 minutos, así como el cambio de fases el centro de la sección menor y mayor del perfil.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

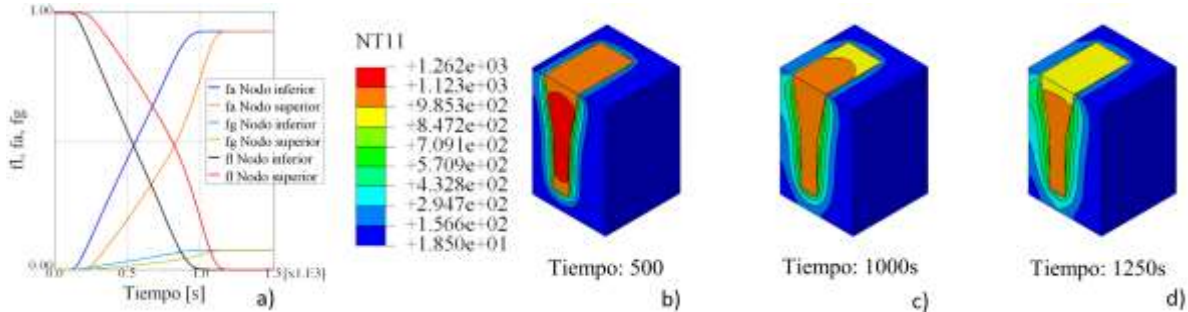


Figura 2.14 a) Fracciones de fases calculadas durante el enfriamiento en los centros del perfil "Y". Enfriamiento de la pieza simulada para b)  $t = 500$  [s], c)  $t = 1000$  [s] d)  $t = 1250$  [s] (Rodríguez, 2012)

En los mismos nodos se compararon las curvas de enfriamiento experimentales y simuladas, indicando que el cálculo térmico es suficientemente aproximado a la realidad, figura 2.15 (Rodríguez, 2012)

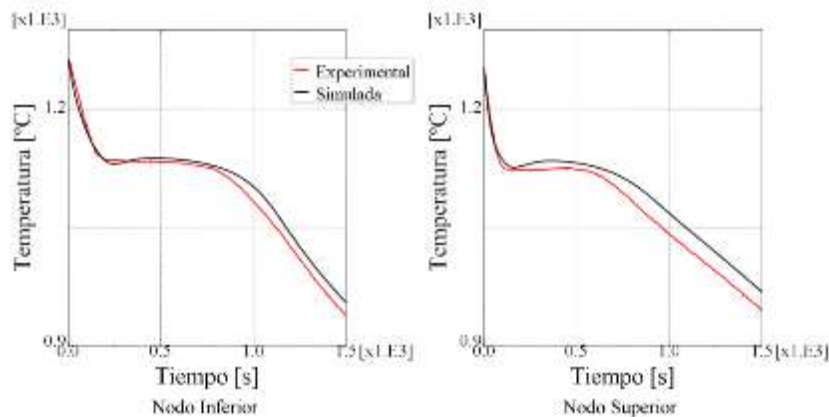


Figura 2.15 Curvas comparativas de enfriamiento entre simulación y prueba experimental (Rodríguez, 2012)

Los resultados comparados con las curvas de enfriamiento muestran que los subenfriamientos reales y los mostrados en la simulación tiene errores por debajo del 5%, la densidad de para los nódulos de grafito presenta un error comprendido entre 9.15% y 55.44%. Las distribuciones de densidades vs. diámetros de los nódulos de grafito comparada con la medición obtenida experimentalmente concuerdan en la zona y valor promedio de entre 24 y 30  $[\mu\text{m}]$ , mientras que la comparación de fracción de austenita muestra que todos los datos experimentales son mayores que los calculados, estos últimos presentan la misma densidad volumétrica en cualquier punto de medición, lo que en la pieza experimental no pasa.

El trabajo determina que el proceso usado se puede aplicar para otros cambios de fase adecuando las leyes de crecimiento y nucleación, así como que el acoplamiento de transferencia de calor con solidificación con enfoque metalúrgico predicen adecuadamente el tiempo de solidificación y calcula bien los modelos de nucleación definidos, así como las pendientes de las curvas de enfriamiento lo que denota que el foque de entalpía es impreciso para describir el cambio de fase, sin embargo se deben de ajustar más para



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



hacerlos coincidir con el fenómeno real considerando más efectos como los efectos microscópicos o cinética molecular o determinar constantes más precisas (Rodríguez, 2012).

De toda la revisión del estado del arte sobre manejo de metales fundidos, fluidos y cambios de fase en software se hace evidente que los códigos comerciales de propósito específico son los que tienen mejores resultados y con la mejor precisión por que han sido ajustados a las definiciones de todos los modelos y materiales que han sido precargados en las bases de datos disponibles, así como que también se ha de considerar que estos se derivan del trabajo desarrollado por grandes equipos orientados tanto al desarrollo de la programación como a la comprobación experimental de los resultados generados.

Los modelos de propósito general hasta ahora se han enfocado a un único conjunto de descripciones, es decir mecánicos o térmicos debido a la complejidad que se requiere para el acople de dichas ecuaciones en softwares no especializados.

Con base a lo revisado en este capítulo es seguro afirmar que el planteamiento para el uso de un software de simulación de propósito general mostrado en este trabajo busca resolver el acople de varias variables físicas y permite implementar cualquier modelo de comportamiento al material estudiado, lo que lo hace independiente de bases de datos comerciales por lo que evita gastos innecesarios y más flexible para el uso de modelos propuestos e incluso aplicable a la calibración de estos. Todo esto permitiéndolo hacer en una sola rutina de cálculo y obteniendo todos los resultados requeridos en una única salida del software.



## Capítulo 3. Metodología para el planteamiento del modelo térmico y de llenado

### 3.1 Planteamiento del uso del enfoque CEL

La simulación de la colada de aluminio que se presenta en este trabajo considera transferencia de calor, dinámica del fluido, efecto viscoso en la intercara, interacción fluido-sólido (FSI), esfuerzos y deformaciones en el molde. El análisis de estos comportamientos es únicamente durante el llenado y se deja para trabajos posteriores el análisis de cambio de fase.

En este trabajo se implementan dos modelos, uno puramente térmico para observar el cambio dimensional de la pieza ya solidificada durante el periodo de enfriamiento y comparar con las curvas de enfriamiento de referencia proporcionadas por el trabajo "Benchmark Testing the flow a solidification modeling of Al castings" (Sirrel, 1996). El segundo es un modelo de llenado donde interactúa el aluminio fundido y el molde de arena a las condiciones térmicas indicadas por el mismo trabajo para observar los perfiles de llenado y comparar la transferencia de calor entre ambos modelos y determinar la validez de usar un acople termo mecánico mediante el enfoque CEL.

El enfoque CEL se usa para el llenado por las ventajas que presenta para problemas de flujo de material, ya que la malla no deforma, los métodos de reconocimiento de superficie libre, distribución de material y cálculo de inercias independientes por desprendimiento de material están implícitos en el método de solución. Mientras que el enfoque puramente lagrangiano se usa para la fase de enfriamiento ya que permite una mejor definición de contacto y cálculo de contracción térmica por la buena resolución que presenta ante deformaciones menores a la distancia de 5 elementos de la malla definida.

### 3.2 Modelos Generales

El modelo de llenado consiste de dos piezas una para definir el molde y otra para definir la fundición, la primera es una pieza deformable lagrangiana y la segunda es un dominio euleriano que define todo el volumen donde puede existir el fluido.

El modelo térmico consta de dos piezas sólidas, la primera es la misma que define al molde en la simulación de llenado y la segunda es una pieza con la geometría exacta de la cavidad para definir la fundición ya solidificada y con esto calcular el estado de esfuerzos térmicos a lo largo del enfriamiento.

La idealización más importante es que las propiedades mecánicas del molde se dispusieron de tal forma que no presentara erosión ni deformación perceptible durante el cálculo ya que el ensayo patrón establece que el molde no presenta erosión durante el llenado y la pieza final presenta buena calidad geométrica y dimensional (Sirrel, 1996).



La segunda idealización es que el contacto para la transferencia térmica es perfecto o completamente ausente, en ningún modelo se consideran coeficientes para el contacto parcial.

### 3.3 Planteamiento general del problema de llenado y térmico

El modelo de llenado tiene por objetivo calcular el llenado de una cavidad estandarizada con aluminio fundido impulsado únicamente por gravedad para compararlos con los perfiles de superficie libre obtenidos experimentalmente. Los problemas a superar son que la cavidad presenta secciones muy pequeñas y la falta de resolución numérica para contener al fluido dentro de la geometría no se alcance, definir el contacto apropiadamente para obtener una convergencia adecuada en las variables térmicas y dinámicas del fluido.

El modelo de transferencia de calor busca obtener una simulación adecuada del proceso de enfriamiento de la pieza para observar el perfil térmico en la arena y la contracción de la pieza solidificada, el mayor problema a resolver es la correcta definición de coeficientes de transferencia para obtener el perfil de disipación térmica más adecuado.

Los resultados esperados son los perfiles de superficie libre durante el llenado, el campo de velocidades del aluminio fundido, distribución de volumen de la fundición para identificar zonas críticas en el diseño del molde, perfil térmico para visualizar las últimas zonas en solidificar y determinar un posible bloqueo durante el llenado, velocidad de enfriamiento del sólido.

#### 3.3.1 Geometrías usadas en la definición de ambos modelos

La geometría de la cavidad y molde fueron definidas mediante las medidas establecidas en el ensayo estandarizado (Sirrel, 1996) Figura figura 1.8, y son usadas para ambos modelos. La cavidad se usa para hacer un corte mediante operación booleana al molde y generar la cavidad que llenará el aluminio fundido dejando listo el molde para su uso en ambas simulaciones, además se usa como pieza sólida en el modelo termo-mecánico. Ambas piezas fueron definidas como deformables en tres dimensiones, el resultado se muestra en la Figura figura 3.1, las líneas en algunas secciones de las piezas son particiones generadas para lograr una malla adecuada, esto se discute en la sección 3.3.6.



### Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

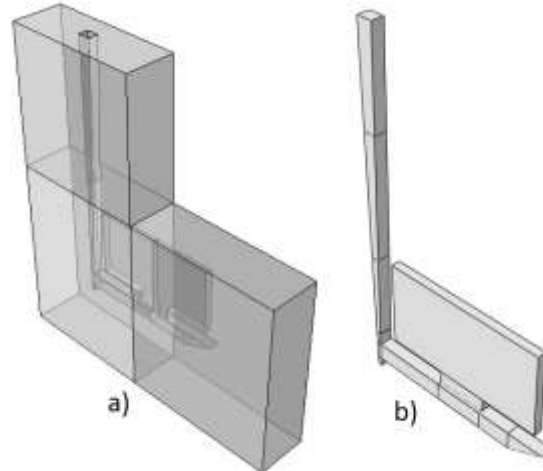


Figura 3.1 a) molde con cavidad creada usado en ambas simulaciones, b) cavidad usada para generar hacer el corte en el molde y simular la pieza sólida.

El dominio euleriano usado para definir a la fundición de aluminio fue creado para que contenga a toda la cavidad y se tenga la menor extensión posible para así limitar la cantidad de variables en el sistema y tener un volumen para simular el vertido de aluminio a la cavidad, el resultado usado en el software se muestra en la Figura 3.2, todas las dimensiones están en milímetros y las líneas nuevamente son particiones para lograr un malla ordenada con cantidad de elementos suficientes en determinadas zonas.

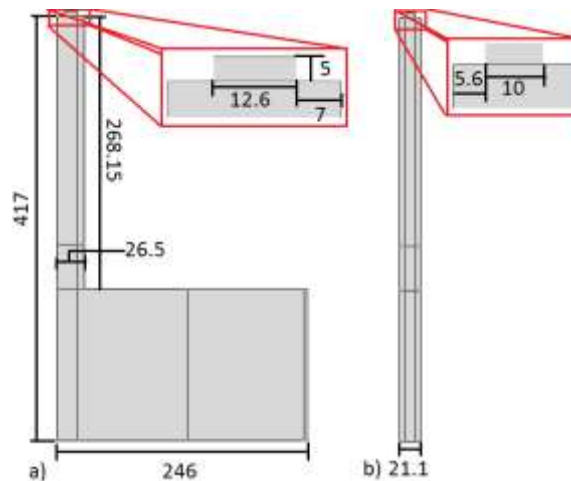


Figura 3.2 a) Vista frontal del dominio, b) Vista derecha del dominio, el acercamiento es la sección para inicializar al fluido

La geometría donde se asigna el material, que es el recuadro superior de ambas figuras se modifica para algunas condiciones de contacto, esto se detalla en la sección de resultados.





### 3.3.2 Ensamble

Con las geometrías ya definidas solo resta ubicarlas en el lugar correcto, en el caso del dominio euleriano las dimensiones presentadas en la sección anterior son tales que enmarcan a la cavidad del molde dejando libre 1 [mm] por lo que basta asignar una condición de cara coincidente con una separación de 1 [mm] en dos superficies paralelas, mientras que en el caso del modelo termo-mecánico solo basta aplicar una condición de punto coincidente para ajustar la pieza a la cavidad.

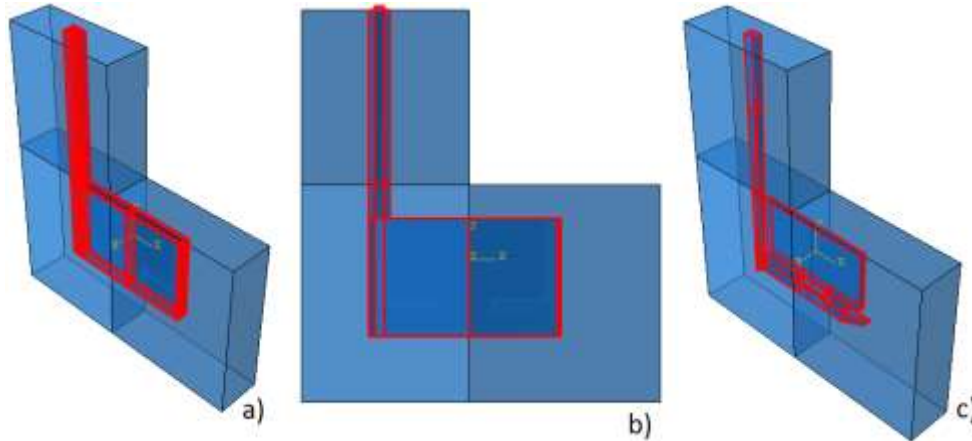


Figura 3.3 a) Vista isométrica del ensamblaje CEL, b) Vista frontal del CEL, se resalta en rojo el dominio euleriano y c) Vista isométrica del modelo termo-mecánico, se resalta en rojo la pieza sólida de aluminio que coincide exactamente con la cavidad del molde.

### 3.3.3 Definición del material

La definición de los materiales para ambos modelos debe contemplar el comportamiento térmico de cada uno en la fase adecuada, además de su comportamiento mecánico. Por lo que los modelos matemáticos aplicados son:

Ecuación de estado (EOS) para modelar el comportamiento del aluminio en estado fundido se usa el modelo de Mier-Grunëisen con linealización en la presión de Hugoniot, este modelo describe un comportamiento hidrodinámico que considera la resistencia volumétrica del material, determina el estado de presiones como función de la densidad y la energía interna, relaciona la velocidad de excitación del sistema y la velocidad local de las partículas, el uso de las tres variables del modelo permite describir comportamientos explosivos, de ignición y expansión. Y es posible resolverlo en conjunto con las ecuaciones de modelos plásticos como por ejemplo Mises, Johnson-Cook, Druker-Prager (Ahmadzadeh, 2014 y Saucedo, 2013).

$$\rho \frac{\partial E_m}{\partial t} \left[ \frac{N}{m^2 s} \right] = \left( (P - P_{bv}) \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + 2\mu \dot{\epsilon} : \dot{\epsilon} + \rho \dot{q} \right) \left[ \frac{N}{m^2 s} \right] \quad \text{Ecuación 3.1}$$

$$p = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1-s\eta)^2} \left( 1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 E_m \quad \text{Ecuación 3.2}$$

$$U_s = c_0 + sU_p \quad \text{Ecuación 3.3}$$



Donde  $P$  es el estado de presiones,  $P_{bv}$  es el estado de presiones debido a la viscosidad volumétrica (Bulk viscosity), para comportamiento viscosos  $S = 2\mu\dot{\epsilon}$  es el tensor desviador (comportamiento viscoso debido únicamente las direcciones cortantes),  $\dot{\epsilon}$  es el tensor desviador asociado a la deformación (deformaciones cortantes),  $\dot{\gamma} = 2\dot{\epsilon}$  velocidad de deformación ingenieril en direcciones cortantes,  $\dot{q}$  es el flujo de calor por unidad de masa,  $\rho_0$  es la densidad de referencia del material (estado sin solicitaciones),  $c_0$  es la velocidad de propagación del sonido de referencia en el medio (bulk speed of sound) y  $s = \frac{dU_s}{dU_p}$  es la pendiente de Hugoniot, que juntos definen una relación lineal entre la velocidad de impacto  $U_s$  y la velocidad de la partícula  $U_p$  ecuación 3.3,  $\Gamma_0$  es la constante de Grüneisen en el estado de referencia,  $\eta = 1 - \frac{\rho_0}{\rho}$  es la deformación compresiva volumétrica nominal (Ahmadzadeh, 2014 y Saucedo, 2013).

Los problemas térmicos están calculados mediante la ecuación de conducción de segunda ley Fourier, ecuación 1.22, al interior de cada dominio ya sea lagrangiano o euleriano, mientras que la transferencia entre ambos dominios se da por una función denominada "Gap\_Conductance, Pressure" que no es más que la primer ley de Fourier modificada ya que el coeficiente  $h$  de la Ecuación 1.20 se redefine como una constante de proporcionalidad en función de la presión que debe ser ingresada tabularmente como ya se mencionó en la Ecuación 2.2, figura 2.3, para el caso de ambos modelos se definió un valor constante en forma de una función pulso para que iniciara el cálculo de flujo de calor desde la primera interacción entre ambos dominios y se fijó una presión muy elevada como valor último para asegurar que dicho cálculo permaneciera a lo largo de toda la simulación (Simulia, 37.2.1,2014). Las propiedades definidas para la arena del molde y el aluminio ya sólido, se muestran en la tabla 3.1



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Tabla 3.1 Propiedades para el modelo termo-mecánico

Propiedad	Material			
	Arena Verde (Molde) (Rodríguez, 2012)		Aluminio puro	
<b>Conductividad [W/m<sup>2</sup>]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Powell, 1996))	0.548	22 [°C]	236	0[°C]
	0.548	100 [°C]	237	26.85 [°C]
	0.535	200 [°C]	240	76.85 [°C]
	0.511	300 [°C]	240	126.85 [°C]
	0.484	400 [°C]	237	226.85 [°C]
	0.452	500 [°C]	232	326.85 [°C]
	0.418	600 [°C]	226	426.85 [°C]
	0.386	700 [°C]	220	526.85 [°C]
			213	626.85 [°C]
			93	726.85 [°C]
<b>Densidad [kg/m<sup>3</sup>]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Totten, 2005))	1404		2700	
<b>Módulo de Young [Pa]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Totten, 2005))	210 e6		69 e9	
<b>Coefficiente de Poisson [mm/mm]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Totten, 2005))	0.33		0.33	
<b>Punto de cedencia [Pa]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Totten, 2005))	1.55 e6		95e6	
<b>Deformación en el punto de cedencia [mm]/[mm]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio(Totten, 2005))	0		0	
<b>Coefficiente de expansión térmica [°C<sup>-1</sup>]</b>	3e-6		2.64e-5	
<b>Calor específico [J/kg°C]</b> (para la arena (Rodríguez, 2012), para el aluminio (Buyco, 1970))	953	22[°C]	885.3344	0
	953	100[°C]	902.0704	25
	994	200[°C]	903.3256	26.85
	1035	300[°C]	929.6848	76.85
	1076	400[°C]	951.0232	126.85
	1117	500[°C]	971.1064	176.85
	1158	600[°C]	991.608	226.85
	1198	700[°C]	1012.9464	276.85
			1036.7952	326.85
			1062.3176	376.85
			1112.944	426.85
			1120.8936	476.85
			1153.9472	526.85
			1189.9296	576.85
			1227.1672	626.85
			<b>1255.2</b>	<b>660.05</b>
		<b>1176.9592</b>	<b>660.05</b>	
		1176.9592	676.85	
		1176.9592	726.85	
		1176.9592	826.85	



Los valores para el módulo de Young se anotaron arbitrariamente para obtener un comportamiento sin erosión tal y como se describe en el ensayo estandarizado (Sirrell, 1996). Los valores de calor específico resaltados son los asociados al cambio de fase, uno obtenido para la fase sólida y otro para la fase líquida.

Las propiedades definidas para el aluminio fundido son:

Tabla 3.2 Propiedades para el modelo de llenado

Propiedad	Valor	Temperatura [°C]
Conductividad [W/m <sup>2</sup> ] (Powell, 1996)	213	626.85
	93	726.85
Densidad fundido [kg/m <sup>3</sup> ] (Sirrell, 1996)	2385	
Ecuación de estado (EOS) (Gordeev, 2008)	c <sub>0</sub> = 5301 [m/s], s = 0 [1], Γ <sub>0</sub> = 0 [1]	
Calor específico [J/kg°C] (Buyco, 1970)	1176.9592	
Viscosidad dinámica [Pa s] (Sirrell, 1996)	0.0013	

### 3.3.4 Pasos definidos para el cálculo

El modelo planteado simula una colada por gravedad en tres dimensiones con acoplamiento térmico, por lo cual se requiere una capacidad de cálculo elevada y un tiempo de cómputo extenso. Para disminuir este requerimiento se definió un algoritmo de cálculo explícito que solo requiere condiciones iniciales para converger a una solución del sistema en función del tiempo sin necesidad de generar una matriz global del sistema y posteriormente calcular su inversa (Alameda, 2010).

Una ventaja de este tipo de algoritmo es la capacidad de incrementar la velocidad para simular una fracción de segundo y completar el proceso deseado, pero esto afecta todos los resultados que dependan de alguna energía del sistema (Figuroa, 2009), por lo que en este modelo no es posible aplicarlo, así como tampoco es posible usar el escalamiento de masa en ningún material que este asociado a una ecuación de estado.

Con base en este conocimiento se plantean los pasos para obtener resultados compatibles con los datos experimentales y aplicar de forma realista todas las condiciones de frontera, por lo que se definieron 25 pasos idénticos entre sí con duración de 0.1 [s] para obtener una resolución de 5e-3[s] y asegurar el cálculo de los perfiles reportados en el ensayo estandarizado y cubrir el tiempo esperado de llenado de 2.5 [s].

En el caso del modelo de termo-mecánico se siguió un método similar, ya que todas las condiciones de frontera son constantes definidas para la transferencia y la contracción térmica, para dicho cálculo se definieron 5 pasos iguales con duración de 60[s] para simular un enfriamiento de 300[s] y comparar con las curvas sugeridas en el ensayo estandarizado.



### 3.3.5 Condiciones de contacto

Las condiciones de contacto para ambos modelos son similares, ya que de hecho se intenta que los dos predigan correctamente la transferencia de calor y converjan a los datos reportados, las diferencias aparecen por la necesidad de forzar mayor control sobre la restricción y comportamiento del metal fundido durante el llenado.

El contacto se define mediante tres instrucciones básicas, estas se resumen en la tabla 3.1.

Tabla 3.1 Instrucciones de contacto aplicadas en ambos modelos

Instrucción	Llenado	Termo-mecánico
<b>Contacto general</b>	Aplica a todo el modelo	
<b>Coefficiente de convección</b>	Del tipo embebido con valor 10 [W/m <sup>2</sup> °C] con una temperatura de baño térmico de 21 [°C] definido de forma homogénea con aplicación numérica instantánea	
<b>Tipo de contacto</b>	Comportamiento mecánico usado: Frictionless, Penalty y Rough, cada uno presenta ventajas y variaciones aplicables a un análisis Conducción térmica usada: tipo función pulso definida de forma tabular con conductividad térmica 61.5 [W/m <sup>2</sup> °C] (Chakravarit, 2014) Disipación viscosa: se definió un valor de 0.3 [Ns/m] para obtener el mejor comportamiento del fluido	Comportamiento mecánico: sin fricción. Conducción térmica usada: tipo rampa con conductividad térmica 61.5 [W/m <sup>2</sup> °C] (Chakravarit, 2014) en contacto y 0 [W/m <sup>2</sup> °C] en separación de 1e-3 [mm]

### 3.3.6 Restricciones del sistema

El modelo de llenado cuenta con una sola carga que es la gravedad para así impulsar al fluido, el molde está limitado en todos los grados de libertad en la base inferior y al dominio euleriano se le aplicó la condición de velocidad cero en dirección normal a cada una de sus caras para evitar la pérdida de material y evitar problemas matemáticos en la solución de las ecuaciones de conservación.

El aluminio es inicializado como campo predefinido en una pequeña sección del dominio mostrada en la Figura 3.2 para así disminuir la cantidad de elementos eulerianos y aprovechar la ventaja de este tipo de elementos que están en una cara del dominio condición que mantienen bajo cualquier condición aplicada, por lo que al definir así este campo predefinido se obtiene un flujo infinito que se detiene al llenar la cavidad.

Las condiciones térmicas aplicadas son igualmente válidas para ambos modelos ya que solo difieren en el comportamiento cinemático simulado en cada uno, en el aluminio fue inicializado un campo predefinido de temperatura de 700 [°C] y en el molde uno de 21 [°C].

El modelo térmico se restringe en la misma forma que el modelo de llenado, así al lingote ya sólido de aluminio se le aplican las mismas cargas y la respuesta obtenida es debido únicamente al cambio térmico, así es posible hacer una comparativa entre ambos modelos



### 3.3.7 Mallado

La malla definida para el molde es idéntica en ambos casos, para lograr una malla homogénea se usaron particiones usando las caras 1 y 2 para obtener regiones regulares como se ve en la figura 3.4 a, los elementos usados en dichas regiones son del tipo explícitos de orden cuadrático de la familia acoplada temperatura-desplazamiento con forma tetraédrica con ajuste para suavizar la deformación "C3D10MT" con un tamaño global 14 [mm] aplicado con un algoritmo de mallado libre, bajo estas condiciones se obtienen 35958 elementos, el resultado se muestra en la figura 3.4 b y c.

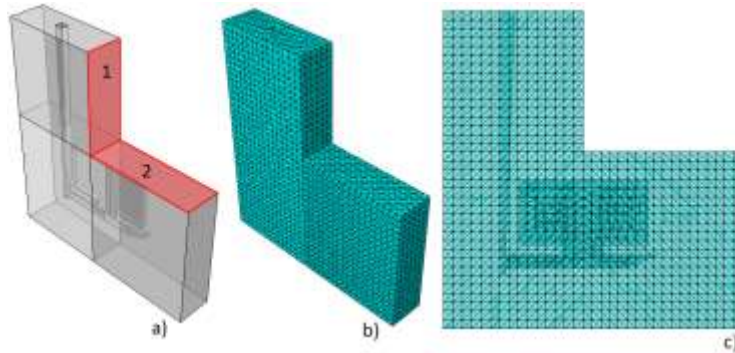


Figura 3.4 a) Muestra las caras usadas para las particiones aplicadas en la pieza y las regiones resultantes, b) malla resultante en vista isométrica, c) vista frontal de la malla obtenida.

La pieza sólida usada para generar la cavidad en el molde y que simula la pieza solidificada requirió varias particiones para lograr una malla con distribución homogénea, para lograrlo se usaron todas las superficies resaltadas, la proyección del vértice encerrado en el círculo y definición de un plano mediante la técnica de punto medio normal a una arista mostrado en el recuadro, los elementos usados son idénticos a los usados en el molde con un tamaño global de 10 [mm] aplicados con un algoritmo libre de mallado, todo esto da por resultado 4140 elementos.

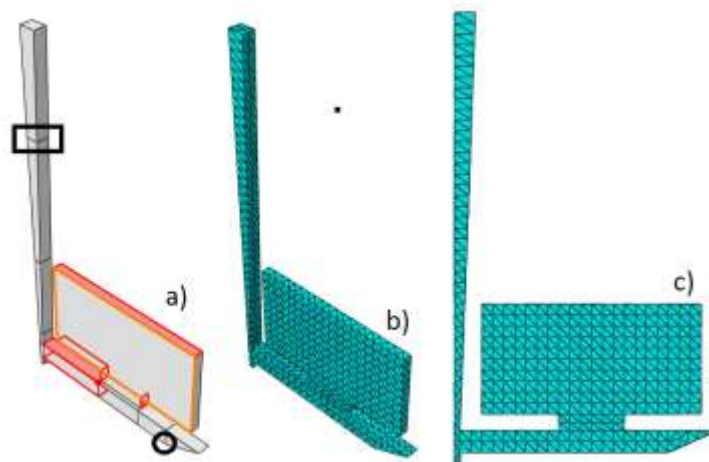


Figura 3.5 a) Superficies, vértice y plano usados para las particiones en la pieza original, b) malla resultante en vista isométrica y c) malla resultante en vista frontal.



Finalmente el mallado del dominio euleriano usado para el modelo de llenado requirió particiones generadas a partir de las caras verticales del área destinada a inicializar el aluminio como se muestra en la ampliación de la figura 3.6, además se hace una partición extra a la mitad de la sección rectangular mayor que se observa en la figura 3.6 a), los elementos aplicados a esta geometría para poder ser usada en el modelo de llenado son explícitos lineales de la familia euleriana acoplados térmicamente con forma hexaédrica “EC3D8RT” con un tamaño global de 2.5 [mm] aplicados con un algoritmo de mallado estructurado, el resultado de lo anterior se observa en vista isométrica en la figura 3.6 b).

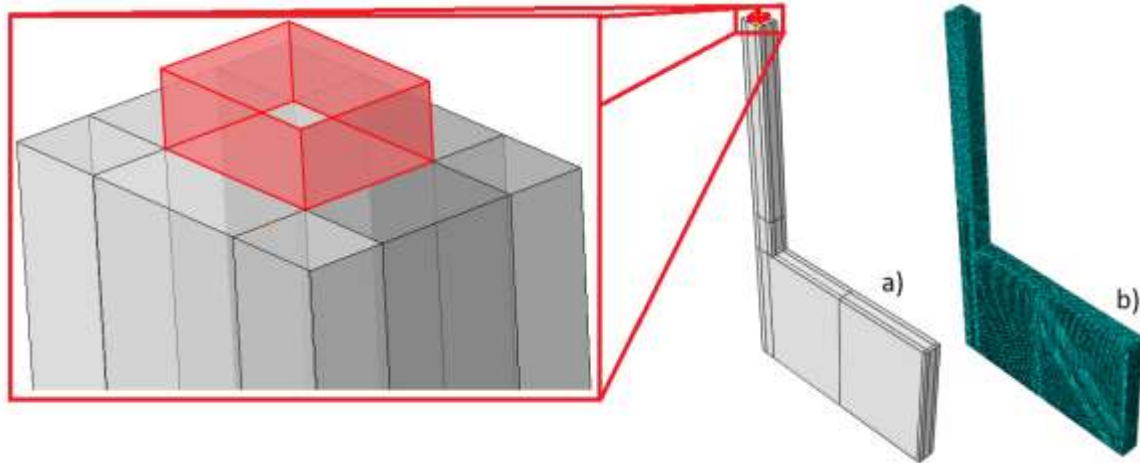


Figura3.6 a) Particiones usadas para lograr una malla adecuada para el llenado y b) malla resultante vista en isométrico.

La realización del modelo de llenado uso algunas variaciones de la malla para explorar el comportamiento del modelo y el rendimiento de este tipo de elementos para el análisis de un fluido interactuando con un sólido, esto se discutirá en la sección de resultados.



## Capítulo 4. Análisis de resultados

### 4.1 Presentación de resultados

Los resultados se exponen en diferentes etapas, la primera es referente a la calibración térmica del coeficiente de conducción obtenido en el modelo puramente térmico, explicando así porque el uso de dicha valor  $k$  de conducción en el modelo termo-mecánico.

La segunda se enfoca a las diversas variaciones hechas para lograr que el cálculo del flujo de material convergiera a resultados aproximados a los reportado en la literatura y en un tiempo de cómputo viable, las diversas opciones exploradas se basaron en la modificación del tamaño de malla, tipo de elemento usado y tipo de aproximación realizada para el cálculo, manteniendo así la definición de las propiedades de los materiales descritas en el capítulo 3 de metodología.

La tercera etapa está centrada en describir el efecto que el contacto general presenta al modificar el algoritmo de interacción entre el fluido y el sólido, considerando las dos condiciones críticas extremas que son contacto ideal sin fricción controlado únicamente por las propiedades viscosas definidas en el fluido y contacto “Rough” que simula la condición de no deslizamiento propio de un fluido viscoso.

La cuarta etapa consiste en presentar una comparación visual del comportamiento del fluido contra las radiografías obtenidas para el ensayo estándar explicado en el capítulo 1, esto se hace a lo largo del llenado de la cavidad principal para determinar si los perfiles en la superficie libre comunes aparecen dentro de la simulación.

Finalmente, la quinta etapa consiste en presentar el acople de los comportamientos térmicos y mecánicos tanto del fluido como del sólido.

### 4.2 Transferencia de calor

El modelo puramente térmico definido con dos cuerpos sólidos ensamblados y con las propiedades definidas en el capítulo 3, asignando un campo predefinido de temperatura de 700 [°C] y al molde uno de 21[°C] calculando la progresión a lo largo de 300 [s]. Se obtiene un intercambio de calor observable mediante la variación de la temperatura tanto del molde como del aluminio, así como un patrón de cambio de temperatura en las superficies que están en contacto entre los cuerpos.

En la figura figura 4.1 a) se usa la representación vectorial del flujo de calor para hacer evidente la dirección y la zona de mayor acumulación de vectores indicando así donde existe mayor transferencia de calor al interior del molde, ovalo en rojo, la cual es una zona esperada ya que en ese lugar existen tres áreas de transferencia de calor muy próximas entre sí. En la figura 4.1 b) se observa el perfil de transferencia de calor al interior del aluminio únicamente, para evitar la saturación de vectores, de este modo se tiene una distribución homogénea y comparable en magnitud con la presente en el molde ya que ambas visualizaciones en el flujo de calor se encuentran entre  $7.7e-9$  y  $10.6e-9$  [W/m<sup>2</sup>] para el primer instante de cálculo.





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

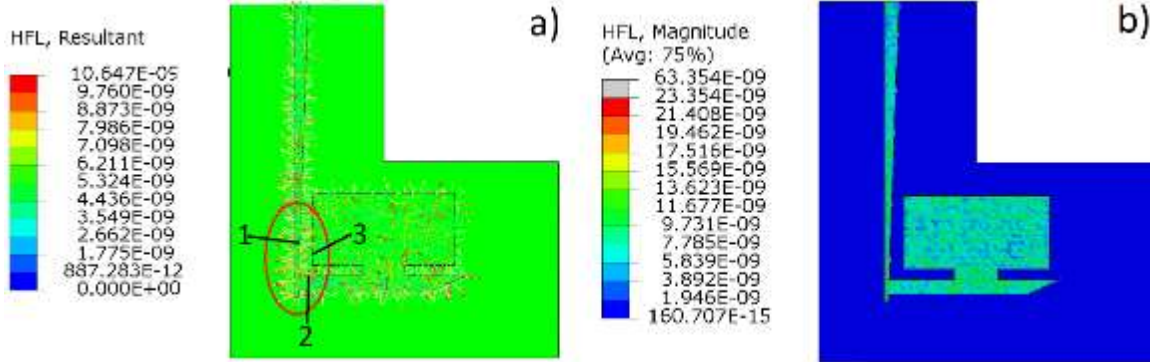


Figura 4.1 a) Transferencia de calor en  $[W/m^2]$ (descripción vectorial) para el molde y b) visualización escalar para el sólido (molde) cuando  $t = 0$  [s]

En  $t = 150$  [s] el valor de flujo de calor está distribuido de forma localizada a la salida del bebedero, que es la sección con menor sección transversal y donde ya se había observado la presencia de varios frentes de transferencia de calor y sus valor está comprendido entre 58 y 75  $[kW/m^2]$  como se observa en la figura 4.2 a), por otro lado en el perfil de transferencia para el sólido mostrado en la figura 4.1 b) la distribución dista mucho de ser homogénea y coincide con lo mostrado por la representación vectorial, para este instante el flujo de calor es mucho más elevado que al inicio, es decir se trasfiere energía de manera efectiva; aunque en las escalas el límite superior indica que en el metal hay un flujo prácticamente el doble del presente en la arena, está confinado a un punto al interior del sólido lo que indica que es transferencia de un punto caliente al interior del metal, al ver la distribución general se observa que este flujo de calor está comprendido entre 44 y 89  $[kW/m^2]$  que intersecta con el rango del perfil vectorial mostrando que la transferencia entre los dos cuerpos es aceptable.

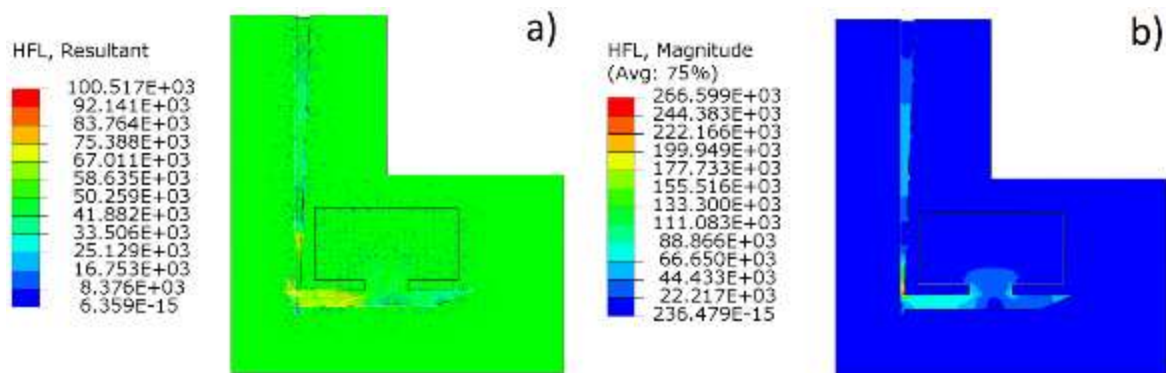


Figura 4.2 a) Transferencia de calor en  $[W/m^2]$  (descripción vectorial) para el molde y b) visualización escalar para el sólido cuando  $t = 150$  [s]

En las figura 4.3 a) y b) el comportamiento descrito prevalece en distribución y disminuye en magnitud sobre el sólido, tal y como se esperaba al presentar menor temperatura. Esto se ve reflejado en el punto caliente en el sólido, que presenta una visualización de transferencia mayor indicando que la energía está distribuida en más volumen mientras los vectores conservan su magnitud.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

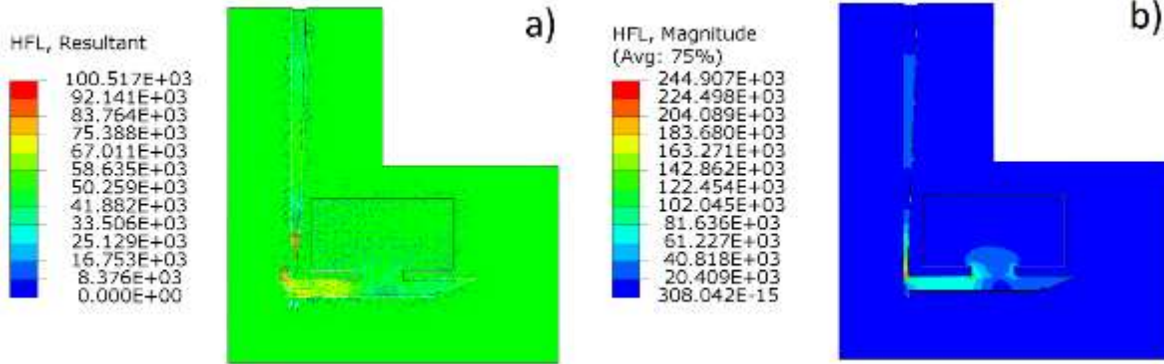


Figura 4.3 a) Transferencia de calor en  $[W/m^2]$  (vectorial) para el molde y b) visualización escalar para el sólido cuando  $t = 300 [s]$

### 4.2.1 Temperatura

Los resultados de temperatura son calculados en el sólido y en el molde de manera simultánea y se analizan de forma separada para observar los perfiles en cada uno de los cuerpos, esto debido a la diferencia de escalas aplicables a cada uno.

En la observación del periodo de enfriamiento para  $t = 0[s]$  no se obtiene más que la visualización de los campos predefinidos de  $700$  y  $21 [^{\circ}C]$  respectivamente mostrados en rojo y en azul y no aporta información adicional. En la visualización para  $t = 3 [s]$  se observa una distribución inicial de temperatura con variaciones hasta de  $29 [^{\circ}C]$  con una progresión suave y localizando las temperaturas más bajas en la zona donde mayor transferencia de calor y por consecuencia el primer enfriamiento fue apreciada durante su análisis, esta zona es el final del bebedero, así como en los vértices, dejando al centro la mayor temperatura y en la última sección de vaciado, figura 4.4 a), mientras que para el molde por tratarse de arena la distribución es mucho más homogénea y localizada mostrando un incremento general de aproximadamente  $38 [^{\circ}C]$  que es coincidente con la disminución del sólido ya que el aluminio enfrió de  $700 [^{\circ}C]$  a  $671 [^{\circ}C]$  en su punto más bajo y la arena subió su temperatura de  $21 [^{\circ}C]$  a  $58 [^{\circ}C]$ , figura 4.4 b).

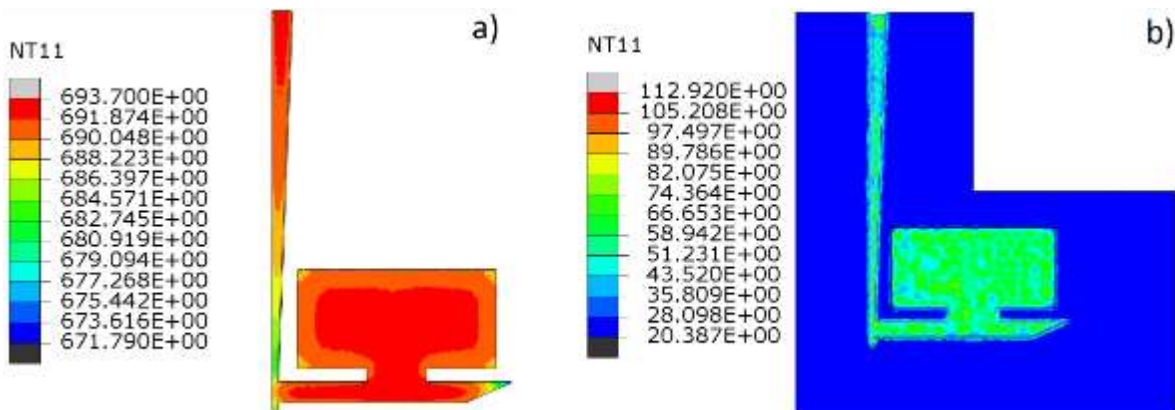
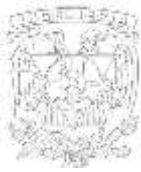


Figura 4.4 Perfil de temperatura en  $[^{\circ}C]$  para  $t = 3[s]$  a) aluminio sólido, b) molde



Al seguir el enfriamiento mediante visualizaciones de temperatura para cuando  $t = 15[s]$ , figura 4.5 a), en el sólido se pueden diferenciar 5 zonas de temperatura en el bebedero indicando que se enfría de abajo hacia arriba, dado que el metal de la parte baja sigue proveyendo calor a la sección superior expuesta a la atmosfera donde no hay intercambio de calor cuerpo a cuerpo, tres en la cavidad principal localizando la más fría en el perímetro en contacto con el molde y calentándose hacia el centro que es la parte más aislada del sólido y seis en el corredor de alimentación debido a que aparecen dos superficies de transferencia muy cercanas entre sí como se muestra en las secciones 1 y 2 de la figura 4.5 a), además el perfil de temperatura va aumentando hacia la puerta de entrada del molde que es donde el sólido presenta la mayor temperatura, ocurriendo lo mismo del lado del final del bebedero, también el perfil es consistente con el visualizado en la figura 4.4 a). Al observar el molde la distribución térmica homogénea sigue presente, pero incremento su valor, así como también se comienzan a ver dichos efectos al interior de la arena como se muestra en la figura 4.5 b).

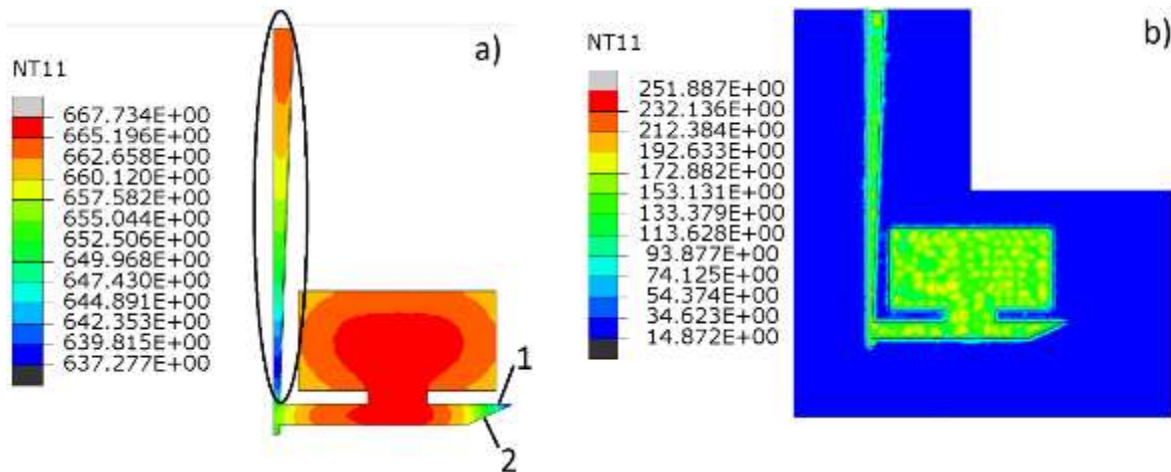


Figura 4.5 Perfil de temperatura en  $[^{\circ}C]$  para  $t = 15[s]$  a) aluminio sólido, b) molde

En una visualización con un intervalo mayor para cuando  $t = 150 [s]$  la tendencia de enfriamiento es consistente con lo mostrado en la figura 4.4 y 4.5, para este instante en la figura 4.6 a) se muestra la cavidad principal donde se observa un perfil homogéneo porque la variación de temperatura en toda esa sección es tan solo de 5 grados y las secciones del canal de alimentación muestran un enfriamiento simétrico respecto a la puerta de entrada a la cavidad principal indicando que el enfriamiento ocurre hacia el centro de la pieza del mismo modo el bebedero sigue igual, lo cual corresponde a un comportamiento esperado

Para el molde, figura 4.6 b) la propagación de temperatura al interior de la arena es más evidente que en visualizaciones anteriores, sin embargo, sigue siendo de corto alcance ya que las únicas zonas donde ha aumentado la temperatura visiblemente a una distancia de más de algunos milímetros es en las marcadas en óvalos rojos, esas zonas coinciden en la presencia de dos masas de alta temperatura cercanas entre sí, que es la cavidad principal y el corredor de alimentación, así como en el espacio entre el bebedero y la cavidad principal y de forma más homogénea y con la temperatura más elevada al interior de la arena, en la intersección de los dos óvalos que es donde



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



el bebedero, cavidad principal y corredor están en intercambio térmico con la misma masa de arena. Lo anterior indica que la convergencia numérica para la temperatura es adecuada.

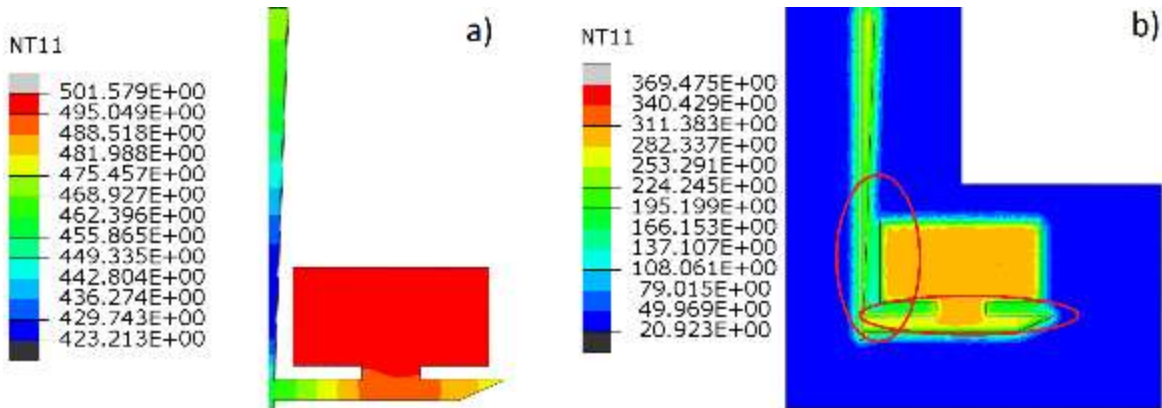


Figura 4.6 Perfil de temperatura en [°C] para  $t = 150$  [s] a) aluminio sólido, b) molde

El cambio en la temperatura para cuando  $t = 300$  [s] es consistente con los perfiles anteriores, en la cavidad principal se presenta la mayor temperatura comprendida entre 396 y 403 [°C], lo mismo ocurre en el corredor de alimentación que muestra la mayor temperatura justo debajo de la cavidad principal y una disminución progresiva hacia los extremos, aunque para este instante ya no se observa la simetría de enfriamiento en el corredor, influenciada por la rápida disminución de temperatura en la sección más angosta del bebedero, como también en esta sección se aprecian varias secciones de perfil de temperatura representando aproximadamente 5 [°C] de diferencia lo que indica que la temperatura varía gradualmente como se supone se ha modelado el comportamiento, figura 4.7 a).

Marcado con un ovalo en la figura 4.7 b), se muestra la mayor temperatura al interior de la arena que coincide donde se encuentra la temperatura menor del metal, mostrando consistencia el balance de energía incluido en el modelo. Además, se observa que la temperatura ha aumentado a mayor distancia desde la cavidad al interior del molde, así como su homogenización en el espacio entre el bebedero y la cavidad principal formado perfiles curvos, figura 4.7 b), como los esperados en una propagación radial típica en fenómenos térmicos; en la superficie de mayor área en contacto con el sólido se muestra una distribución elevada de temperatura con disminución hacia el perímetro debido a la separación entre los dos cuerpos causada por contracción térmica.

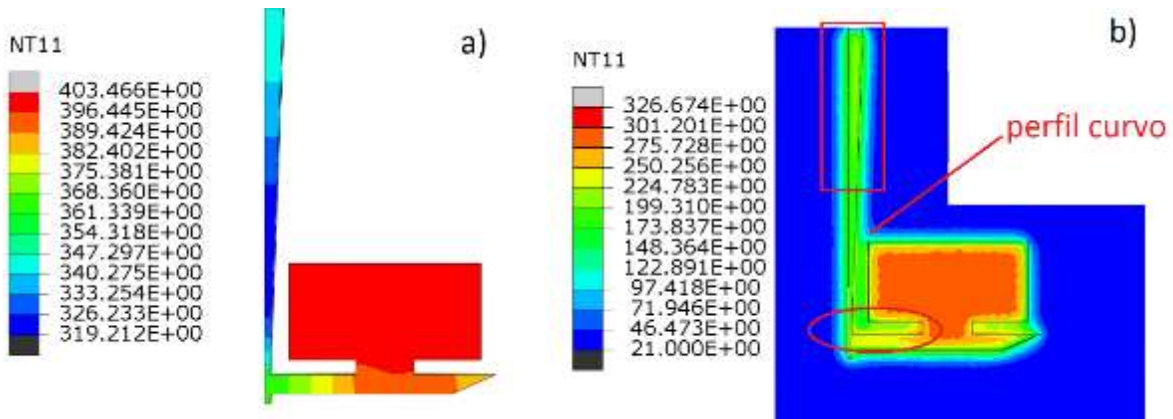


Figura 4.7 Perfil de temperatura en [°C] para  $t = 300$  [s] a) aluminio sólido, b) molde



#### 4.2.2 Comparativa de las curvas de enfriamiento

Durante la realización del ensayo estandarizado (Sirrell, 1996) se presentaron curvas de enfriamiento mostradas en la figura 4.8, medidas en determinadas posiciones con el fin de establecer el comportamiento base para comparar contra las simulaciones, códigos, rutinas de cálculo o softwares propuestos para la validación en su aplicación al estudio del proceso de colada. En el ensayo reportado las curvas corresponden a dos ensayos representativos que se muestran en la figura 4.8 a) y b), dichas mediciones fueron realizadas en los puntos indicados con cruces y letras (A - G) de la figura 1.8 en la sección 1.7 “Ensayo patrón para validación del análisis computacional del proceso de colada por gravedad”, los dos grupos de curvas reportadas por los investigadores establecen que la repetibilidad del proceso de colada es baja.

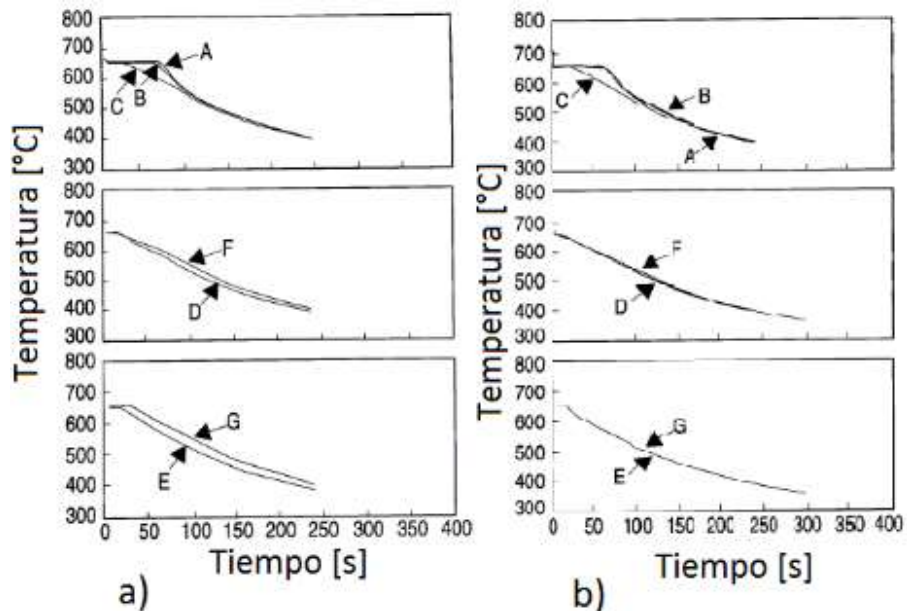


Figura 4.8 Curvas de enfriamiento reportadas por ensayo estandarizado, a) ensayo inicial y b) curvas promedio representativas (Sirrell, 1996).

Mientras que la simulación realizada en este trabajo solo entrega un grupo de curvas térmicas ya que el planteamiento actual omite varios comportamientos termodinámicos en el sólido que contribuyan en el proceso aleatorio del proceso. Estas curvas medidas en las mismas posiciones que indica el experimento reportado en la literatura (Sirrell, 1996) presentan un enfriamiento desde 700 a 400 [°C], lo cual es compatible con la medición experimental, también es observable que la curva de enfriamiento en la figura 4.9 a) no es lineal indicando que la transferencia de calor disminuye más que como lo hace la temperatura, esto se hace más evidente al comparar la forma de las curvas E y G entre la figura 4.8 b inferior y la figura 4.9 c). Por otro lado, la separación entre las curvas reportadas de cada sensor y punto de medición es casi imperceptible en ambos casos ya que se está midiendo en la misma posición vertical y en posiciones simétricas.



### Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

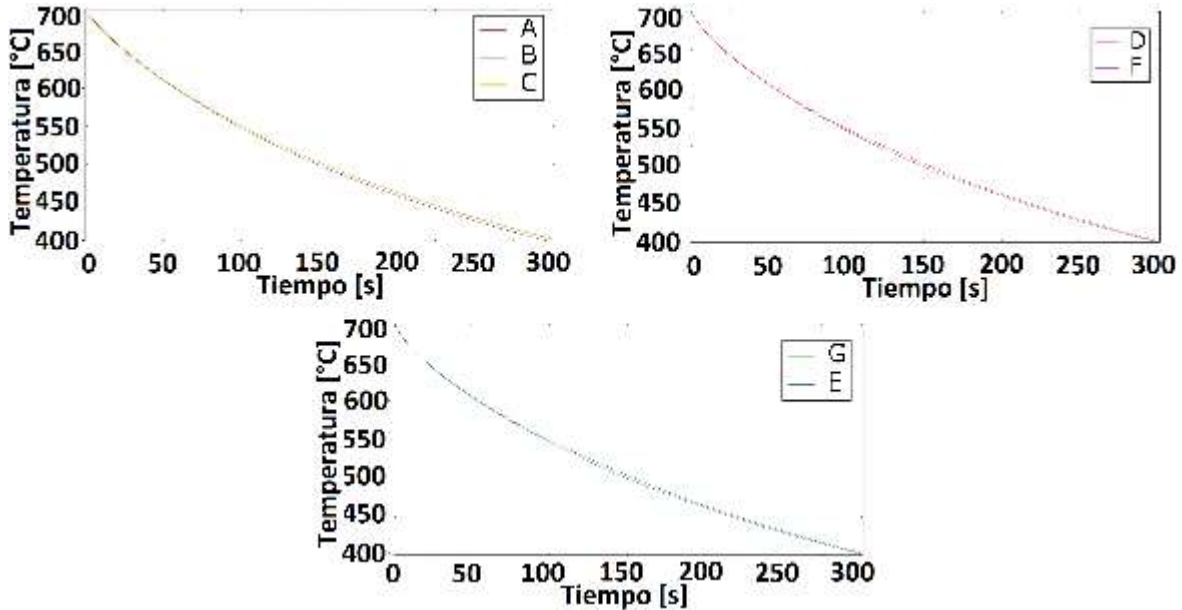


Figura 4.9 Curvas de enfriamiento obtenidas en los puntos indicados por el ensayo estandarizado, a) Curvas A, B y C, b) Curvas D y F, c) Curvas E y G.

Al comparar el grupo A, B, C de la simulación reportado en la figura 4.10 b) contra el mismo grupo de la medición experimental reportada en la figura 4.10 a) se observó un cambio evidente en las curvas A y B a una temperatura aproximadamente de 650 [°C], ya que no aparece la meseta inicial en la simulación, esta temperatura coincide con la temperatura de cambio de fase 660 [°C] y como el compartimento de nucleación y formación microestructural no está contemplado en este modelo se explica así la ausencia de esa meseta en las curvas obtenidas de la simulación.

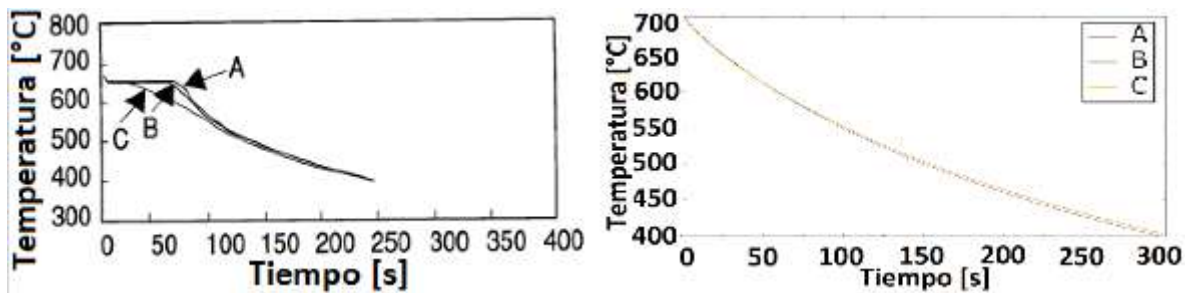


Figura 4.10 a) Grupo central de mediciones del ensayo experimental (Sirrell, 1996), b) Grupo de mediciones centrales obtenidos de la simulación.

De las gráficas anteriores parece que el bloque completo de la cavidad interior está bajando su temperatura de manera homogénea, y parece coincidir con las mediciones reportadas, sin embargo, esto se debe a la escala usada para presentar las gráficas. Para determinar esto se presenta una visualización en la figura 4.11 a) mostrando una distribución de temperatura con escala ajustada para observar solo variaciones en un rango de 5 [°C] desde el valor con mayor de temperatura de 404 [°C] a uno menor de 398 [°C] de esta forma es posible observar bandas de diferentes temperaturas concentrando la de mayor temperatura al centro, arriba ligeramente inclinado a la derecha, y enfriándose gradualmente hacia la puerta de entrada. En la figura 4.11 b) se muestra la transferencia de calor que al ser comprada con el perfil de temperatura se concluye que la zona donde se presenta la mayor temperatura tiene la menor transferencia debido a que las zonas



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



circundantes están aproximadamente a la misma temperatura, al observar un punto alejado de esa zona la transferencia aumenta porque el gradiente de temperatura es mayor, principalmente a la capacidad de conducción del aluminio. En la figura 4.11 c) el molde presenta una distribución de temperatura más homogénea respecto a lo visto en aluminio confirmando que el comportamiento aislante de la arena fue correctamente definido en el modelo, mientras que en la figura 4.11 d) la transferencia desde la cavidad se observa como homogénea en distribución y magnitud, ya que las zonas de mayor transferencia coinciden en el aluminio y el molde, estas zonas resaltan con un rectángulo y un ovalo en rojo.

Aunque en el molde aparecen zonas con el mismo nivel de transferencia no coinciden con las de mayor nivel en el aluminio como en el canal de llenado, porque son resultado del calentamiento de la arena, en la figura 4.11 c) se señalan con dos óvalos zonas de mayor temperatura en el molde y que están alrededor de 327 [°C] que es mayor a lo que presenta la arena abajo del canal de llenado que es de aproximadamente 173 [°C] como se ve en la figura 4.11 c). La transferencia se da preferencialmente en dirección mostrada en la figura 4.11 d) resaltada en un ovalo debido a la baja temperatura en la arena, alcanzado un nivel más alto a que si solo existiera una superficie de intercambio como en la esquina superior derecha de la cavidad principal que solo interactúa con un punto caliente y uno frío.

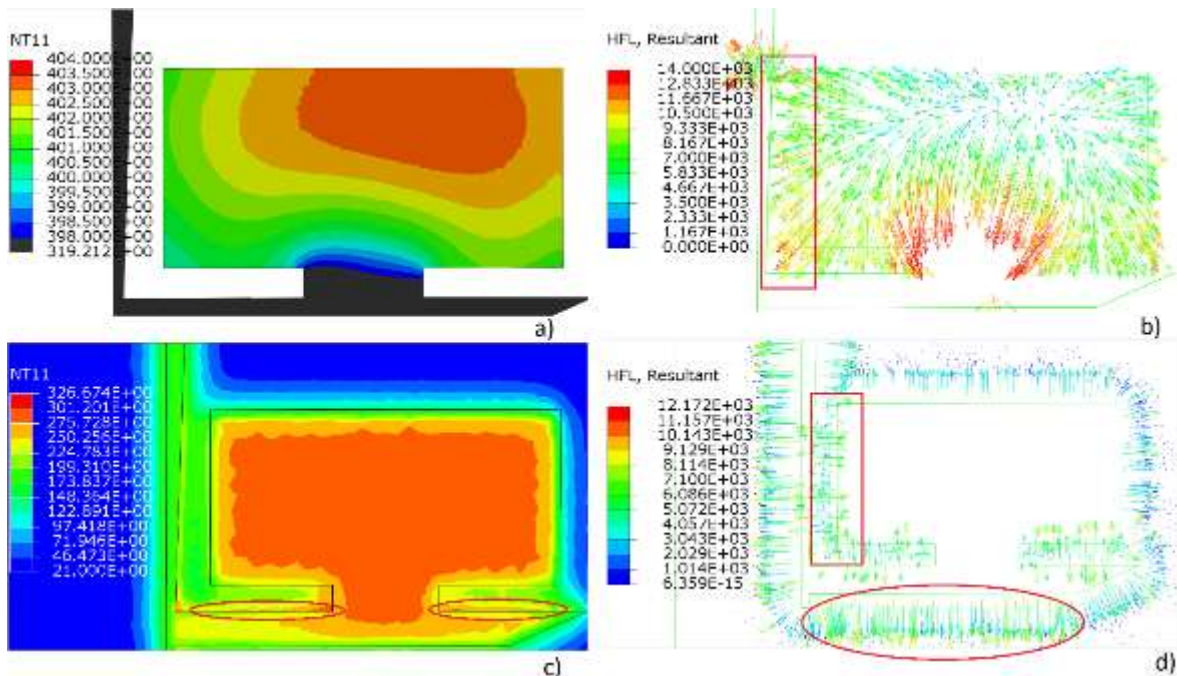


Figura 4.11 Distribuciones de temperatura en [°C] y flujo de calor en [W/m<sup>2</sup>] en t = 300 [S], a) Distribución de temperatura en el molde, b) transferencia de calor en el sólido, c) perfil de temperatura en el molde y d) transferencia de calor desde la cavidad hacia el molde.

### 4.2.3 Análisis de la contracción térmica

Durante el cálculo del modelo térmico se consideró la contracción térmica lineal de ambos materiales, lo que permite obtener resultados de esfuerzo, deformación y desplazamiento del sólido causado por el enfriamiento, y estos a su vez serán usados para determinar su posible aplicación en la predicción de zonas críticas en el proceso de fundición, tales como zonas de elevados esfuerzos, deformación inaceptable en el sólido y desplazamientos no deseados.



Los esfuerzos en el molde son debidos al cambio térmico y a la contracción asociada, así como al cambio geométrico calculado para el sólido, pero se omite el esfuerzo producido por la fricción entre los cuerpos debido a que el contacto se ha definido sin fricción, por lo que los resultados serán menores a lo que se presentan en un ensayo real. Las mismas condiciones son aplicadas al cálculo de los esfuerzos en el sólido debido a que fueron realizados simultáneamente.

Durante todo el enfriamiento el molde y el sólido presentan diferentes estados de esfuerzos que aumentan al disminuir la temperatura, pero no cambian su distribución. Para un enfriamiento de 3 [s] mostrado en la figura 4.12 se observa el máximo nivel de esfuerzos en los vértices del final del bebedero y la puerta de entrada a la cavidad principal que son los mismos vértices observados en la figura 4.1.

Además, ese mismo vértice en el sólido muestra el nivel más alto de esfuerzo, figura 4.12 b) lo que hace suponer que las superficies asociadas están interactuando entre ambos cuerpos ejerciendo presión debido a la deformación térmica.

Para el mismo instante existen dos zonas coincidentes con un nivel de esfuerzo considerable ubicadas en los vértices inferiores de la entrada a la cavidad principal, así como en la zona inferior del canal de alimentación, que presenta esfuerzos de tracción en la parte inferior y compresión en la parte superior debido a como están actuando las cargas en los vértices, lo anterior es mostrado en la figura 4.12 c).

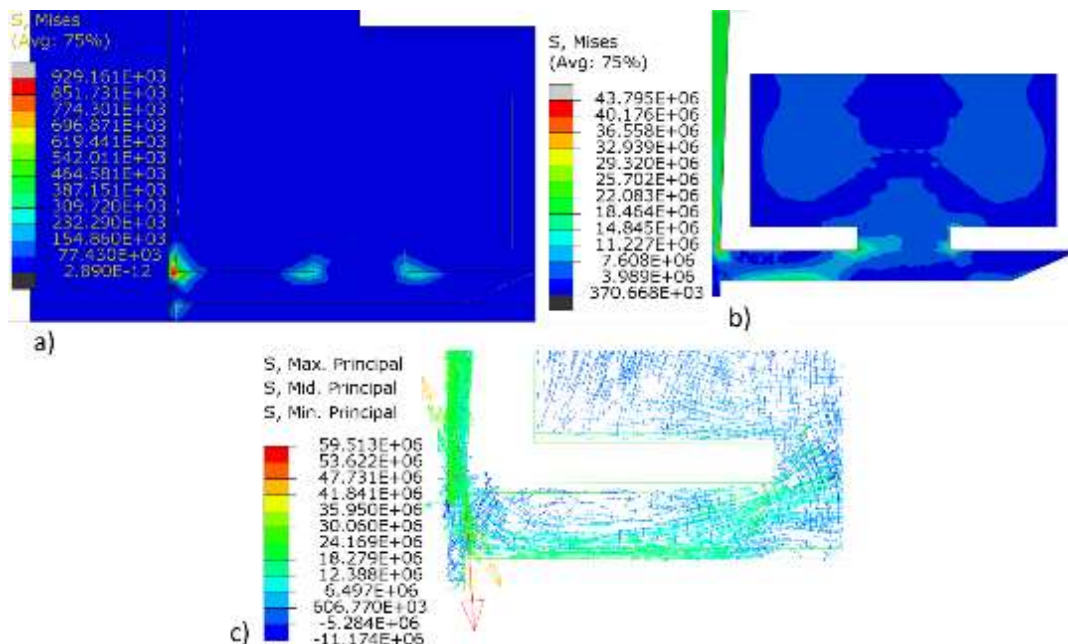


Figura 4.12 Distribución de esfuerzos en [Pa] para  $t = 3$  [s], a) Molde, b) Sólido y c) Distribución vectorial de esfuerzos principales en el sólido en [Pa]





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



En un tiempo mayor como se muestra en la figura 4.13 la distribución de esfuerzo aumenta y cambia su ubicación afectando mayor área, solo dos de las zonas donde se presenta el mayor nivel de esfuerzos permanece, éstas son el vértice al final del bebedero y el vértice izquierdo inferior del canal de colada. El nivel de esfuerzo mostrado en la figura 4.13 a) corresponde al molde y muestra un incremento de 929 [kPa] a 2.7 [MPa] aproximadamente, así como también afecta áreas circundantes que se muestran en la figura 4.13 b) siendo esta la zona de mayor esfuerzo en la parte baja del canal de alimentación que se desplazó hacia el centro, es decir hacia la zona donde el esfuerzo en el sólido es mayor y también el efecto circundante es visible al aparecer zonas con esfuerzos distribuidos en toda la cavidad principal.

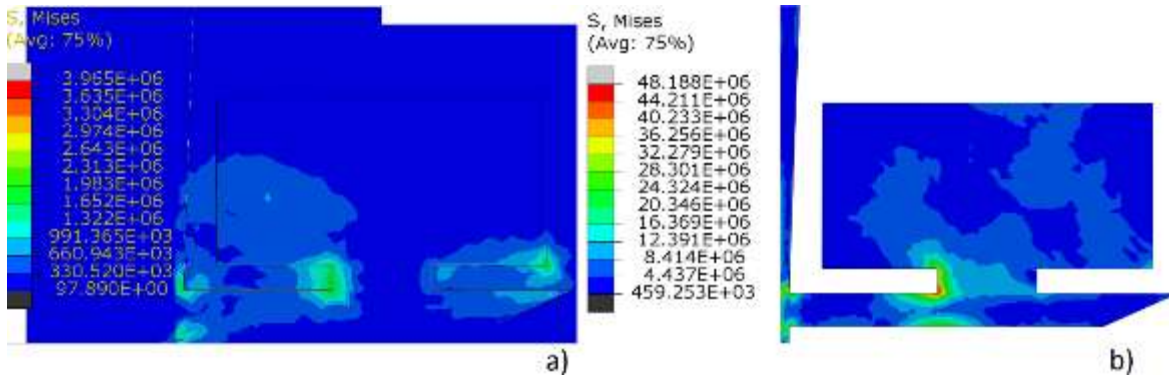


Figura 4.13 Distribución de esfuerzos en [Pa] obtenida para  $t = 42$  [s] a) Molde y b) Sólido

En tiempos posteriores el perfil de esfuerzos no cambia en cuanto a distribución, las zonas afectadas siguen siendo las mismas pero el nivel aumenta durante el enfriamiento debido a la contracción térmica. Para el molde el nivel de esfuerzo en las zonas de interés cambia de 4.3 [MPa] a 17.3 [MPa], esto se muestra desde la figura 4.14 a) hasta la c). Mientras que para el sólido el cambio ocurre desde 39 [MPa] a 84 [MPa], mostrando el cambio desde la figura 4.14 d) hasta la f).

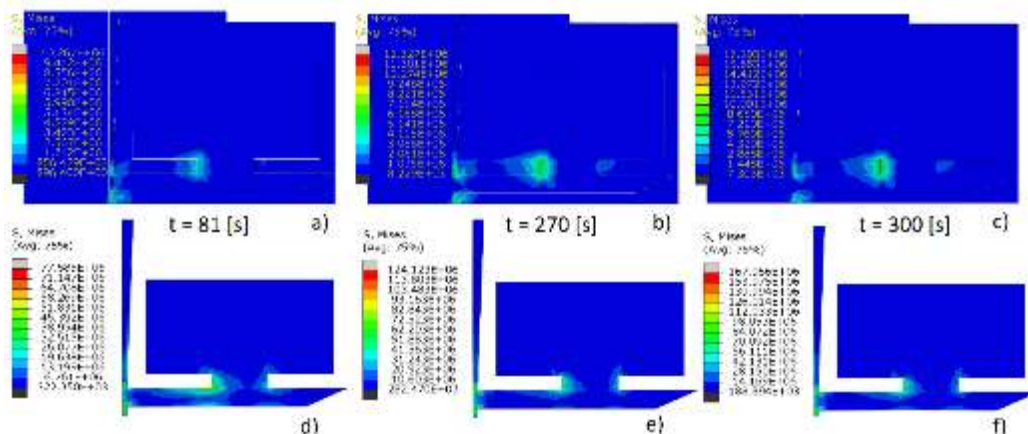


Figura 4.15 Renglón superior corresponde a estados de esfuerzo en [Pa] para el molde y el renglón inferior corresponde al sólido, a) Molde para  $t = 81$  [s], b) Molde para  $t = 270$  [s], c) Molde para  $t = 300$  [s], d) Aluminio para  $t = 81$  [s], e) Aluminio para  $t = 270$  [s], f) Aluminio para  $t = 300$  [s].

De esos cambios se puede inferir que la mayor sollicitación está siendo absorbida por el metal, ya que éste es el que presenta el mayor coeficiente de contracción térmica  $2.64 \times 10^{-5}$  contra  $3 \times 10^{-6}$  de la arena, de este modo presenta desplazamientos mayores que los de la arena al interior y en contra del molde por su expansión, generando así un nivel más elevado de esfuerzos.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Al observar la deformación de los dos cuerpos en conjunto se observa que en todo momento el molde está en expansión y el aluminio esta en contracción lo que apoya la idea de que el molde aporta carga al sólido y por ello aumenta el nivel de esfuerzo en determinadas zonas. En la figura 4.15 a) se visualiza el instante  $t = 3$  [s] que muestra la parte superior del bebedero, en gran parte del área de la cavidad principal y en zonas del canal de alimentación aparece contracción denotado por los óvalos, mientras que las demás regiones están en un estado de expansión.

En la figura 4.15b) se muestra el instante  $t = 150$  [s] donde se observa una región en el molde donde la expansión es importante y coincide con la zona donde los esfuerzos tienen el mayor nivel en el sólido, mientras que la expansión del molde varía desde  $9e-3$  [mm/mm] hasta  $15e-3$  [mm/mm], en el sólido se observa un valor promedio de contracción generalizado de aproximadamente  $7e-3$  [mm] mostrando que el sólido se ha encogido ejerciendo presión sobre el área entre el bebedero y la cavidad principal.

Al final del enfriamiento calculado para  $t = 300$  [s] representado en la figura 4.15 c) donde las zonas con mayor deformación se ven como han incrementado su valor hasta  $28e-3$  [mm/mm] y muestran una contracción generalizada de aproximadamente  $10e-3$  [mm/mm], lo que sugiere que el aluminio mantuvo aproximadamente su forma hasta el final del enfriamiento y así como la arena, pero que en regiones donde presentó el mayor cambio térmico también apareció la mayor expansión lo cual es congruente con todo los datos anteriores.

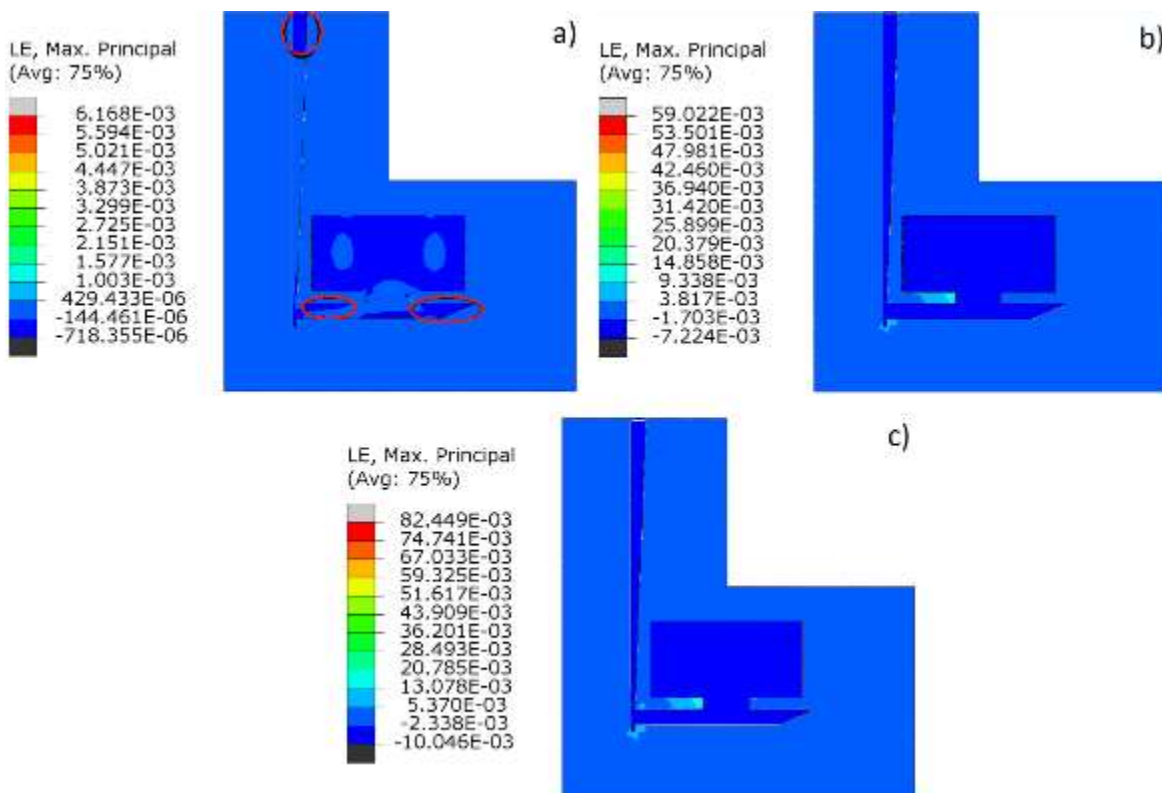
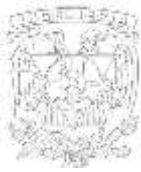


Figura 4.15 Visualización de deformación logarítmica en molde y sólido, a)  $t = 3$  [s], b)  $150$  [s] y c)  $300$ [s]



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Al observar la deformación por etapas en cada uno de los cuerpos individualmente permite visualizar varios puntos críticos que no es posible hacer en la visualización anterior ya que se tenían simultáneamente estados de expansión y contracción, por lo que la escala no lo representaba adecuadamente.

En el aluminio al estar en contracción la escala debe de interpretarse al contrario de lo que se acostumbra para otro tipo de variables, es decir en este caso los niveles más altos están representados por el color azul y disminuyen hacia el rojo.

En la figura 4.16 a) se muestra al aluminio sólido en un estado donde se aprecia que todo el cuerpo está en contracción como ya se había observado en la figura 4.15, sin embargo, en esta representación es posible notar donde comienza la mayor contracción, que es coincidente a las zonas donde comienza a bajar la temperatura y los esfuerzos son elevados, así como es visible el perfil de contracción en el bebedero indicando que en la zona media es mayor que la superior, coincidiendo de nuevo con el perfil térmico observado para  $t = 3$  [s], iniciando desde los extremos hacia el centro.

En la visualización de la figura 4.16 b) el enfriamiento del sólido se presenta para  $t = 150$  [s] momento en el cual se hace mucho más notorio el patrón de contracción, éste comienza en la periferia que es la parte central del bebedero y los laterales del canal de alimentación hacia una región central inclinada a la derecha (región amarilla). La región con más contracción es la central en el bebedero (región azul), ya que además de la carga térmica la gravedad empuja esa sección aumentando así la deformación.

Para el final del enfriamiento mostrado en la figura 4.16 c) la contracción menor ha ocurrido en la cavidad principal y en los laterales de la puerta de entrada que es donde la temperatura descendió menos y de hecho se requiere mantener la integridad geométrica, la mayor contracción sucedió en la parte central del bebedero debido las condiciones geométricas ya que tiene la menor sección transversal y a las condiciones térmicas porque esa es una de las de mayor transferencia de calor a lo largo de todo el cálculo.

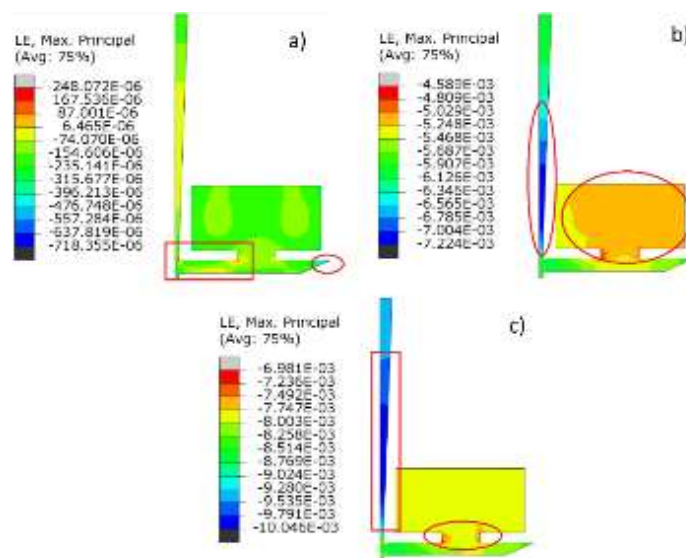


Figura 4.16 Deformación logarítmica en el aluminio sólido, a)  $t = 3$  [s], b)  $t = 150$  [s] y c)  $t = 300$  [s]



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



La deformación logarítmica en el molde esta confinada a regiones mucho más pequeñas que las observadas en el aluminio, éstas se limitan a la periferia de la cavidad principal y para algunos instantes son casi puntuales, por otro lado, como el molde se está calentando en todo momento en éste se presentó expansión, a excepción del primer cálculo en el cual indica una contracción muy pequeña debido al peso del sistema, pero se vuelve irrelevante para instante posteriores.

En la figura 4.17 a) se presentan las zonas con deformación en el molde que son al final del bebedero y en los laterales de la puerta de entrada que son las zonas de interacción detectados mediante la visualización de esfuerzos, para cuando  $t = 3$  [s] la única zona afectada sensiblemente es el final del bebedero que es la zona de mayor transferencia de calor con un vértice contra el cual ejerce una carga el sólido al enfriarse, a diferencia del final del canal de alimentación que también presenta un vértice y dos frentes de transferencia de calor el metal contrae alejándose de ese punto.

Cuando el proceso ha llegado a la mitad, la deformación sigue confinada al final del bebedero y aparece en la sección izquierda de la puerta de entrada, calculando el máximo valor en el vértice superior izquierdo, lo cual coincide con lo presentado en la figura 4.16 b). La visualización mostrada en la figura 4.17 b) indica que la región afectada es mayor a la superficie lateral en contacto con el sólido, indicando que las superficies frontal y posterior también se ven afectadas y la deformación no esta tan confinada ni homogénea como se había observado en el sólido, esto es un indicador de que la aproximación hecha en este modelo es útil para observar la interacción en el proceso de colada y la forma en que se puede mejorar es definiendo las propiedades locales en ambos cuerpos y hacerlas dependientes de una variable del campo calculado, por ejemplo la temperatura.

En la figura 4.17 c) se presenta el final del proceso para  $t = 300$  [s] la distribución de deformación logarítmica prevalece, lo que indica que el sólido y su contracción térmica no representan solicitaciones importantes para el molde, con excepción de la zona donde se reduce más la geometría del sólido, la cual es justamente entre el bebedero y la cavidad principal, ya que como se ha mostrado la contracción empieza por la periferia de la cavidad y el molde está en todo momento en expansión por el incremento en su temperatura. En la visualización al final del cálculo de enfriamiento el nivel de deformación aumenta, pero el punto máximo no cambia de ubicación, por lo que, al conocer ya los datos de deformación y esfuerzos, así como de perfil térmico y transferencia de calor determina dicha región como una de las más críticas.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

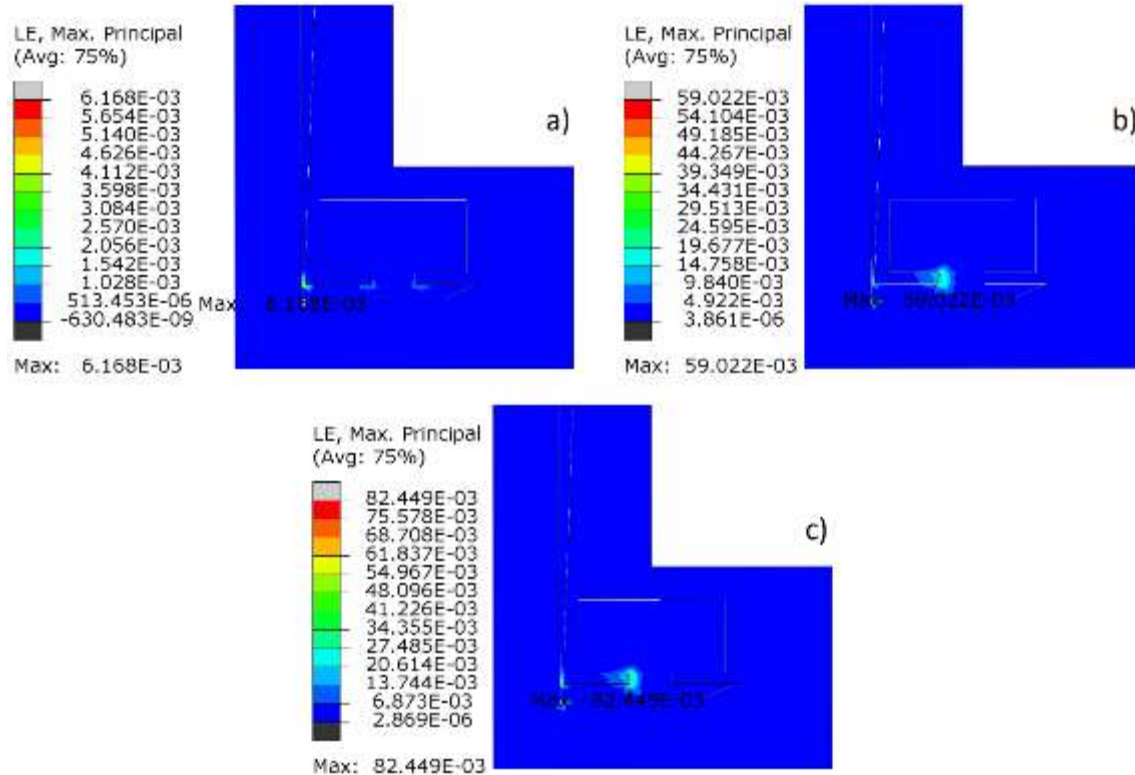


Figura 4.17 Deformación logarítmica en el molde, a)  $t = 3$  [s], b)  $t = 150$  [s] y c)  $t = 300$  [s]

Con los resultados expuestos se ha identificado una región crítica donde diversas solicitaciones presentan un comportamiento máximo y otras son localizadas, pero al comprobar el desplazamiento que sufren los cuerpos se vuelve claro que la región entre el bebedero y la cavidad principal es la que más está sometida a compresión, ya que todo el cuerpo se traslada hacia dicha región que es la única que limita la libre contracción del sólido.

En el primer cálculo del enfriamiento el desplazamiento del sólido ocurre hacia el centro de la cavidad principal como se muestra en el ovalo de la figura 4.18 a) y d). Esto era de esperarse, ya que todas las demás zonas han comenzado a enfriarse, y el cambio geométrico de ambos cuerpos es muy pequeño aun, es decir la contracción visualizada es libre. Las regiones azules indican zonas de muy bajo desplazamiento del orden de nanómetros, así como los vectores muestran la clara tendencia de todos los puntos de los vértices y perímetro a moverse al centro de la cavidad y en el vértice donde ya se han identificado los mayores esfuerzos y deformaciones del sólido se observa el incremento del desplazamiento, aunque de magnitud baja debido al bloqueo que induce el molde, figura 4.18 a) y d) ovalo.

Cuando el tiempo ha transcurrido y se visualiza en  $t = 150$  [s] en la 4.18 b) y e) se nota que el centro hacia el cual se desplazan los puntos está ubicado hacia la región entre la cavidad principal y el bebedero ya que en todas las demás superficies el sólido no encuentra resistencia alguna por el tipo de contacto definido, y ya que en esa sección de hecho el sólido se empieza a comprimir hacia el molde todos los desplazamientos presentan un perfil limitado en esa zona, esto es evidente al observar los extremos opuestos a esa zona del sólido y en especial la parte superior del bebedero que muestra el mayor desplazamiento al ser la sección del sólido con menos restricciones al tener una superficie completamente libre.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Al final del enfriamiento en  $t = 300$  [s] se muestra el perfil de desplazamiento en la figura 4.18 c) y f) que coincide con los perfiles anteriores pero la magnitud aumenta y la región donde se concentra la restricción del desplazamiento permanece, esto debido a que el molde no sufre cambios geométricos significativos.

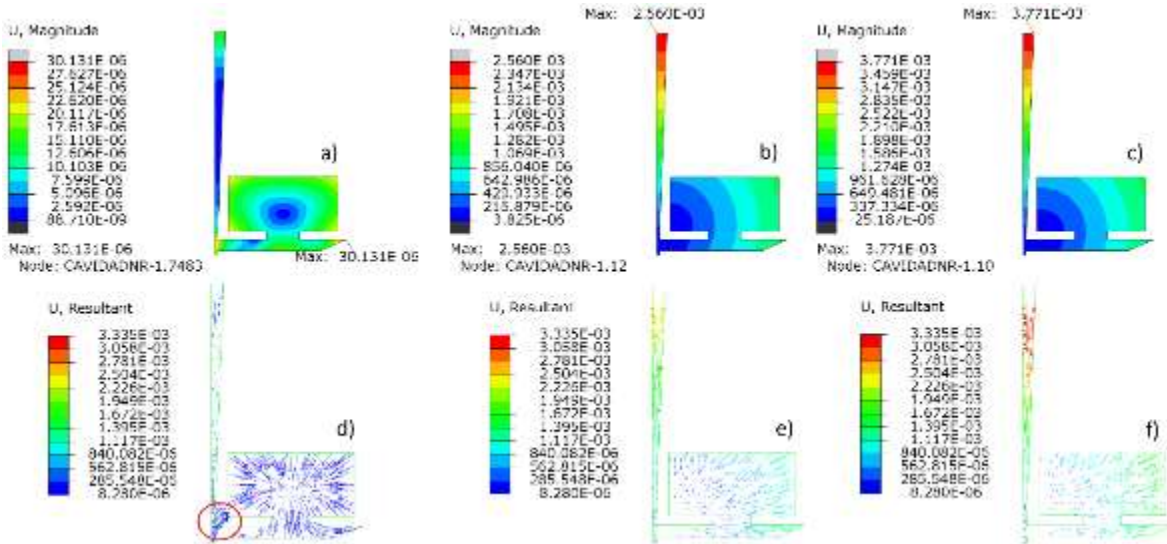


Figura 4.18 Visualizaciones escalares del desplazamiento en [m] promedio del elemento en el sólido para a)  $t = 3$  [s], b)  $t = 150$  [s] y c)  $t = 300$  [s]. Visualización vectorial del desplazamiento nodal sólido en d)  $t = 3$  [s], e)  $t = 150$  [s] y f)  $t = 300$  [s]

Al observar los desplazamientos del molde en las imágenes 4.18 a) y d) se vuelve notorio que el valor máximo de estos es menor a un milímetro en todo momento, por ello es que el sólido se bloqueó en las superficies en contacto en la región entre el bebedero y la cavidad principal, por ello su desplazamiento se dirige a esa zona. En el molde, en  $t = 3$  [s] los desplazamientos son apenas evidentes y tal solo de algunas micras. Así como en la visualización vectorial, apenas es perceptible algún desplazamiento

Mientras  $t = 150$  [s] reportado en la figura 4.19 b) y e) los desplazamientos mayores se ven en la zona donde ya se ha definido que el sólido comprime al molde, que es justamente donde la interferencia para el desplazamiento se observa, además de que en zonas superiores el desplazamiento aparece, justo en la superficie superior del molde y en el extremo derecho superior, implicando que existe una distorsión en el molde pero que no es de consideración ya que los esfuerzos y deformación previamente analizadas no indican que esos desplazamientos asociados a un estado crítico en el molde, pero pueden indicar fallas por desacoplamiento dependiendo como este construido el molde, en este caso solo muestra una ligera rotación en torno a la zona más crítica.

El instante  $t = 300$  [s] en las imágenes 4.19 c) y f) muestran que el perfil de desplazamientos es muy similar a la visualización anterior, pero en la superficie lateral izquierda de la puerta de entrada son más elevados, en la superficie superior del molde se aprecia un perfil curvo que sugiere una rotación, en especial la representación vectorial. Sin embargo, esta distorsión geométrica no sugiere algún inconveniente debido a su magnitud y dirección ya que son respuesta a la carga que somete el bebedero al reducir sus dimensiones.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

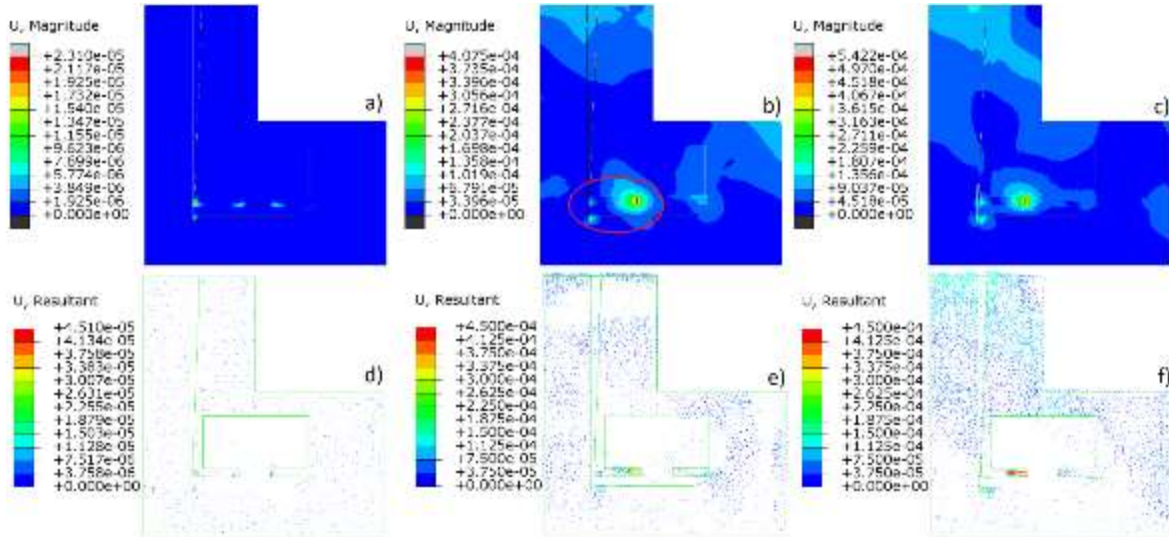


Figura 4.19 Visualizaciones escalares del desplazamiento promedio en [m] del elemento en el molde para a)  $t = 3$  [s], b)  $t = 150$  [s] y c)  $t = 300$  [s]. Visualización vectorial del desplazamiento nodal en el molde en d)  $t = 3$  [s], e)  $t = 150$  [s] y f)  $t = 300$  [s]

Finalmente, al observar la longitud del bebedero se ve una reducción gradual y constante según disminuye la temperatura llegando a un desplazamiento de  $3.7 \times 10^{-3}$  [m], la observación del límite superior del bebedero sólido en conjunto con el molde confirma que los desplazamientos en el molde son despreciables según lo visto en la figura 4.20, además no son detectables comparados con el sólido, aun observando la zona donde son mayores según la figura 4.19.

El bebedero para  $t = 3$  [s] en la figura 4.20 a) muestra una contracción de  $1.1 \times 10^{-4}$  [m] a  $1.3 \times 10^{-4}$  [m], que respecto al molde es despreciable, sin embargo, al avanzar el proceso se alcanza un desplazamiento entre  $2.3 \times 10^{-3}$  [m] y  $2.5 \times 10^{-3}$  [m] debido a que se observa el desplazamiento total de esos elementos que es producto de la contracción de toda la longitud del sólido en esa sección, por lo que comparado con lo observado en el molde es una longitud considerable, confirmando así que el molde no sufre un cambio geométrico considerable de acuerdo a la figura 4.20 b).

Al final con  $t = 300$  [s] el máximo desplazamiento aparece con un valor entre  $3.45 \times 10^{-3}$  [m] y  $3.77 \times 10^{-3}$  [m], indicando que todo el cambio geométrico causado por el cambio térmico afecta al aluminio y mínimamente al molde de arena no superando  $542 \times 10^{-6}$  [m] de desplazamiento en ningún momento como lo muestra la figura 4.19 c).



Figura 4.20 Desplazamiento en [m] enfocado en el bebedero solidificado mostrando la zona de mayor valor causado por el enfriamiento a)  $t = 3$  [s], b)  $t = 150$  [s] y c)  $t = 300$  [s].



### 4.3 Variaciones de malla para el llenado

Las variaciones realizadas consisten en modificaciones en el modelo buscando mejorar el tiempo de cálculo requerido sin comprometer los resultados. O bien cambiar la aproximación para modelar la colada por gravedad usando, por ejemplo: doble inicialización CEL, definir únicamente el metal fundido en un dominio con la forma del molde y usar un método sin malla. Cada uno de estos presentó alguna ventaja optimizando el tiempo de cómputo o la complejidad de modelado, pero también complicaciones que limitan su uso para el estudio de este proceso, esto se explica brevemente a continuación

#### 4.3.1 Malla refinada localmente

En la simulación del llenado de este molde se siguieron una serie de variaciones para alcanzar un llenado acoplado térmico adecuado, estas variaciones fueron motivadas por la necesidad de optimizar el tiempo y evitar los errores numéricos asociados al acople euleriano lagrangiano en el reconocimiento de la interacción sólido fluido (FSI).

Se sugirió una malla no homogénea que consiste en una acumulación de elementos en torno al bebedero y al canal de llenado para alcanzar la proporción de elementos Eulerianos vs. Lagrangianos sin aumentar la cantidad global de elementos y no afectar el tiempo de cálculo para alcanzar un llenado completo. Las zonas elegidas para agrupar los elementos se determinaron por resultados parciales donde se presentaban errores numéricos que inducen el cálculo de escurrimiento.

La forma en que se agruparon los elementos fue utilizando el proceso de mallado por ejes con nodos distribuidos o BIAS, esto se hizo simplemente colocando una partición al centro de la zona elegida y usando un porcentaje de separación de 5 que equivale a un 20% de crecimiento respecto al elemento contiguo. El resultado de este tipo de mallado aplicado al dominio, dejó un modelo con 92,567 elementos, 130,125 nodos y 520, 500 variables.

La malla resultante se muestra en la figura 4.21 a), la vista frontal muestra 3 secciones principales que definen el cubo del bebedero, alimentación y cavidad, secciones 1 a 3 respectivamente. Al superponer el molde y el dominio en la figura 4.21 b) se ve como el bebedero y la parte baja de la cavidad coincide con la sección refinada de la malla, mientras que en la figura 4.21 c) se muestra una vista en isométrico mostrando que además también está refinada hacia la cavidad principal disminuyendo la cantidad de elementos que interactúan con el sólido puesto que el fluido no debe de interactuar en dicha sección.

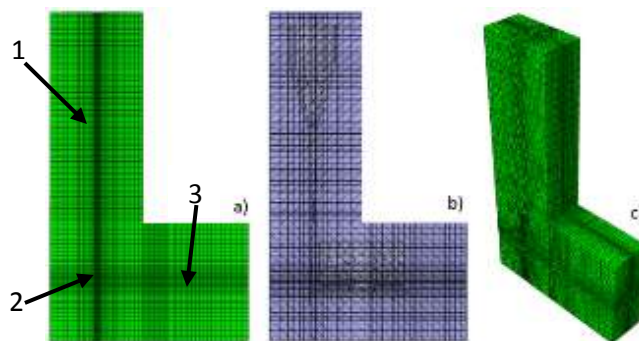


Figura 4.21 a) Malla refinada por secciones o centralizada en vista frontal, b) superposición de malla centralizada y molde y c) Vista en isométrico del dominio mostrando el refinamiento en torno a cavidad principal.





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Para determinar la validez de esta malla se inició colocando el aluminio fundido en una geometría cónica tipo embudo y se dejó fluir por impulso de gravedad, para determinar si el fluido reconoce adecuadamente la geometría, es decir no hay fluido en regiones fuera de la cavidad, que el flujo sea continuo y la superficie libre de fluido presente formaciones de meniscos y ondas de propagación por el contacto inicial del sólido. La determinación de este comportamiento se realiza por medio de la visualización de la distribución de masa y campo de velocidades.

El perfil de distribución de volumen indica que el reconocimiento de la superficie sólida y la respuesta del fluido ante ésta es correcto, además de que el comportamiento de capa límite debido a la presencia de la viscosidad en las ecuaciones de conservación es evidente en la figura 4.22 a) como al centro del embudo el desplazamiento del fluido es mayor, siendo todo esto válido para  $t = 0.12$  [s]. Mientras que para  $t = 0.2$  [s] el fluido comienza presentar un flujo en un sentido opuesto al inducido por la gravedad mostrado en la figura 4.22 b), esto debido a un cálculo incorrecto de las ecuaciones de conservación de momento devolviendo valores negativos para determinada cantidad de nodos involucrados en el contacto y en la zona de refinamiento. El efecto numérico prevalece como es visto en la figura 4.22 c) donde  $t = 0.61$  [s] el fluido muestra un patrón de flujo inverso mucho más severo que en instantes anteriores debido a la acumulación del error numérico a lo largo de las iteraciones, pero esto solo ocurre en la zona de contacto ya que al estar en elementos puramente eulerianos sin interferencia, el cálculo comienza a devolver respuestas correctas nuevamente.

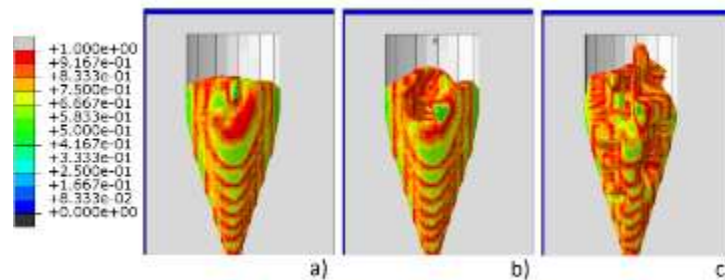


Figura 4.22 Distribución de volumen en a)  $t = 0.12$  [s], b)  $t = 0.2$  [s] y c)  $t = 0.61$  [s]

El campo de velocidad muestra un comportamiento compatible con lo mostrado por el perfil de volumen, en la figura 4.23 a) para  $t = 0.12$  [s] se muestra como todos los vectores de velocidad de los elementos en contacto con el sólido presentan nula velocidad y como el fluido acelera en donde la sección transversal se reduce debido a la ecuación de conservación de masa, así como también ocurre en el centro donde se acumula la mayor cantidad de vectores por el refinamiento de malla y menor restricción en el sistema. Mientras que para  $t = 0.20$  [s] de la figura 4.23 b) el campo de velocidades tiene menor magnitud y algunos elementos están cambiando de dirección, siendo esto mucho más evidente en la figura 4.23 c) donde se ve claramente como una cantidad mayor de vectores apunta en dirección contraria a la del flujo.

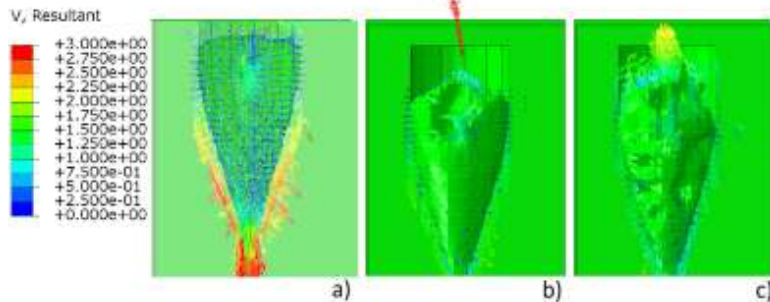


Figura 4.23 Campo de velocidad en [m/s] en a)  $t = 0.12$  [s], b)  $t = 0.2$  [s] y c)  $t = 0.61$  [s]

Los resultados anteriores indican que este tipo de malla disminuye el tiempo de cálculo manteniendo el mismo número de variables alcanzando la convergencia mucho más rápido respecto a lo obtenido en modelo con malla homogénea. Esto se puede afirmar ya que para  $t = 0.69$  [s] termino el cálculo por que se alcanzó la velocidad máxima de propagación permitida por la velocidad del sonido definida en la EOS causando un error de convergencia asociado a la expansión de material entre elementos de diferente tamaño, el criterio de convergencia compara la  $c_0$  de la ecuación de estado contra la expansión calculada en el incremento actual, si la comparación calcula un valor menor a  $1 \text{ e-}3$  el programa aborta el cálculo. Este criterio se alcanza si las propiedades del fluido son inconsistentes, es decir una densidad muy baja respecto la velocidad de propagación o viceversa una velocidad muy baja para la densidad definida o bien al ocupar un volumen muy grande con muy poca masa y no se han definido propiedades detonantes, que es lo que ocurre en este modelo ya que los elementos refinados tiene un valor de volumen definido y se calcula la transferencia al siguiente, siendo éste de mayor tamaño se cumplen las condiciones de que una cantidad de masa definida con densidad definida en un volumen  $V_1$  pasa a un volumen  $V_2$  mayor sin cambio de energía definido, por lo que el programa no tiene forma de calcular ese comportamiento y lo reporta como una deformación severa que supera la velocidad de propagación del sonido.

#### 4.3.2 Domino reducido

La segunda variación propuesta es disminuir el domino solo al entono de la cavidad dejando un elemento en las zonas de menor separación entre actividad y límite de dominio euleriano, para así disminuir la cantidad de variables que tiene que resolver el programa. Esta opción es válida ya que el fluido solo debe de estar presente en la cavidad, restringido por las superficies solidas del molde.

La reducción del dominio permite aumentar la densidad de la malla considerablemente, pasando de un tamaño de elemento de  $3 \text{ e-}3$  [m] a  $1 \text{ e-}3$  [mm], con una condición uniforme para evitar el error numérico de pseudo expansión mencionado. Esto deja al modelo con un total de 92,846 elementos, 156,438 nodos y 625,752 variables a resolver, lo que representa un aumento de 20% de la cantidad de variables del modelo con refinamiento local.

Esta reducción resulta en un ensamble como el mostrado en la figura 4.24 a) se resalta en rojo la región ocupada por el domino que es pequeña comparada con el volumen del molde reduciendo las variables al implementar solo los nodos necesarios para cubrir la cavidad evitando cálculos innecesarios al desplazar volumen que no se confine adecuadamente o transferencia de energía en elementos que no están interactuando con la región donde las variables presentan algún cambio. Comparando con las imágenes 4.24 b) y c) se hace más claro como se ha reducido el volumen y las particiones requeridas para generar la calidad de elementos requeridos por el método CEL.



### Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

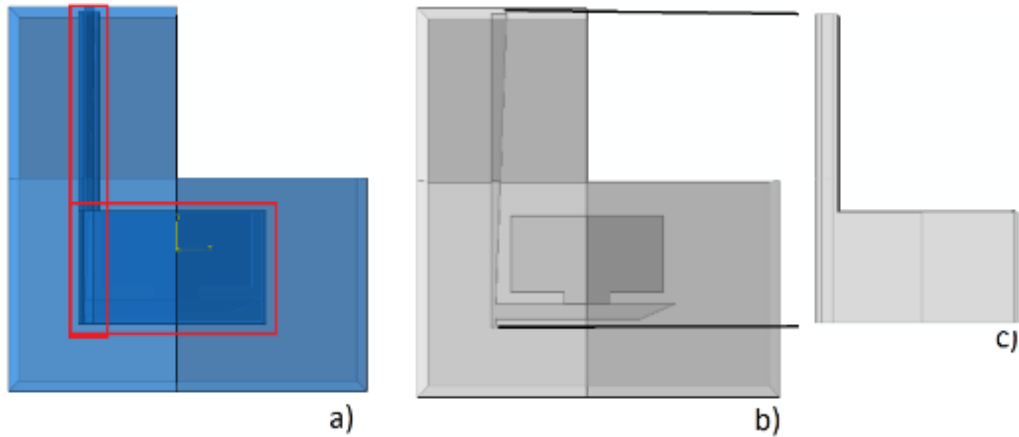


Figura 4.24 a) ensamble del molde y el dominio reducido en vista frontal, b) molde de arena comparando con c) dominio euleriano reducido

Para determinar la validez de este tipo de mallado se usan las variables de distribución de volumen, campo de velocidades y transferencia de calor, para determinar si la restricción del fluido por el sólido es correcta, si la dinámica o la transferencia de calor se calculan adecuadamente al interior del molde en la región donde ya no se interfiere el dominio euleriano con el lagrangiano.

Al analizar la distribución de volumen durante el llenado se observa un comportamiento adecuado en la zona del bebedero, pero aparecen varios nodos que presentan volumen en lugares ya ocupados por el sólido indicando con esto un mal reconocimiento de la geometría en etapas iniciales del cálculo lo que en general lleva a errores de convergencia o a resultados que no pueden ser considerados para alguna correlación o predicción del fenómeno en cuestión. En la figura 4.25 a) se muestra el correcto reconocimiento de superficie en el bebedero para cuando  $t = 0.177$  [s], mientras que en la figura 4.25 b) cuando  $t = 0.225$  [s] se observa claramente cómo es que algunas gotas dentro de los óvalos rojos, que están siendo calculadas dentro de la sección sólida ya que el algoritmo de acople entre las coordenada espaciales y materiales también permite cálculos desacoplados cuando una inconsistencia ocurre como es el caso de la figura 4.25 b), es decir calcular volúmenes en el mismo espacio geométrico ya ocupado por un sólido, el cálculo se separa mostrando los resultados del fluido y sólido con todos sus grados de libertad activos que tiene la inconsistencia asociada.

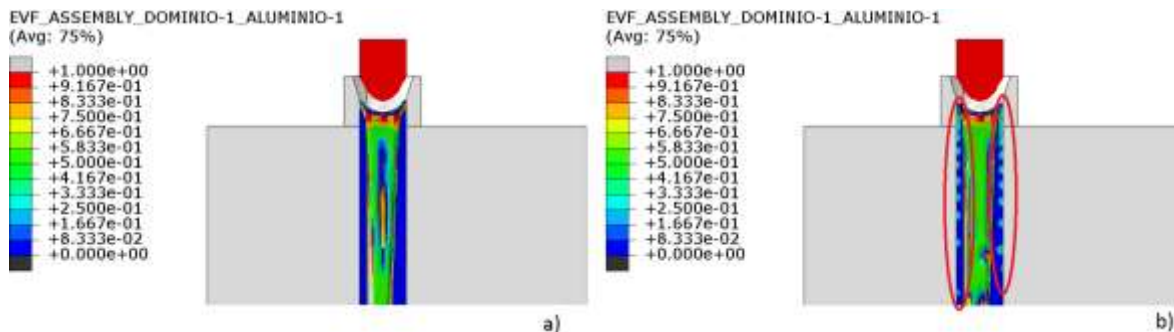


Figura 4.25 Distribución de volumen euleriano durante el llenado con un dominio reducido, a)  $t = 0.17$  [s] y b)  $t = 0.255$  [s]



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Este tipo de resultados localizados usualmente pueden ser ignorados y usar los resultados globales promedio de las zonas de interés, en este caso al avanzar la simulación el error se fue propagando al mantener los elementos afectados sin las coordenadas acopladas, causando que el fluido muestre una distribución libre siendo visualizado como una fuga, como se muestra en la figura 4.26 al final de la simulación. Donde se observa que no es posible obtener una visualización clara del volumen en el bebedero, así como que la cantidad de fluido libre al interior del sólido es considerable, en la zona inferior representada en rojo en la figura 4.26 a) indicando que parte del cálculo se ha ocupado en llenar el volumen euleriano y no la cavidad principal explicando por qué el tiempo de cálculo aumenta, haciendo imposible correlacionar el tiempo de llenado ya que el volumen en cuestión es diferente al de la cavidad estándar. Por otro lado al observar el perfil de velocidades al interior de la cavidad principal en la figura 4.26 b) son visibles los vórtices esperados dada la posición de la entrada, así como también muestra una gran saturación de vectores en toda la zona del bebedero al existir gotas libres haciendo difícil ver el perfil de flujo de llenado, pero si permite ver la velocidad promedio que alcanza el fluido en el fondo del bebedero que coincide con lo calculado mediante el teorema de Torricelli que es  $v = 3$  [m/s], sugiriendo así que las variables dinámicas no están afectadas por la falla en la interacción entre dominios.

En el cálculo de transferencia de calor el contacto entre ambos dominios es esencial para lograr que los resultados sean adecuados, en este caso se observa que las zonas detectadas como críticas durante el análisis térmico son muy aproximadas, pero el valor de transferencia está por debajo de lo esperado, ya que la interacción entre el molde y metal fundido no es completa, esto se observa en la figura 4.26 c), así como también el área por donde el flujo de calor aparece es mucho menor explicando porque el valor decae con este enfoque.

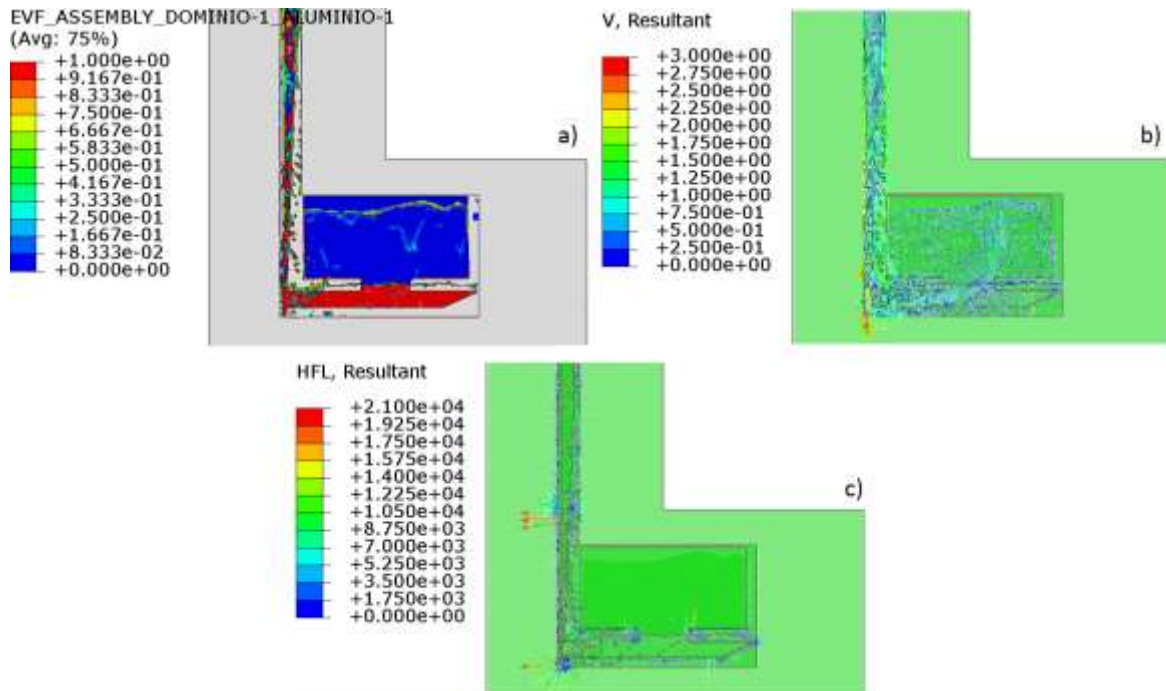


Figura 4.26 Variables de interés tomadas para el final de la simulación cuando  $t = 2.5$  [s] a) Distribución de volumen euleriano, b) Campo de velocidades en [m/s] y c) Transferencia de calor en [W/m<sup>2</sup>]



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Con la observación de los resultados anteriores es seguro decir que el cálculo del fenómeno de llenado se está llevando a cabo en las etapas donde el reconocimiento entre dominios es adecuado, además las variables dinámicas como la velocidad no se ven afectadas notablemente, pero si las térmicas ya que dependen completamente de lo calculado en el contacto entre dominios, si éste no es adecuado no es posible obtener datos de transferencia adecuados.

### 4.3.3 Doble inicialización de material euleriano

Este enfoque se plantea como opción para eliminar errores en el reconocimiento de diferentes dominios mediante la eliminación de uno de estos. En este caso es el dominio lagrangiano o sólido ya que se conoce que éste no permite hacer cálculos adecuados para flujo de material debido a su definición y cómo es que se le asocia la malla a éste.

Bajo este enfoque se definen ambos materiales dentro del dominio euleriano con las propiedades indicadas en la sección 3.3.3; la definición de estos se hace mediante un campo predefinido mediante la herramienta "Volume Fraction Tool" e iniciando el material como condición inicial para que se ejecute en el cálculo en la misma forma que se hace en los modelos anteriores.

Para esta aproximación se usaron la geometría de la cavidad y el dominio euleriano se definió con las dimensiones del molde de arena, de este modo permite definir el aluminio en estado fundido en una pequeña sección en la cima del bebedero y la arena verde en la parte exterior de la cavidad, así se logra un contacto sin falla alguna y se aprovecha la definición del algoritmo para el comportamiento de la capa límite y la solidificación instantánea durante el vaciado ya que el cálculo de la interacción entre varios materiales eulerianos se realiza considerando la condición de no deslizamiento.

En la misma forma que para el modelo CEL se definieron 26 pasos de 0.1 [s] para capturar con suficiente resolución el comportamiento del fluido durante el llenado. Del mismo modo que para los modelos anteriores las condiciones iniciales y de frontera permanecen igual, la temperatura inicial del aluminio iniciada en 700[°C] y del molde en 21[°C], el molde se empotra, el dominio se restringe mediante la aplicación de condiciones de velocidad inicial cero en la dirección normal a todas las caras y la única carga aplicada es la aceleración gravitacional para modelar la colada por gravedad de forma coherente.

La mayor diferencia en este enfoque es que ningún tipo de contacto se puede aplicar ya que no existen diferentes entidades dentro del modelo y la interacción entre los materiales ya está definido en el algoritmo de cálculo, lo que deja como único control para el cálculo de la transferencia de calor las propiedades térmicas de los materiales y la extracción de calor al baño térmico, que en este caso se definió como una condición de película viscosa en la superficie exterior del dominio, con condiciones de presión de 101.3 [kPa] y temperatura ambiental de 21[°C].

Con una malla de tamaño promedio de elemento de 7[mm] con una configuración centralizada definida en la misma forma que en la sección 4.3.1, esta aproximación se consideró nuevamente ya que al no haber fluido en elementos previamente ocupados por el sólido nunca se presenta la situación de intercambio de material euleriano entre un elemento pequeño a uno grande y la condición de deformación se mantiene siempre en condiciones por debajo del criterio para abortar el cálculo, además permite tener mejor resolución donde el material presenta flujo, dejando de lado las zonas donde la arena no presenta cambio geométrico alguno.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Con estas consideraciones se lograron resultados adecuados en cuanto a reconocimiento entre sólido y fluido, las visualizaciones se muestran en la figura 4.27 en las cuales están en transparencia ya que solo existe una entidad no se puede tener una visualización en corte para el sólido y una representación completa para el fluido.

La primera visualización para cuando  $t = 0.5$  [s] mostrada en la figura 4.27 a) se observa cómo el bebedero está restringiendo el comportamiento del fluido sin problema, pero el tiempo ya es 25% del total de llenado lo que indica que la condición de no deslizamiento ralentiza demasiado el flujo de material en el modelo, mientras que para el instante  $t = 0.58$  [s] de la figura 4.27 b) se ve como la longitud recorrida por el fluido es considerablemente mayor, esto es debido a que el fluido ya no presenta contacto con el sólido y el flujo ahora solo es controlado por las propiedades viscosas definidas.

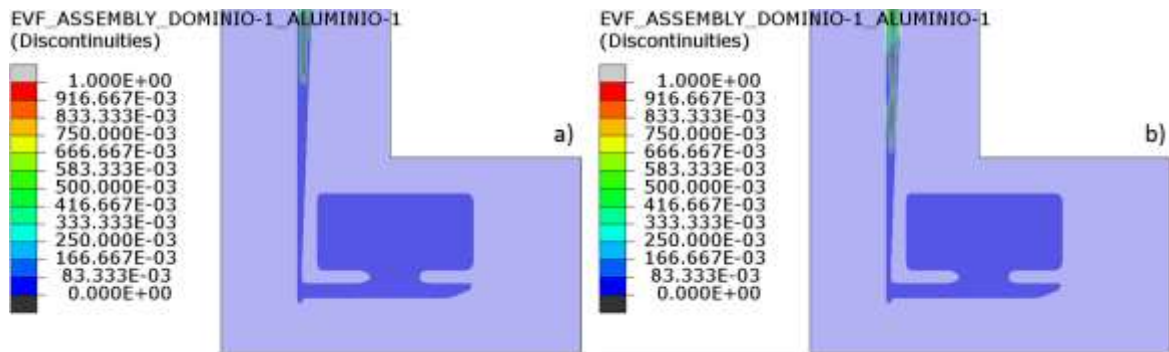


Figura 4.27 Distribución de volumen obtenidos bajo el enfoque euleriano-euleriano a) Avance del fluido para  $t = 0.5$  [s] y b) Avance del fluido para  $0.58$  [s]

Sin embargo para el instante  $t = 1.08$  [s] mostrado en la figura 4.28 a) el fluido ya no presenta desplazamiento alguno y esta condición permanece hasta el fin del cálculo en  $t = 2.5$  [s] como se ve en la figura 4.28 b), si bien el desplazamiento es nulo la geometría del menisco al frente de avance del fluido cambia ligeramente.

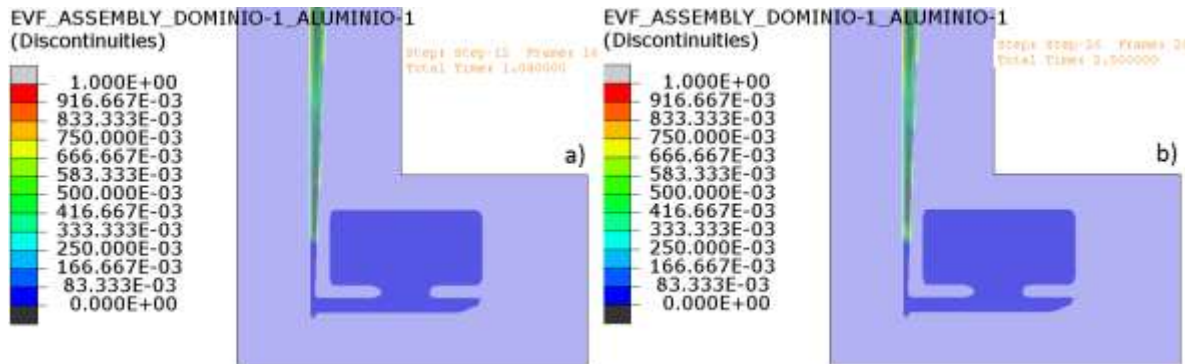


Figura 4.28 Visualizaciones del volumen euleriano sin flujo medible, a) bloque inicial en  $1.08$  [s] y b) bloqueo al final de cálculo en  $2.5$  [s]

Durante el bloqueo el perfil de velocidad cual muestra un valor instantáneo de  $50$  [mm/s] y un desplazamiento instantáneo entre  $29e-6$  y  $33e-6$  [um], ambos en la dirección negativa del eje vertical sugiriendo que el valor local de estas variables tiene variaciones, pero son tan pequeñas y sin aumento aparente entre dichos instantes que se puede decir que es un loop numérico y el cálculo a partir de  $1.08$  [s] no entrega resultados nuevos útiles.



Al hacer las comparaciones entre  $t = 1.08$  [s] y  $t = 2.5$  [s] de la posición y la velocidad se puede comprobar claramente que los perfiles del campo vectorial cambian, pero no la magnitud, reforzando la idea de que el cálculo están entregando valores virtualmente idénticos entre incrementos para los mismos nodos cayendo así en un loop sin convergencia.

En la figura 4.29 a) y b) se muestran el perfil de desplazamientos al inicio del bloque y final del cálculo, mientras que en la figura 4.29 c) y d) se hace lo mismo para el perfil de velocidad, en ambos casos se hace evidente que solo cambia ligeramente el perfil, pero no hay ningún avance.

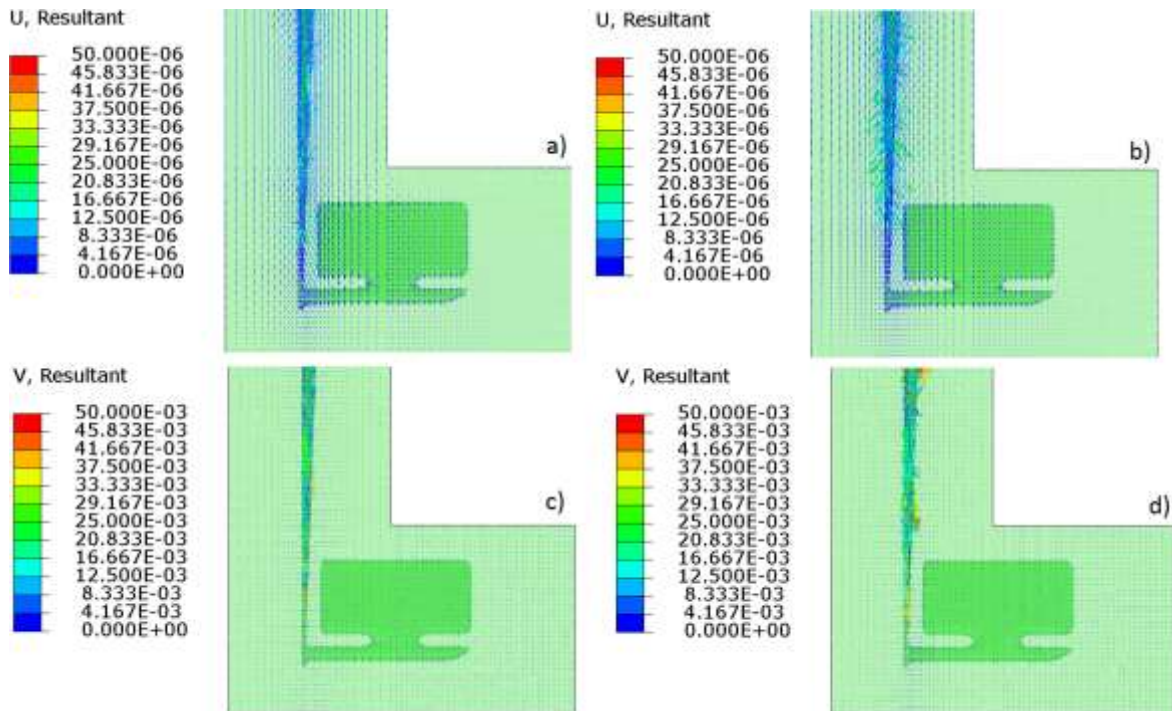


Figura 4.29 Comparación de velocidad en [m/s] y desplazamiento en [m] durante el bloque del fluido a) desplazamiento para  $t = 1.08$  [s], b) desplazamiento para  $t = 2.5$  [s], c) velocidad para  $t = 1.08$  [s] y d) velocidad para  $t = 2.5$  [s]

Durante la observación de la transferencia de calor se tiene un perfil mucho más constante y con un valor cercano al 60% de lo esperado según lo que se calculó en el modelo puramente térmico, esta mejora es debido a que el contacto es constante y se da nodo a nodo, a lo largo del intervalo de cálculo donde el fluido tiene interacción con el sólido el perfil de transferencia va cambiando en forma pero no en magnitud, que es justo lo que se espera, ya que el fluido está a la misma temperatura durante el llenado y las propiedades térmicas definidas no cambian ya que son función de la temperatura. Para esta variable el bloque no generó un loop ya que la transferencia se hizo más homogénea a lo largo de la intercara fluido-sólido al permanecer mayor tiempo en contacto.

La baja predicción de transferencia de calor se da por que las propiedades térmicas definidas en este enfoque solo permiten definir como viaja la energía térmica el interior del cuerpo y no entre ambos cuerpos, para poder mejorarla se requiere un algoritmo de contacto que permita definir adecuadamente la resistividad térmica de entre los cuerpos. En la figura 4.30 se muestra la evolución de la transferencia de calor a lo largo del cálculo.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



En la figura 4.30 a) se observa que la transferencia de calor es del orden de 5 [kW/m<sup>2</sup>] que es consistente con las zonas de baja transferencia del modelo puramente térmico, al avanzar el cálculo en la figura 4.30 b) se observa como el perfil aumenta junto con el avance del fluido mostrando un perfil no homogéneo debido a que el fluido no está en contacto de la misma forma en la superficie del bebedero, aumentando la transferencia en donde el fluido muestra contacto nodo a nodo y disminuyendo donde el fluido ocupa el elemento que interactúa con el sólido pero sin ocupar la totalidad del volumen, ocurriendo lo mismo para la figura 4.30 c) que muestra el fluido en el instante donde deja de desplazarse.

Además, en la figura 4.30 d) al final del cálculo, la homogeneidad de la transferencia de calor es mayor, pero aun así no presenta un perfil apegado a la superficie del sólido, ya que algunos de los elementos que interactúan en la intercara no presentan un volumen total de fluido por lo que el cálculo aproxima la transferencia de calor en el elemento mediante una interpolación dando como resultado un valor menor que cuando los nodos coinciden, es decir cuando se calcula la ecuación de transferencia directamente.

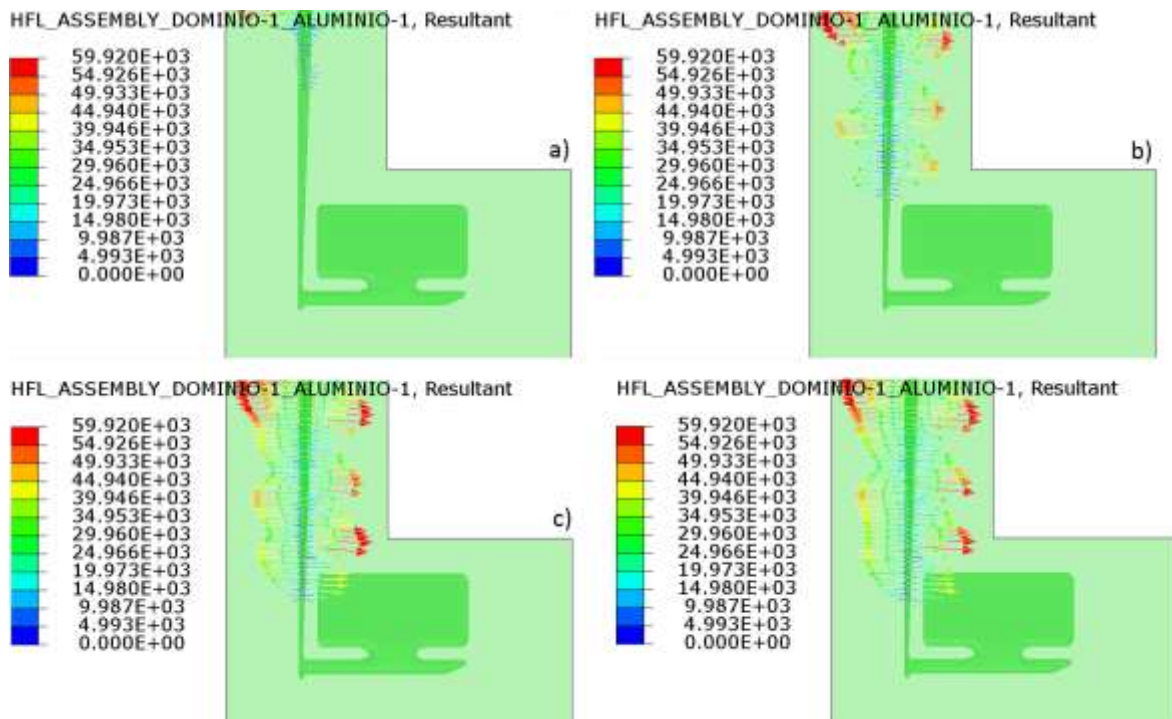


Figura 4.30 Cambio del perfil de transferencia de calor en [W/m<sup>2</sup>] a) t = 0.5 [s], b) t = 0.75 [s], c) t = 1.08 [s] (instante de bloque de flujo) y d) t = 2.5 [s]

De los resultados anteriores se puede decir que el bloque en el cálculo del flujo es el error que causa toda la falla en el modelo, ya que aun cuando se cumple con el refinamiento adecuado para que la geometría del canal de llenado se vea precisa no se logra obtener una simulación adecuada. Esto es debido a que la cantidad de elementos eulerianos no es suficiente para lograr la interpolación de las ecuaciones de movimiento en la zona del adelgazamiento del bebedero.





Al observar la malla en todo el dominio euleriano se espera que se tengan elementos refinados y constantes debido a que se usó un algoritmo de crecimiento llamado “bias” que permite distribuir los nodos en una arista separándolos entre si cada vez más en un porcentaje determinado definido por el usuario, lo que permitió conseguir que en una sección del bebedero si se tuvieron al menos tres elementos que cubrieran la sección transversal de este, cuando esa proporción de elementos disminuyó el cálculo no pudo seguir generando resultados de flujo.

En la figura 4.31 se observar este efecto en un corte del modelo, en esta figura se muestras como el cálculo siguió hasta que los valores de disipación viscosa llegaron a un valor tal que la energía cinética se igualó con la energía de perdidas viscosas haciendo que el cálculo de desplazamiento entregara valores cercanos a cero en repetidas ocasiones y la tolerancia numérica se alcanzara dando por terminada la simulación sin haber completado el llenado.

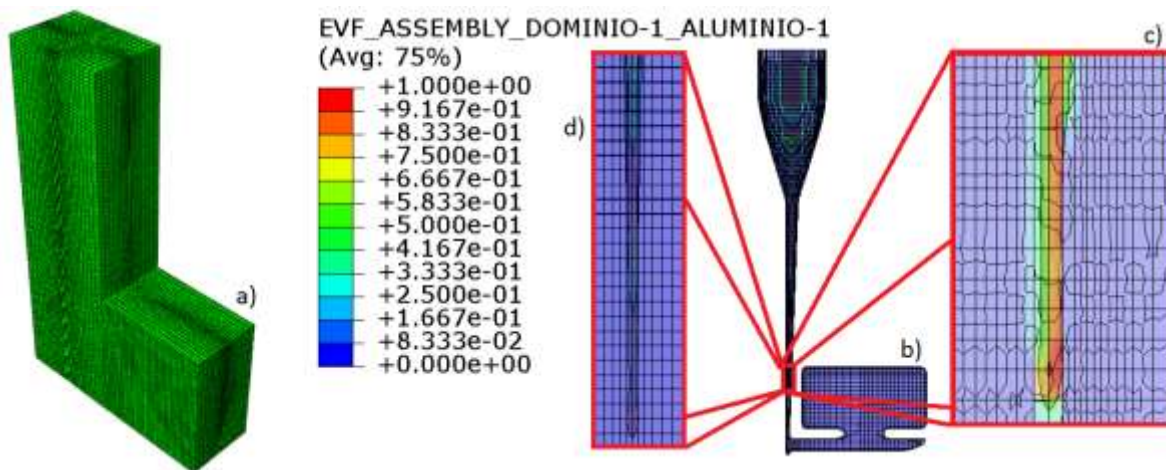


Figura 4.31 a) malla definida en el dominio euleriano mediante el método bias “malla centralizada”, b) Cavidad euleriana, c) Corte frontal de la zona de bloqueo y d) Vista izquierda de la zona del bloqueo. En ambas vistas se observa como solo hay dos elementos en la sección transversal del bebedero

La solución al problema de bloqueo es hacer una malla refinada localmente usando la cavidad interna como base, generar una malla sólida al interior de dicha geometría y expandirla hasta cubrir la totalidad del volumen interior del molde de arena, esta operación compleja que demanda el uso de software especializado en mallado y definir la posición de los nodos y capaz en las secciones de interés como lo son el bebedero, el pozo y el final del canal de alimentación. Sin embargo, como este método no permite controlar el comportamiento térmico en el contacto entre ambos materiales se descarta la prueba con una malla precisa en la cavidad para este trabajo.



#### 4.3.4 Aproximación Smoothed Hydrodynamic Particles (SPH)

Los problemas de flujo observados en las aproximaciones anteriores tienen su origen en la separación geométrica entre los nodos eulerianos respecto a los lagrangianos, es decir, si los nodos están separados de cualquier nodo del dominio contrario una distancia de la mitad del tamaño del elemento no se cumplirá la condición de al menos 0.5 de volumen ocupado para considerarlos relevantes en el algoritmo de contacto, lo que puede derivar en escurrimientos en la simulación. Para evitar este problema se considera un enfoque diferente mediante el uso de un método sin malla que consiste en discretizar el cuerpo que sufrirá la mayor deformación en partículas independientes, que definen la totalidad del volumen del cuerpo y la interacción de estas mediante choques elásticos con amortiguación y viscosidad artificial modelada con una función de Kernel para predecir la posición de las partículas a lo largo del tiempo (Simulia, 15.2.1, 2014).

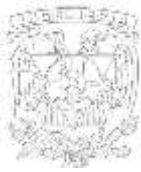
$$\langle f(x) \rangle \sim \sum_j \frac{m_j}{\rho_j} f_j W(|x - x_j|, h) \quad \text{Ecuación 4.1}$$

Donde  $f$  es una función de campo requerida como resultado del modelo,  $m_j$  es la masa de una partícula,  $\rho_j$  es la densidad de una partícula,  $f_j$  la función de campo discretizada para cada partícula,  $W$  una función de ponderación que depende de la posición  $x$  de la partícula de interés y las posiciones  $x_j$  de las partículas de la vecindad, así como  $h$  que define cuantas de éstas definen la vecindad a la partícula analizada. Esta aproximación a mostrado validez desde 1977 cuando los métodos lagrangianos o acoplados no son viables ya sea por las limitaciones propias del primero o los recursos computacionales demandados del segundo (Gingold, 1977)

Este método permite definir cualquier material que ya tenga un modelo matemático definido en el software, así que se usó la misma ecuación de Miè-Gruneisen que en los modelos anteriores con las mismas consideraciones y valores para definir el aluminio en fase líquida, mientras que el molde no requiere ninguna modificación en su definición o geometría, además permite usar los algoritmos de contacto disponibles, es decir se puede definir un tipo de contacto general con condiciones de conductividad térmica en la intercara (Simulia, 15.2.1, 2014).

Las limitaciones de este método son: falta de precisión en deformaciones, inestabilidad en tensión que se visualiza como ruptura en el material a pesar de no haber llegado a condiciones para que esto suceda, la distribución de masa es inexacta dado que todas las partículas tienen la misma masa y si estas no están en un arreglo cúbico regular no representan adecuadamente los centros de masa por ejemplo en la superficie del cuerpo; no es posible definir cargas sobre los cuerpos definidos con partículas, esto debe hacerse mediante interacciones con entidades definidas en el software; las partículas deben de ser definidas en el mismo grupo, de otro modo no se calcula interacción entre ellas y todas las cargas de cuerpo deben de ser definidas para todo los elementos del cuerpo y no por sub grupos o sets individuales de este (Simulia, 15.2.1, 2014).

Conociendo las características de este tipo de elemento llamado PC3D en ABAQUS® se vuelve un candidato ideal para resolver los problemas presentados mediante los enfoques anteriores, por lo que la implementación para el modelo de gravedad se dio en la misma forma que la descrita en el capítulo tres y usando la asistencia de una geometría nueva para la definición de la partículas, ya que el volumen lo describe el sólido al cual se vinculan, se usa la copa de vaciado propuesta en el experimento estandarizado para colada por gravedad (Sirrell, 1966), con dimensiones especificadas



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



en la figura 4.32 a) y b), mientras que el resultado dentro del software se muestra en la figura 4.32 c).

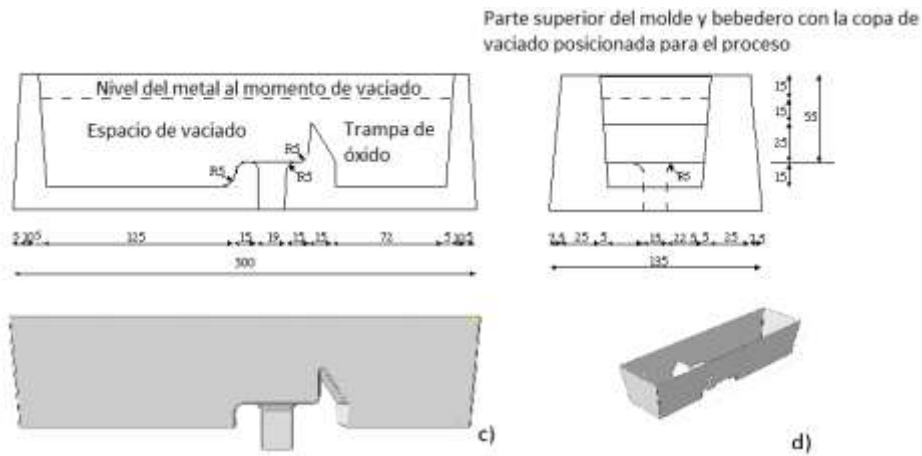


Figura 4.32 plano para la copa de vaciado (todas las unidades están en [mm]), a) vista frontal, b) vista izquierda; resultado dentro del software c) vista frontal y d) vista en isométrico.

Definida la nueva geometría se usa para modelar la copa de vaciado y para generar el sólido que definirá la cantidad y distribución de las partículas SPH, simplemente cerrando la parte superior como en la figura 4.33 a) y definiendo el volumen delimitado como sólido obteniendo el resultado de la figura 4.33 b).

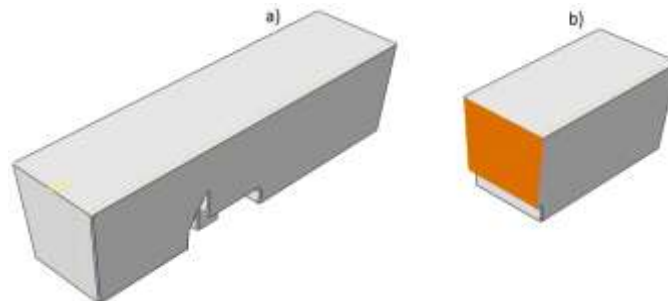


Figura 4.33 a) copa cerrada y b) sólido creado a partir de la copa vista en corte para comprobar que es un sólido mediante la aparición de la superficie naranja

Una vez generado el sólido haberlo mallado y ubicado con una separación igual al tamaño de elemento usado para la malla del cuerpo con el que tendrá contacto se genera un set de nodos que será el que identificará y definirá las partículas durante el cálculo, a este set se le asigna la variable "Point/mass Inertia" que permite calcular la masa en las partículas una vez dadas las propiedades del material. Se crea una superficie geométrica sobre el sólido para que se asigne cualquier definición de contacto sobre esta y finalmente las condiciones de frontera para el sólido al igual que en el dominio euleriano se definen mediante un campo predefinido.

Al tener el modelo configurado se escribe el archivo .inp en la ventana de dialogo para ejecutar una rutina de cálculo para la simulación, una vez creado dicho archivo se deberán hacer algunas modificaciones para cambiar los elementos solidos creados en la interfaz gráfica a partículas SPH, el proceso es el siguiente:

- Eliminar la sección de la pieza sólida donde se han definido los elementos



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



- b) Cambiar el tipo de elemento de "mass" a PC3D
- c) Igualar el set de nodos al set que se acaba de modificar
- d) Sustituir la sección de masa por una sección sólida

\*\* Section: SPHSec

\*Solid Section, elset=SPHNode, material=Aluminio

#### (valor equivalente a la mitad del tamaño global de malla usada en el sólido)

- e) Al final de la sección de ensamble definir una superficies a base nodos

\*\*SurfaceSPH

\*Surface, Name=SSPH, type=Node

"SPH-1.SPHNode" (Es el set que aparece en el árbol bajo el módulo assembly)

- f) Iniciar el contacto entre las superficies definidas con las definiciones generadas en la interfaz grafica

\*\*Contacto de superficies

\*Contact (Nombre de la interaccion generada)

\*Contact, Inclusions

Surface definida en la interfaz gráfica, SSPH

- g) Definir un escalamiento de masa sugerido para optimizar el tiempo de cálculo

\*\* Mass Scaling: Semi-Automatic

\*\*Whole Model

\*Variable Mass Scaling, dt=0.0002,type=below min, frequency=1

\*\* Mass Scaling: Semi-Automatic

\*\* Nset (Nombre del set de nodos creado en la interfaz grafica)

\*Fixed Mass Scaling, elset=Nset, dt=7.528e-07, type=below min

Realizados todos los cambios en el archivo .inp es posible ejecutar la simulación como con cualquier modelo pero usando como fuente el archivo modificado; con todos los pasos anteriores se obtiene una simulación donde el fluido es representado por partículas que responden adecuadamente a la gravedad definida en el modelo, así como al metal fundido con campo de temperatura definido, sin embargo para este tipo de definición solo está implementado el cálculo de transferencia térmica en los elementos tetraédricos tradicionales asociados al molde. Es posible programar la transferencia de calor en las partículas, pero este ejercicio se deja para otro trabajo debido a los resultados obtenidos.

Los resultados de esta ejecución muestran para las variables térmicas lo esperado, un cálculo de transferencia de calor aleatorio en el molde como en la figura 4.34 a) consistente para periodos muy cortos de tiempo como se vio en los análisis del modelo puramente térmico, así como el perfil de temperatura constante a 700 [°C] en el aluminio representado por las partículas sin ningún tipo de transferencia como se ve en la figura 4.34 b). Ambas visualizaciones son para  $t = 0.038$  [s].



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

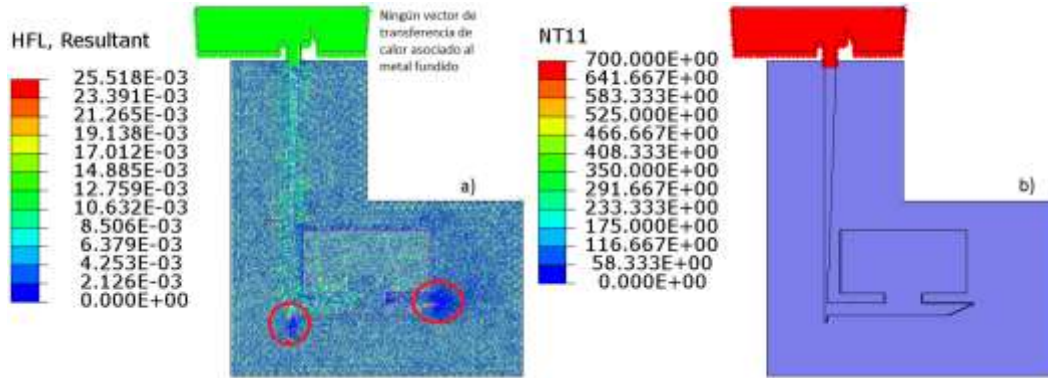


Figura 4.34 Visualizaciones térmicas para el modelo SPH a) transferencia de calor en  $[W/m^2]$ , con pequeñas acumulaciones en los frentes de transferencia de calor ya conocidos mostrados en óvalos y b) distribución térmica en  $[°C]$ .

Las variables dinámicas muestran un comportamiento prometedor, dado que la simulación no mostro tener impacto mayor en el rendimiento del CPU utilizado mostrando únicamente requerir 50% de las capacidades, sin embargo, para alcanzar  $t = 0.035$  [s] ocupó el mismo tiempo que a la simulación CEL alcanzar  $t = 0.2$  [s] que es 5.7 veces más tiempo de simulación, por lo que se descarta esta opción para modelar tipos de procesos de flujo de material debido al tiempo de computo requerido.

Los resultados para velocidad y desplazamiento obtenidos de este ensayo muestran que la respuesta calculada para ambas variables es adecuada para la carga aplicada y tiempo simulado, la distribución de las partículas no muestra ninguna diferencia debido al poco tiempo alcanzado por este ensayo. La figura 4.35 a) presenta el desplazamiento alcanzado un máximo general para todas las partículas de  $5.882 \times 10^{-3}$  [m], de la misma forma la figura 4.35 b) muestra la velocidad calculada con un máximo general de  $334.228 \times 10^{-3}$  [m/s].

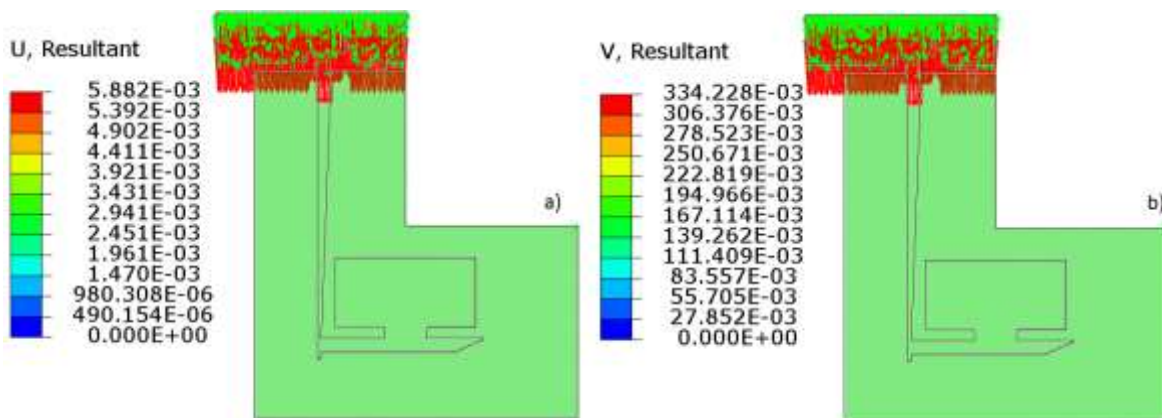


Figura 4.35 Campo de a) desplazamiento en [m] y b) velocidad en [m/s] para el aluminio fundido obtenido para el modelo SPH

Para todas las variaciones presentadas en esta sección es razonable decir que la mejor aproximación de logro con un dominio euleriano reducido limitándolo únicamente a la cavidad a llenar y controlar adecuadamente la interacción del fluido con el sólido para evitar los problemas de escurrimiento o "leakage" esto es posible al cambiar los algoritmos de contacto aplicados al modelo.



#### 4.4 Diferentes tipos de contacto y su efecto en el FSI

En la visualización de los resultados anteriores se observa que el contacto modelado entre los dominios causa un comportamiento diferente dependiendo la interacción definida, produciendo los mayores problemas el reconocimiento de superficie en la aproximación CEL, ya que, al tener dos tipos de coordenadas numéricamente se presentan errores que impiden el reconocimiento adecuado de la superficie y el fluido simulado pierde restricciones geométricas permitiéndole aparecer en los elementos del dominio euleriano a pesar de que coinciden espacialmente con material lagrangiano.

El comportamiento de los diferentes tipos de contacto se establece haciendo pruebas en un modelo simplificado que consiste únicamente en un recipiente que funciona como cavidad de llenado definido con las propiedades del molde de arena y un campo predefinido para iniciar el fluido en una condición de llenado final o a manera de fuente para llenar la cavidad, el fluido es definido como aluminio en estado líquido según lo detallado en el capítulo 3.

##### 4.4.1 Contacto Ideal

El contacto ideal simula un contacto viscoso dependiente de las propiedades definidas para el fluido que para este caso es la viscosidad dinámica del aluminio fundido y restringido por una definición geométrica analítica o sólida con propiedades, sin embargo uno de los inconvenientes de este proceso es la necesidad de una malla refinada de forma tal que exista una relación de 5 elementos eulerianos por cada lagrangiano en contacto para interpolar las funciones de campo solicitadas en la simulación y en ningún momento el dominio euleriano alcance los criterios de convergencia definidos en el software (Fan, 2009; Saucedo, 2013).

Al usar este tipo de contacto se presentan errores en las aristas y vértices, ya que convergen a elementos de dos dimensiones y bajo este tipo de contacto no es posible determinar una solución total para el comportamiento del fluido resultando en falta de reconocimiento de fronteras en el cálculo que en la visualización se ve como un escurrimiento. En otros ensayos se resuelve el problema mediante el uso de redondeos con un radio tal que permita colocar 5 elementos eulerianos en dicha curva y evitar la falta de reconocimiento geométrico (Saucedo, 2013).

El modelo simplificado consiste en un recipiente cilíndrico de  $16 \text{ e-}3 \text{ [m]}$  de altura con  $10 \text{ e-}3 \text{ [m]}$  de radio, con un espesor de  $2 \text{ e-}3 \text{ [mm]}$  y lleno con fluido usando el volumen definido al interior para inicializar el campo predefinido euleriano, y definido la duración de los pasos para alcanzar un tiempo de simulación de  $0.1 \text{ [s]}$  con resolución de  $0.5\text{e-}3 \text{ [s]}$  y evitar así un tiempo de cálculo innecesariamente largo.

Las mallas fueron elegidas de forma tal que cumplen con la misma relación entre elementos eulerianos y lagrangianos presente en el modelo de dominio reducido, que es en las zonas de conflicto de 1 euleriano a 2 lagrangianos, de esta forma es posible encontrar la combinación adecuada que permite a la simulación original converger.

Los resultados del modelo simplificado con contacto ideal (MSI) muestran como el volumen inicializado comienza a disminuir dentro de la cavidad por un escurrimiento en la unión del fondo y la pared vertical, el escurrimiento no es axialmente simétrico como todo el modelo, ya que al ser producto de un error numérico no se afectan de igual manera cada nodo.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



En la figura 4.36 a) se muestra el volumen inicial en  $t = 0$  [s], mientras que en el figura 4.36 b) se muestra un instante en  $t = 0.0395$  [s] donde el escurrimiento es visible y confinado a una sola sección corroborando que el error no se propaga de la misma forma en todos los elementos, finalmente en la figura 4.36 c) muestra el instante  $t = 0.1$  [s] donde el volumen ha disminuido notablemente de la condición inicial mostrando como el escurrimiento en efecto modifica el cálculo de distribución de volumen al interior de la cavidad.

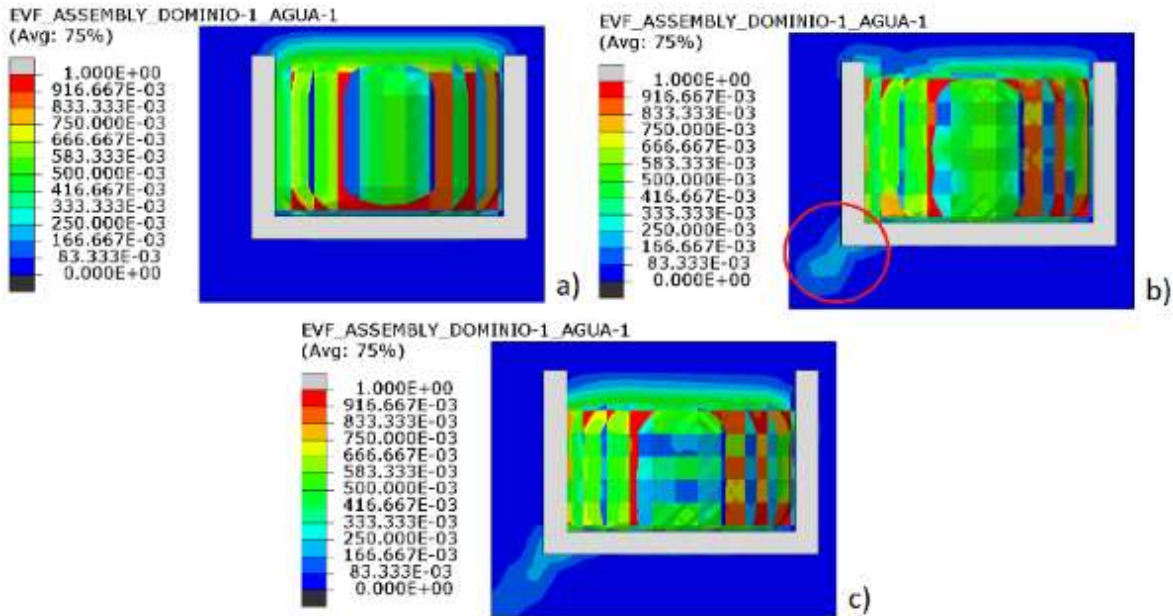


Figura 4.36 a) Volumen inicial, b) escurrimiento visible por una arista en el fondo de la cavidad de prueba y c) Volumen final alcanzado debido al escurrimiento presente.

La transferencia de calor bajo la condición de conductividad térmica escalada mil veces presenta un comportamiento común a los modelos térmicos previamente analizados, para el caso del fluido en la figura 4.37 a) para  $t = 0.02$  [s] se observan dos puntos donde la transferencia es mayor, estos puntos están en mayor contacto con el sólido. Estas dos zonas prevalecen para momentos posteriores de la simulación, en la figura 4.37 b) para  $t = 0.0325$  donde el escurrimiento es evidente se muestra que la transferencia de calor entre los elementos eulerianos se da sin necesidad de la interacción de dos cuerpos ya que los elementos ocupados por el material "void" están en las condiciones de referencia predefinidas en el software que en este caso es  $0$  [°C]; así como la presencia de material en otros elementos debajo de la cavidad de prueba que no habían sido visualizados con la distribución de volumen. En la figura 4.37 c) para  $t = 0.1$  [s] que es el final de esta simulación los dos puntos de transferencia permanecen y la transferencia fuera de la cavidad de prueba es evidente lo que muestra el material se está distribuyendo en los elementos de todo el dominio euleriano.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

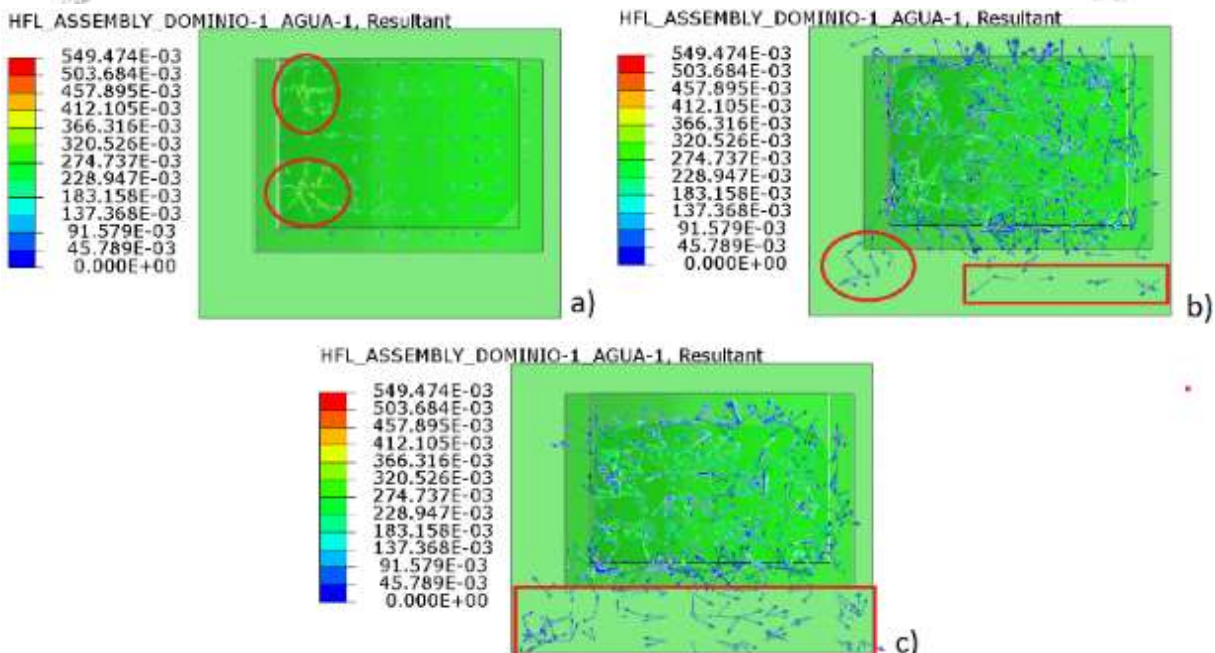


Figura 4.37 a) Inicio de la transferencia de calor mostrada en  $[W/m^2]$  del fluido al sólido mostrando los dos lugares de mayor transferencia, b) vectores de flujo de calor fuera de la cavidad prueba debido al escurrimiento y c) final de la simulación de prueba donde la transferencia fuera de la cavidad es notoria.

La transferencia dentro del sólido presenta diferencias apreciables respecto a lo mostrado en las aproximaciones anteriores ya que como se mencionó no se ha definido un baño térmico hacia donde la energía térmica fluya, por lo que en el sólido la distribución es aleatoria en todo momento sin mostrar algún cambio visible por el efecto del escurrimiento, en la figura 4.38 a), b) y c) los perfiles de transferencia de calor son prácticamente iguales, lo que indica que la energía térmica está siendo distribuida al interior del sólido de manera constante y homogénea, esto debido a que la transferencia de calor del fluido al sólido no está ocurriendo.

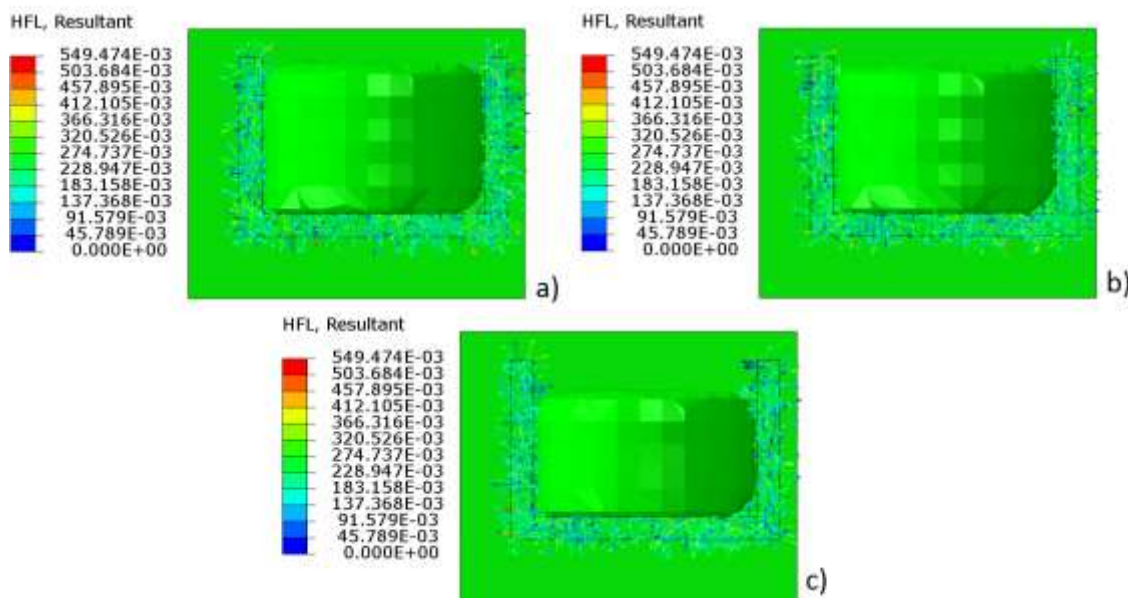


Figura 4.38 Transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en el sólido a)  $t = 0.02$  [s], b)  $t = 0.0325$  [s] y c)  $t = 0.1$  [s]





#### 4.4.2 Condición de no deslizamiento

La prueba para la aproximación de la condición de no deslizamiento se hizo con el mismo modelo, simplemente para observar el comportamiento del fluido, esta aproximación además de restringir los grados de libertad en los elementos eulerianos que están en contacto con el sólido intenta modelar la formación de la capa de óxido en la intercara del molde y metal fundido.

La visualización de la distribución de volumen bajo esta condición muestra que la cantidad de fluido inicializado no disminuye del volumen inicial mostrado en la figura 4.39 a) y solo presenta algunos movimientos al interior de la cavidad de prueba, sin embargo para algunos instantes es posible observar cómo es que elementos eulerianos por debajo del sólido muestran volumen ocupando entre un sexto y un cuarto del volumen del elemento de la figura 4.39 b) para  $t = 0.082$  [s], mientras que en la figura 4.39 c) tomada en  $t = 0.1$  [s] el volumen fuera del sólido disminuye, indicando que la restricción de grados de libertad en la intercara de contacto obliga a reajustar el volumen a la geometría definida en cada iteración, pero este comportamiento afecta el cálculo en la cantidad de movimiento del fluido, mostrando un resultado de reajuste como un cambio en la dirección de la velocidad de desplazamiento de este, provocando un efecto de “rebote” mostrado en la figura 4.39 d) que coincide con lo observado en los ensayos con malla centralizada.

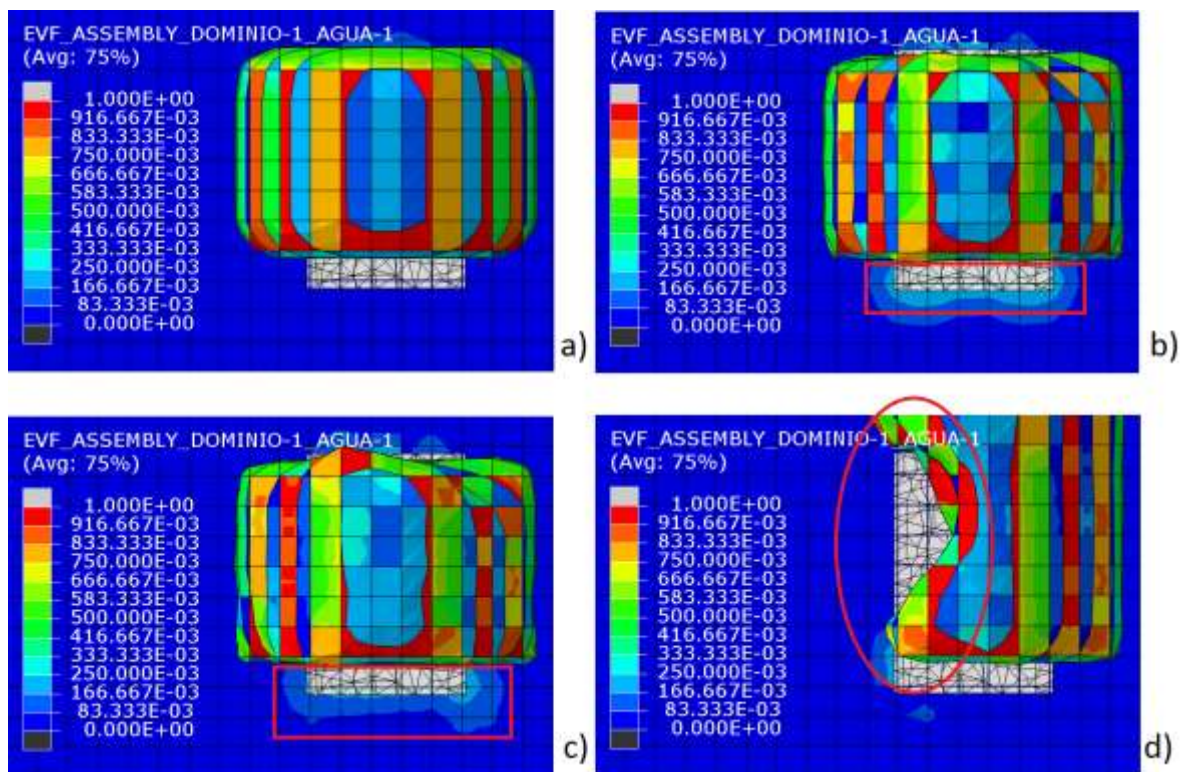


Figura 4.39 a) inicialización de volumen, b) perfil de inicio de escurrimiento mostrado en el rectángulo, c) disminución del volumen fuera de la cavidad de prueba, d) resultado del reajuste de volumen a la superficie del sólido resaltado en el ovalo.

Los resultados de distribución de volumen indican que la velocidad al interior del fluido cambia por las cargas impuestas en el fluido, el sólido y los ajustes numéricos que se realizan para forzar el reconocimiento del sólido, para verificar esto se observa el campo de velocidad en los mismos instantes que se obtuvieron los perfiles de volumen.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



En la figura 4.40 a) para  $t = 0.082$  [s] se observa como los movimientos en el fluido son causados por una recirculación al interior que es causada por el campo gravitacional definido en el modelo ya que esto produce que el volumen superior viaje hacia abajo y el inferior se desplace por éste, así como también es visible que los elementos que están por debajo de la superficie inferior de la cavidad del sólido presentan velocidades, pero no distribución de material. En la figura 4.40 b) se observa como otro perfil de recirculación que es similar al instante anterior y aun no muestra efectos visibles del ajuste sobre la distribución de volumen, finalmente en la figura 4.40 c) se observa claramente como el campo de velocidades usa una dirección predominante para forzar la restricción sobre la superficie sólida mediante el aumento de magnitud en los vectores que la favorezcan, así cambia la dirección que tiene el fluido y al no existir otra barrera que la contenga se presenta el efecto “rebote”.

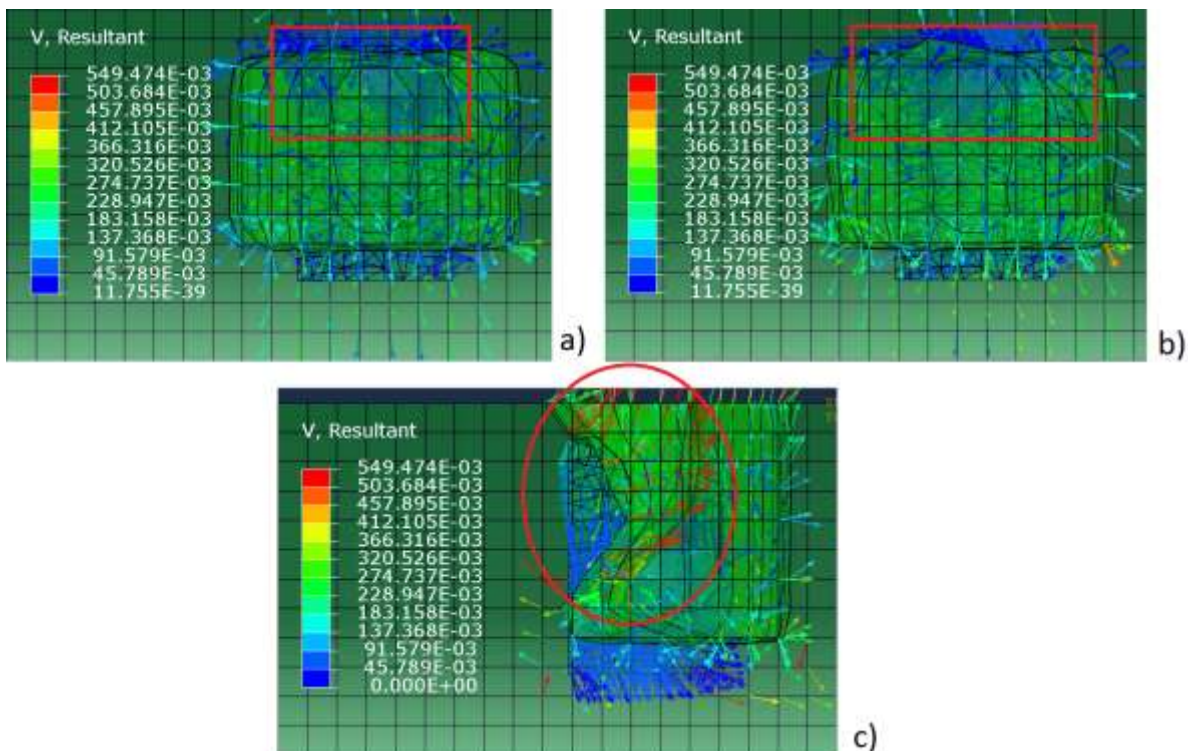


Figura 4.40 Campo de velocidades en [m/s] a)  $t = 0.082$  mostrando la recirculación superior en el fluido, b)  $t = 0.01$  que muestra el campo de velocidad en un perfil de recirculación subsecuente y c)  $t = 0.155$  [s] que muestra el cambio en la dirección de la velocidad del fluido.

Con los perfiles anteriores es posible decir que el escurrimiento no ocurre, pero el cambio en la dirección de la velocidad es evidente ya que al no tener un modelo matemático que defina adecuadamente la respuesta del fluido ante la restricción geométrica. Hasta ahora se cuenta con las propiedades viscosas definidas individualmente y el igualar los grados de libertad de los elementos en contacto entre los dominios no son definen de manera completa la interacción para asegurar convergencia en el cálculo del contacto entre sólido y fluido, ya que falta indicar la distribución de energía en la intercara para considerar pérdidas por el movimiento relativo del fluido sobre la superficie y así lograr que el perfil de velocidades sea consistente en el cálculo y con los valores esperados.



#### 4.4.3 Amortiguamiento viscoso

La forma para prevenir el escurrimiento observado en las simulaciones anteriores es considerar el “viscous damping” o amortiguamiento viscoso que se describe como una función de la presión de contacto y de la separación entre las superficies, para calcular la separación entre las superficies se usa la velocidad relativa de aproximación o separación entre las entidades definidas en el modelo, de este modo es posible regularizar los problemas de contacto y la falla numérica en las restricciones de contacto (Simulia, 5.2.1, 2014).

El modelo de presión viscosa se define como (Simulia, 5.2.1, 2014).

$$f = f(h, \dot{h}) = \mu(h)\dot{h} \quad \text{Ecuación 4.1}$$

Donde  $h$  es la separación y  $\dot{h}$  es la rapidez entre las entidades consideradas. El coeficiente de disipación  $\mu$  se define como una función de varias reglas de correspondencia (Simulia, 5.2.1, 2014):

$$\mu(h) = \begin{cases} 0 & \text{for } h < -c_0 \\ \mu_0(h + c_0)/(1 - \eta)c_0 & \text{for } -c_0 \leq h < -\eta c_0, \\ \mu_0 & \text{for } h \geq -\eta c_0 \end{cases} \quad \text{Ecuación 4.2}$$

Donde  $\eta$  es la fracción de separación en  $[-c_0, 0]$ ,  $c_0$  es la separación crítica donde la viscosidad varía desde cero hasta el contacto absoluto y se define como la distancia que recorre el sonido en el material en una unidad de tiempo,  $\mu_0$  es el coeficiente de disipación viscosa. Con esto se logra definir un contacto viscoso entre los nodos y se evita que el cálculo falle por falta de datos entre los nodos de ambos dominios.

En algoritmo ABQUS/Explicit® usa un coeficiente adimensional que define el amortiguamiento viscoso como una fracción del amortiguamiento crítico y la rigidez de contacto, para este cálculo la fuerza de amortiguamiento se define como (Simulia, 37.1.3, 2014):

$$F_{vd} = \mu_0 \sqrt{4mk_c v_{rel}^{el}} \quad \text{Ecuación 4.3}$$

Donde  $F_{vd}$  es la fuerza viscosa (viscous damping),  $m$  es la masa nodal,  $k_c$  es el coeficiente de rigidez de contacto  $v_{rel}^{el}$  es la tasa de variación de la velocidad entre las superficies que interactúan. Para visualizar el efecto de este cálculo se usa la variable CPRESS que es la representación gráfica de la presión debida a la disipación viscosa en un nodo.

Al aplicar esta condición se agrega un cálculo que permite hacer un balance de energía más completa, ya que ahora además de considerar la energía cinética, térmica, deformación se incluye las pérdidas por disipación viscosa, así se evita el cambio de dirección en la cantidad de movimiento que se observó durante el ensayo con condición de no deslizamiento y la pérdida de material mostrado por la condición ideal, además el método permite encontrar de forma iterativa el valor apropiado de disipación para que el modelo calcule un comportamiento adecuado.

En este caso se realizaron tres pruebas de cálculo variando el coeficiente de disipación y debido al tiempo que estas simulaciones toman se propuso un modelo simplificado a un prisma rectangular con una entrada de fluido centrada en la parte superior y solo 3 valores representativos, el primero es 0.3 que es diez veces mayor al predefinido en la paquetería, el segundo con valor de 1 que es el



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



caso extremo para cuando el sistema se comporta como sobre amortiguado y 0.03 que es el recomendado por el software el cual mantiene un comportamiento sub-amortiguado.

La determinación de la validez de cada uno de estos coeficientes se realiza en la misma forma que para la validación de flujo mediante la distribución de volumen y del campo de velocidades, en los cuales se busca un comportamiento sin fugas y reconocimiento adecuado de la superficie sin cambios abruptos en la dirección de flujo, como el efecto rebote observado durante el ensayo con condición de no deslizamiento.

Para el ensayo con coeficiente de disipación viscosa con valor de 0.3, se muestra en la figura 4.41 a) el primer contacto del fluido con el sólido ocurrido en 3.5 [s] donde se muestra una distribución suave en la forma del fluido y sin penetración entre los dominios, al avanzar la simulación se captura el momento para  $t = 12.5$  [s] mostrado en la figura 4.41 b) que es donde la recirculación afecta las paredes laterales del sólido y el flujo adquiere la forma del recipiente adecuadamente, en este instante se resaltan las aristas inferiores que muestran elementos vacíos debido a las condiciones de flujo y geometría, en esta representación se indica que como máximo el fluido interactúa con 16% del volumen del elemento euleriano localizado en esa posición. En la figura 4.41 c) correspondiente a  $t = 35$  [s] se observa como las esquinas siguen sin ser completamente ocupadas debido a las condiciones de flujo y toda la cavidad ha sido ocupada por el fluido sin complicación visible, mientras que para el figura 4.41 d) cuando  $t = 72$  [s] la cavidad muestra oscilaciones en la distribución de volumen indicando que algunas zonas resaltadas con óvalos no están completamente ocupadas, esto debido al flujo constante en la entrada, ya que no se limitó de ninguna forma el flujo de material en la parte superior por lo que el vacío de las esquinas superiores indica pérdida de volumen a través de esos elementos, mientras que el vacío central es por recirculación de fluido que se vuelve claro al observar el campo de velocidades.

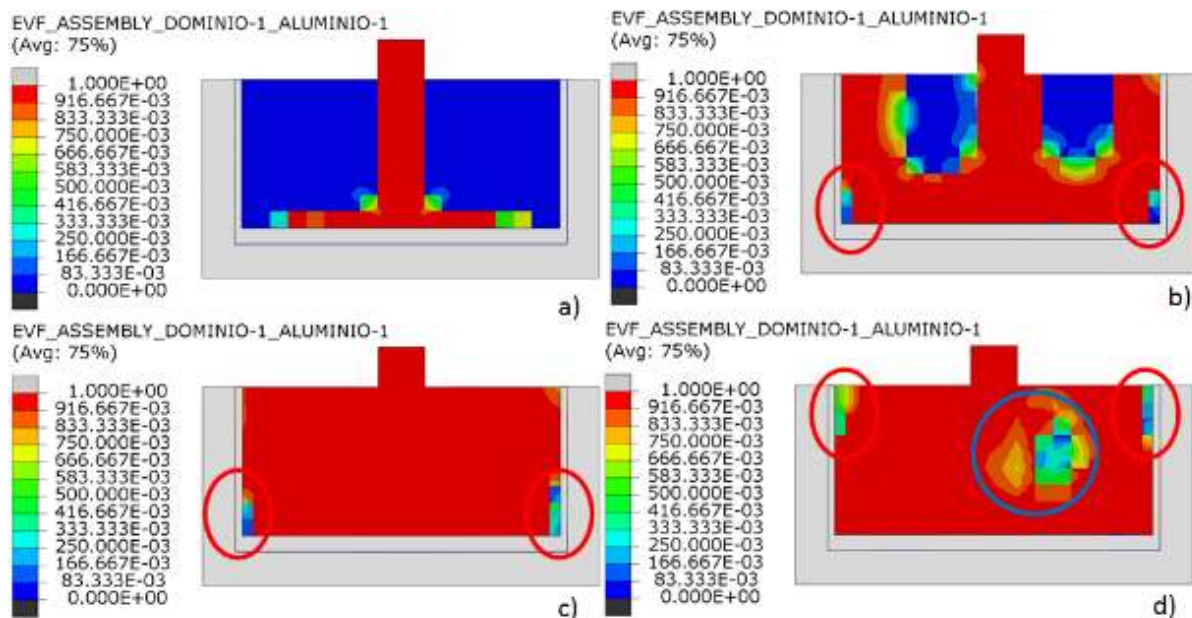


Figura 4.41 Distribución de volumen euleriano para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 0.3 a)  $t = 3.5$  [s], b)  $t = 12.5$  [s], c)  $t = 35$  [s] y d)  $t = 72$  [s].



La visualización de campo de velocidades se realiza para los mismos instantes, esto muestra que en el primer contacto entre el sólido y el flujo la velocidad disminuye prácticamente a cero y fuera del sólido los vectores en los nodos solo muestran la carga gravitacional aplicada a todo el modelo, a diferencia de un sentido apuesto para compensar la salida de material como se observa bajo la condición de no deslizamiento, esto se resalta en la figura 4.42 a), mientras que el contacto con las paredes laterales del sólido el flujo muestra el mismo comportamiento de almacenamiento sin vectores de compensación como está resaltado en el rectángulo rojo de la figura 4.42 b), así como en esta figura resaltado con óvalos se muestra el flujo ascendente debido a la entrada continua de material y haciendo claro por qué los aristas inferiores no incrementan el volumen en interacción de los elementos eulerianos asociado. Para los instantes de la figura 4.42 c) y d) el campo se mantiene consistente con lo mencionado, el flujo de entrada mantiene el perfil de recirculación y los vectores apuntan al exterior del dominio fluido lo que resulta en variaciones en la cantidad y distribución de volumen al interior como se observó en la figura anterior.

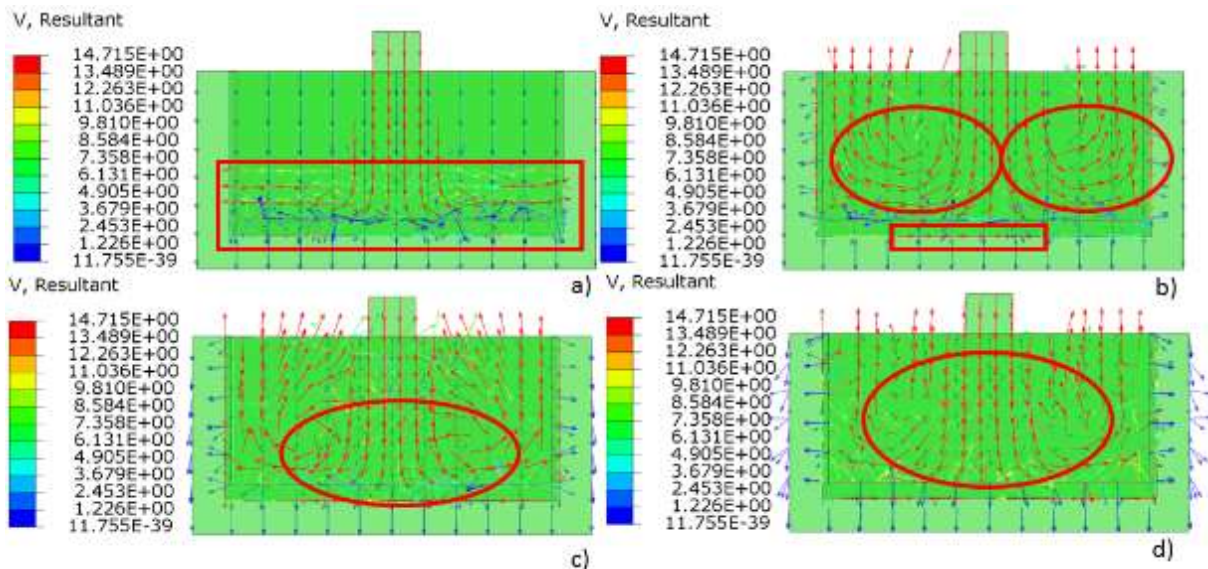


Figura 4.42 Campo de velocidades en [m/s] para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 0.3 a)  $t = 3.5$  [s], a)  $t = 3.5$  [s], b)  $t = 12.5$  [s], c)  $t = 35$  [s] y d)  $t = 72$  [s].

La distribución de volumen para la prueba con un coeficiente con valor de 1 muestra comportamientos indeseables, ya que desde el primer contacto muestra una respuesta mayor a la esperada físicamente pero congruente con una respuesta sobre amortiguada, en la figura 4.41 a) se observa cómo el fluido se separa del cúmulo principal debido al contacto con el sólido simulando al sólido más elástico de lo que se requiere, así como para la figura 4.43 b) donde se muestra menor interacción con las paredes laterales al ver casi todos los elementos eulerianos involucrados con un volumen menor al 100% de ocupación, así como la recirculación muestra mayor efecto en el fluido, al avanzar y observar el momento en que la salida de flujo por la parte superior es relevante, el vacío es mucho más notorio comparado con la prueba con coeficiente de 0.3 como se resalta en los óvalos de la figura 4.43 c) la interacción con las paredes sigue siendo menor.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Para la figura 4.43 d) y e) se muestra el llenado completo de la cavidad y la salida de material respectivamente, esto debido a que entre el instante  $t = 54.5$  [s] y  $t = 55$  [s] ocurre una respuesta desproporcionada en la recirculación y cambia la dirección propulsando el fluido fuera de la cavidad, el efecto es similar al rebote observado para la condición de no deslizamiento.

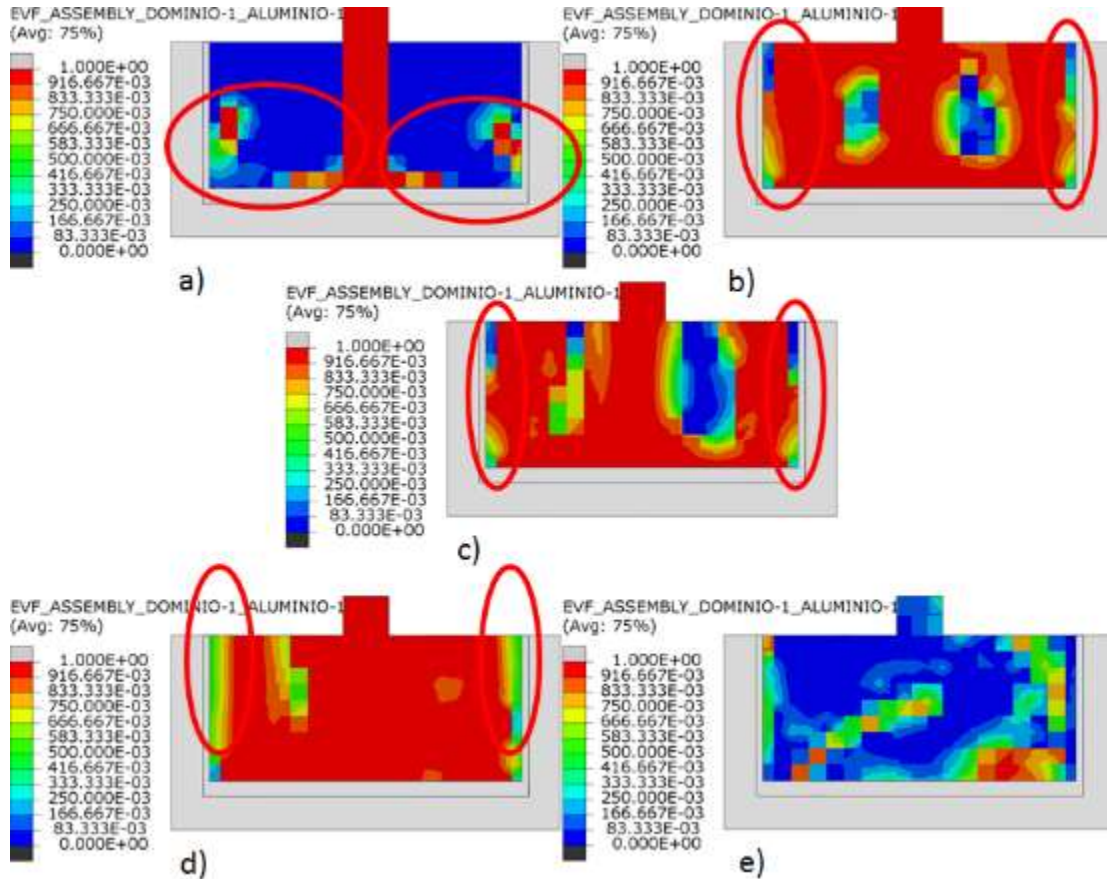


Figura 4.43 Distribución de volumen euleriano para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 1 a)  $t = 3.5$  [s], b)  $t = 12.5$  [s], c)  $t = 35$  [s], d)  $t = 54.5$  [s] y e)  $t = 55$  [s].

La visualización del campo de velocidad en la figura 4.42 a) muestra inicialmente que la interacción con el sólido durante el contacto inicial contiene al fluido adecuadamente, pero elevando la respuesta cinética de este como se observó por la separación de volumen del cuerpo principal, este efecto se mantiene en la figura 4.42 b) la recirculación muestra un valor más elevado cuando el fluido interactúa con las paredes laterales mostrando que este efecto aleja el fluido de las paredes mientras sube explicando así el vacío observado anteriormente.

El instante cuando el fluido alcanza la parte superior es mostrado en la figura 4.44 c) donde se ve que la dirección de la velocidad apunta hacia fuera del dominio euleriano y la recirculación muestra un perfil mucho más definido entre el fluido que ingresa y el que asciende, esta distribución explica el vacío cerca al centro. Esta distribución permite el llenado casi homogéneo de la cavidad y mantiene la separación entre el fluido que entra del que sale, como se ve en la figura 4.44 d). Sin embargo, en la figura 4.44 e) que muestra el incremento inmediato posterior al instante donde la cavidad está llena, el perfil de velocidad cambia drásticamente sin una acción explícita sobre el sistema, este cambio es el responsable de vaciar la cavidad como se ya se vio. Al no haber ninguna



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



modificación diferente al coeficiente de disipación la causa más probable es que la respuesta sobre amortiguada haya superado el valor de estabilización teniendo una respuesta mayor a la esperada siendo mostrada como un incremento en la energía cinética.

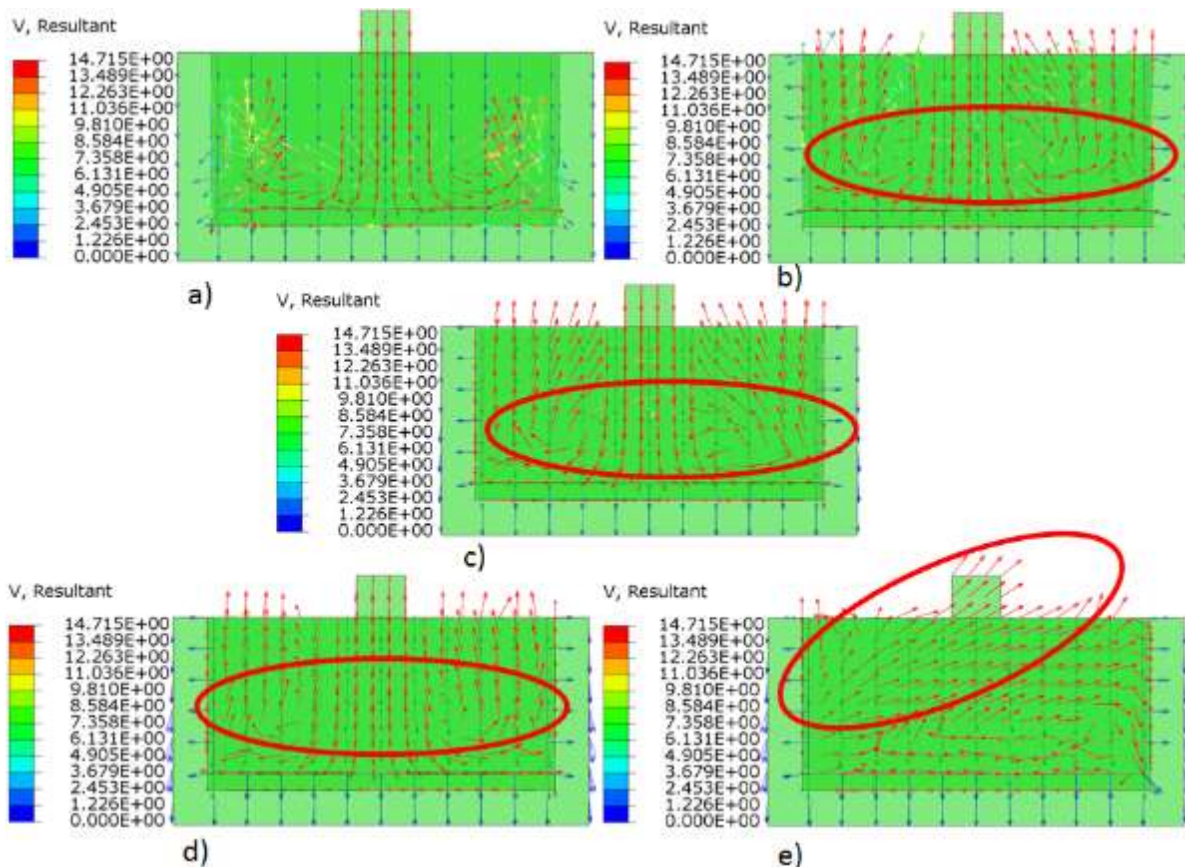


Figura 4.44 Campo de velocidades en [m/s] para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 1, a) t = 3.5 [s], b) t = 12.5 [s], c) t = 35 [s], d) t = 54.5 [s] y e) t = 55 [s].

La prueba con un coeficiente de disipación viscosa de 0.03, muestra resultados menos homogéneos que la prueba con 0.3 y más estables que la prueba con 1. El primer instante de contacto muestra un poco de volumen separándose del cuerpo principal de fluido, pero de forma más consistente con una salpicadura que en las pruebas pasadas como se puede ver en la figura 4.45 a), así como una interacción más continua y estable con las paredes laterales durante el llenado inicial de la cavidad mostrado en la figura 4.45 b).

El avance de fluido de la figura 4.45 c) muestra que sobre las paredes laterales no hay atenuación de la velocidad ni acumulación de fluido ya que la disipación no es suficiente para retenerlo, esto causa que el flujo salga verticalmente y la recirculación no aparezca, sino que el efecto de dos flujos diferentes, lo que causa que el llenado no se complete en el tiempo de simulación establecido mostrando una distribución de volumen consistente con el flujo y baja interacción con las paredes laterales.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

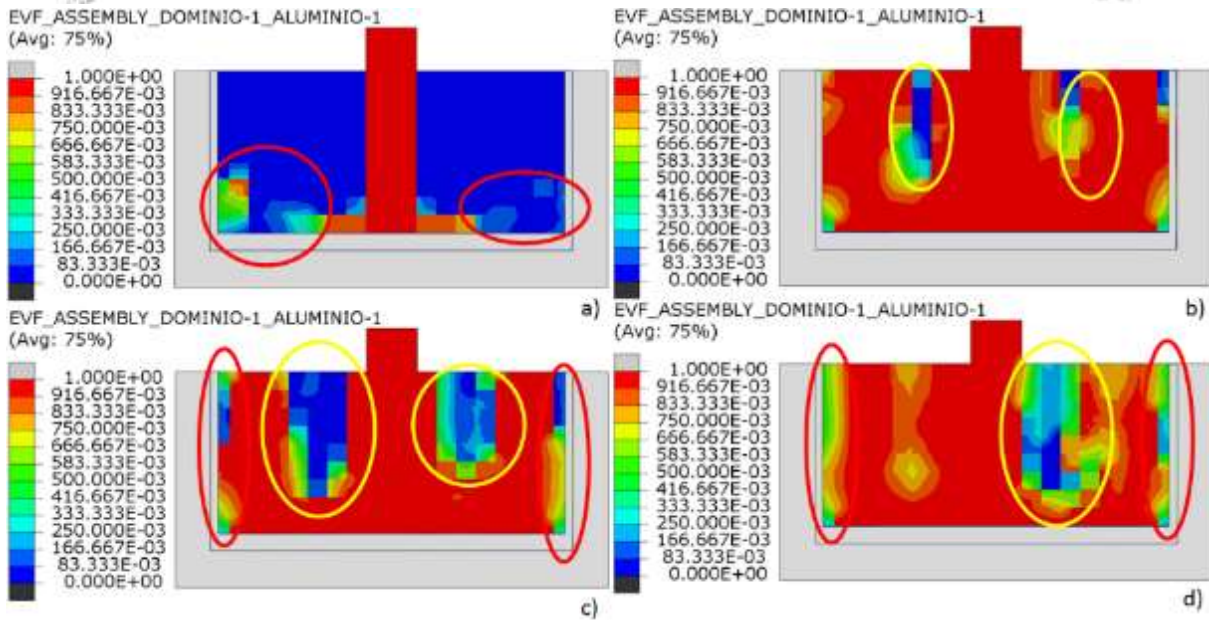


Figura 4.45 Distribución de volumen euleriano para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 0.03, a)  $t = 3.5$  [s], b)  $t = 12.5$  [s], c)  $t = 35$  [s] y d)  $t = 72$  [s].

Al observar el campo de velocidad obtenido de esta prueba se observa poca disminución de velocidad debido a la presencia del sólido, en la figura 4.46 a) que es el primer contacto se observa un perfil similar a una salpicadura que es una respuesta intermedia entre las pruebas realizadas, lo que indica que geoméricamente los dominios reconocen adecuadamente la posición de cada tipo de nodos, para la figura 4.46 c) cuando el fluido comienza a ascender el fluido ya presenta los dos flujos claramente definidos esto sugiere que las pérdidas por interacción viscosa son indetectables y permite que flujo viaje sin impedimento alguno.

En la figura 4.46 c) se tiene mayor interacción entre los dos flujos que de lo que se puede apreciar de la interacción entre sólido y fluido, si bien en ningún momento se aprecia una zona de escurrimiento o mal reconocimiento de geometría sólida, ésta no interfiere con el avance del fluido lo que deriva al perfil de la figura 4.44 d) que es una interacción importante entre el flujo de entrada y ascendente generando vacío entre estos dos y recirculación mucho más notoria que en los ensayos anteriores.





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

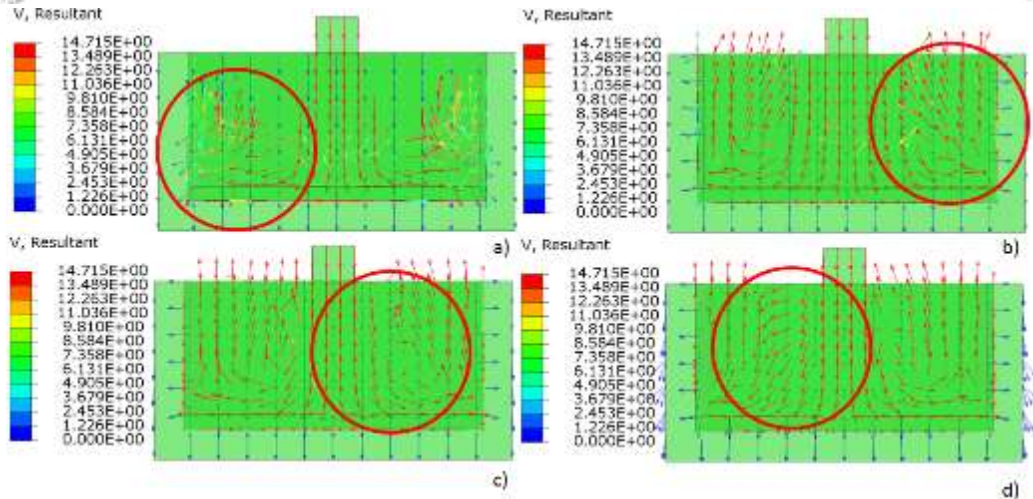


Figura 4.46 Campo de velocidades en [m/s] para la prueba con coeficiente de disipación viscosa de 0.03, a)  $t = 3.5$  [s], b)  $t = 12.5$  [s], c)  $t = 35$  [s] y d)  $t = 72$  [s].

Con base a las pruebas anteriores el coeficiente de 0.3 dio los mejores resultados en distribución de volumen y campo de velocidades ya que se muestra un llenado consistente y estable, así como ningún tipo de cambio en la dirección ni recirculaciones inesperadas para este tipo de entrada de fluido, si bien en ninguna se presenta algún tipo de escurrimiento la interacción con el sólido o es muy severa exhibiendo elasticidad virtual o siendo tan baja que no muestra pérdidas en el flujo. Así para el llenado completo se usará un valor de 0.3 como coeficiente de disipación viscosa, sin embargo, es posible que para otras condiciones de llenado, materiales o cargas diferentes este valor no sea el adecuado.

### 4.5 Colada por gravedad

Con todas las condiciones determinadas que se encontraron bajo las diversas variantes exploradas durante el desarrollo de este trabajo es posible definir un modelo que converge razonablemente durante la simulación del vaciado de aluminio en un molde de arena verde con un efecto de escurrimiento “leakage” mínimo, esto debido que las iteraciones para determinar exactamente el coeficiente de disipación viscosa requieren una capacidad computacional elevada y un tiempo de computo extenso, por lo que se deja para trabajos futuros.

La colada por gravedad que se presenta aquí se valida mediante la observación de las mismas variables usadas en los ensayos mostrados, tales como distribución de volumen euleriano comparado con radiografías experimentales reportadas en literatura, así como el perfil de velocidades y transferencia de calor comparándola con la simulación puramente térmico.

#### 4.5.1 Flujo metálico

Los resultados en la distribución de volumen euleriano han de ser continuos y siempre mayores a 0.5 para considerar que el elemento es relevante para el estudio realizado, para este llenado se ha enfocado la atención en el bebedero que garantiza el contacto y el reconocimiento apropiado con el sólido. Esta sección es usada ya que presenta conicidad a lo largo de la caída y siempre aparece algún elemento que no cumple adecuadamente el criterio de contacto, una vez superada esta sección es posible afirmar que el llenado puede ocurrir.



En la figura 4.47 a) se muestra el instante para  $t = 0.165$  [s] que es donde el contacto se aprecia por primera vez en la intercara del bebedero y el fluido, donde se observa que los elementos con contacto disminuyen su distribución aproximadamente a 0.5 mostrando que se obtiene el comportamiento adecuado. En la figura 4.47 b) para  $t = 0.27$  [s] se observa el bebedero ocupado por el aluminio en 66 % aproximadamente sin ninguna alteración en el reconocimiento de superficie o contención en el fluido mostrando que las condiciones establecidas permiten la interacción FSI adecuada; al llegar a una de las zonas más críticas debido a la reducción de área de contacto en el pozo del bebedero se revisa la interacción, este instante se muestra en la figura 4.47 c) que es cuando  $t = 0.355$  [s] en ésta se observan algunos puntos azules que son únicamente debido a la superposición de ambos dominios ya que al cambiar el acercamiento o ángulo desaparece como en una vista más cercana que se muestra en la figura 4.47 d) donde se observa que todo el volumen del pozo está siendo ocupado y el canal de llenado está comenzando a ser ocupado por el fluido, confirmando que la interacción está siendo calculada adecuadamente por la simulación.

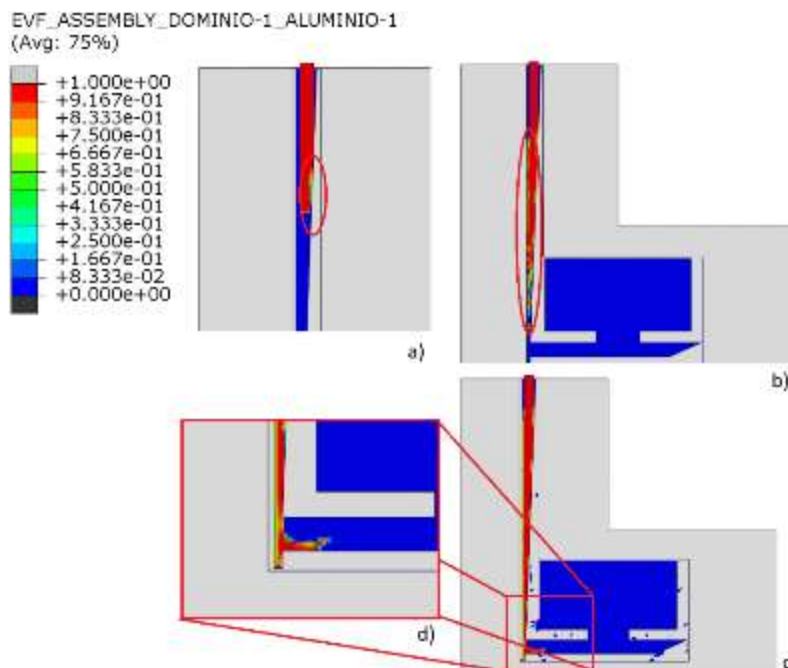


Figura 4.47 Llenado del bebedero a) primer instante de contacto entre ambos dominios, b) 66% del bebedero lleno sin falla observable y c) pozo del bebedero con completo reconocimiento de aristas y vértices sin escurrimiento o falla observable.

Con el bebedero completamente reconocido y mostrando cálculos adecuados para la variable distribución de volumen en zonas donde ya se conoce que hay problemas de convergencia, resuelto esto se procede a la comparación con las imágenes obtenidas durante el llenado experimental mostrado en el artículo “Benchmark Testing the Flow and Solidification Modeling of Al Castings” (Sirrell, 1996), en esta comparación se busca el perfil de distribución de fluido más parecido entre radiografías y simulación, así como también se compara el tiempo en que aparecen para determinar la desviación obtenida para esta aproximación.

Las imágenes obtenidas del experimento tienen una resolución de 0.25 [s], con lo cual se captura el llenado en 6 imágenes dando un total experimental de llenado de 2[s], cada una de estas imágenes muestra un porcentaje de llenado diferente siendo los más importantes las primeras dos capturas



ya que muestran el perfil de llenado esperado debido a la ubicación de la puerta de entrada a la cavidad y a las condiciones de flujo turbulento esperado.

El primer instante representativo de la colada por gravedad es cuando entra el fluido a la cavidad principal, ya que es el único instante en el que se conoce que tipo de frente de flujo debe de existir según la literatura (Sirrell,1996); al analizar este instante en la figura 4.48 a), b) y c) que el régimen de flujo esperado es turbulento con un perfil de entrada tipo fuente con mayor concentración de volumen al lado izquierdo de la cavidad, es decir la misma dirección en el que el flujo viaja.

En la figura 4.48 b) se observa claramente el espacio en el canal lleno cerca del pozo del bebedero y el flujo conectado al lado derecho, lo cual esta remarcado en el rectángulo y ovalo respectivamente.

Al hacer una comparativa con el perfil obtenido de la simulación se puede decir que el perfil es próximo a cualquiera de las tres radiografías, mostrando el perfil de entrada más parecido entre la figura 4.48 c) y d), mientras que la distribución en la puerta de entrada a la cavidad es comparable en las imágenes 4.48 a) y d). El instante en cuestión corresponde a 0.74 [s] de llenado y a 0.93 [s] de simulación, esta diferencia es explicable debido al ajuste aplicado en el contacto entre superficies.

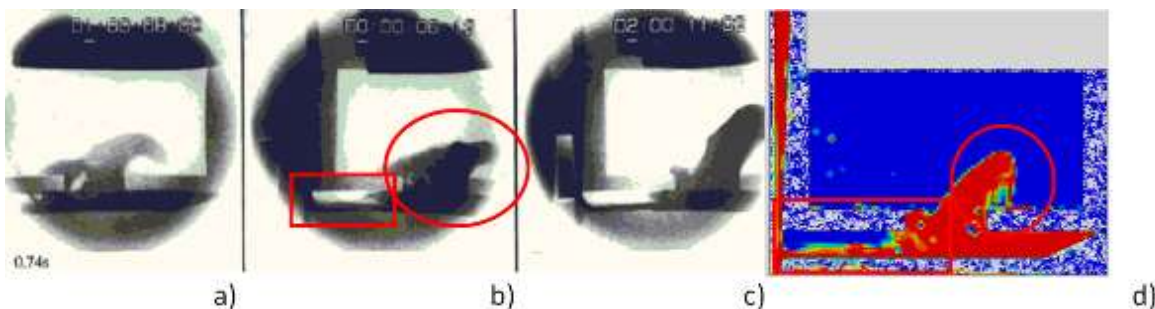
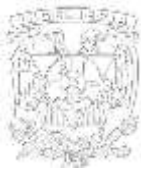


Figura 4.48 Instante de la entrada del fluido a la cavidad principal, en a), b) y c) (Sirrell, 1996) radiografías comparables con d) perfil obtenido de la simulación

El siguiente perfil presentado en la literatura corresponde a 1 [s] de colada y a 1.88 [s] de simulación, una de las primeras desviaciones es el contacto definido que retrasa el flujo debido a que genera más pérdida en el flujo que lo que muestra la medición experimental, así como la diferencia en la captura de los perfiles, ya que para las radiografías se toman imágenes a intervalos de tiempo regulares de 0.25 [s], mientras que en la simulación se busca el porcentaje aproximado de llenado y el perfil de superficie libre, por lo que el intervalo de tiempo para las capturas provenientes de la simulación no es constante y en general no coincide exactamente con la radiografía.

Los perfiles de la figura 4.49 a) - c) muestran claramente que el volumen está concentrado a la derecha, el volumen ocupado de la cavidad es aproximadamente 20% así como el frente de flujo es mucho más estable comparado con el perfil tipo fuente al ingresar a la cavidad, a excepción de la figura 4.49 c) que muestra una acumulación en forma de chorro debido a una solidificación local en la superficie de dicho perfil de llenado.

De la simulación figura 4.49 d) se obtiene el mismo perfil en la superficie libre que el mostrado por las radiografías indicando que el comportamiento del aluminio fundido para la variable distribución de volumen es correcto, pero además se observan vacíos que pueden identificarse como burbujas,



mostradas en el ovalo, las cuales viajan desde el final del bebedero hacia la cavidad; este comportamiento es reportado en la literatura y denotan que es muy complicado observarse mediante la radiografía por la resolución de tiempo utilizada (Sirrell, 1996). La presencia de estos vacíos y el cálculo de su movimiento es congruente con los resultados hasta ahora, ya que si bien no son impulsados por un cambio de densidad entre fluidos se da por el movimiento relativo del material "void" respecto del fluido.

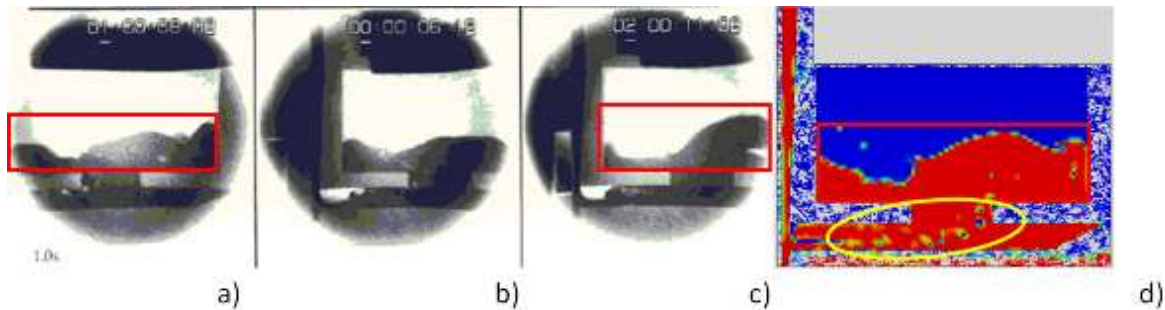


Figura 4.49 Aproximadamente 20% de llenado donde se muestra en a), b) y c) (Sirrell, 1996) las radiografías comparables con d) perfil obtenido de la simulación

EL avance del llenado es consistente al comparar la simulación con las imágenes reportadas en la literatura, el llenado para cuando se ha alcanzado aproximadamente 50% de la cavidad principal ocurre en 1.24 [s] durante los ensayos reportados (Sirrell,1996) y en 2.35 [s], en este tiempo ya se ve un efecto acumulado de los cálculos anteriores y el retraso por el amortiguamiento usado en el contacto.

EL perfil para este instante tiene como principal característica una concentración de volumen al centro que es originado por el flujo de entrada desde la cavidad, esto se observa en las imágenes 4.50 a) – d); en algunos casos el frente de flujo es más plano como se ve en la figura 4.50 b) debido a la variabilidad intrínseca del proceso y a que el aire no está considerado en el modelo para la simulación, lo que implica que un campo de presión sobre la superficie libre del fluido no está actuando y por lo tanto existe menos restricción para el cálculo de la forma en la que se distribuye el fluido en esa zona, esta diferencia es notoria entre las imágenes 4.50 a), b) y d), mientras que si se compara el figura 4.50 c) y d) el perfil es mucho más compatible. Esto permite decir que determinar al perfil de la superficie libre de forma experimental o mediante simulación es muy complejo y en la mayoría de los casos no es posible igual dos perfiles exactamente. Dado que el frente de flujo no es comprable punto a punto para cualquier momento, se usa una comparación de distribuciones y zonas de relevancia; para la distribución de volumen la presencia de vacío en zonas de importancia puede indicar el atrapamiento de aire. Al comparar los vacíos capturados por las visualizaciones experimentales reportadas se establece que las zonas de mayor formación de burbujas son a la entrada del canal de llenado y la puerta de entrada.

En la figura 4.50 a) y b) la aparición de burbujas se resalta por óvalos, mostrando que las burbujas aparecen principalmente en el lado izquierdo de puerta de entrada y de la cavidad mientras que la simulación mostrada en la figura 4.50 d) indica que la distribución de vacío, interpretado como burbujas, se muestra con mayor concentración a la derecha de la puerta de entrada y cavidad principal debido a que están siendo recalculadas primordialmente por el flujo de llenado, el cual ocurre en esa dirección, mientras que en las visualizaciones experimentales las burbujas son



también afectadas por el cambio de densidad local al interior del aluminio. La zona de mayor coincidencia aparece en la comparación entre la figura 4.50 c) y d) donde se observa él formación de un vacío claramente definido en la unión entre el bebedero y el canal de alimentación, en la figura 4.50 d) donde se muestra la simulación está resaltado con un ovalo horizontal la misma zona que en la figura 4.50 c) haciendo evidente donde es que el aire está siendo atrapado e implicando que la interacción del fluido en lo general está correctamente simulada.

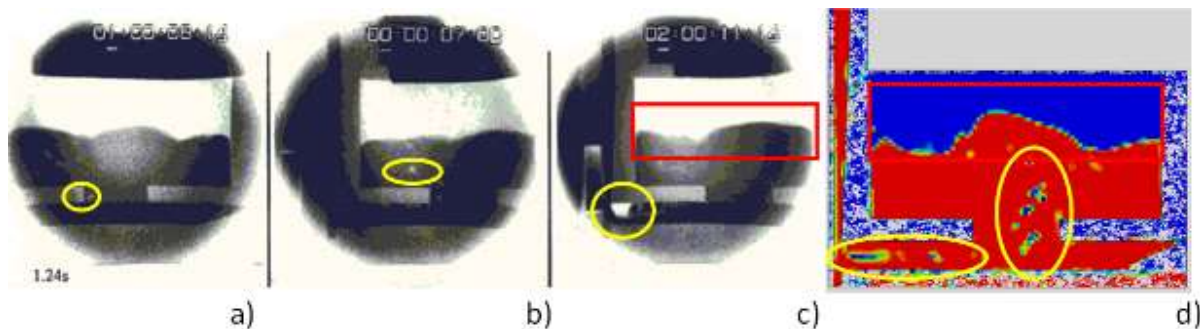


Figura 4.50 Llenado aproximado de la cavidad del 50% a), b) y c) se muestran las radiografías mostradas en la literatura (Sirrell, 1996) y d) el perfil obtenido de la simulación.

Para cuando el llenado ha alcanzado el 80% de la cavidad se registró un tiempo experimental reportado de 1.5 [s], mientras que en la simulación ese volumen de llenado se alcanzó en 2.59 [s], siendo esta diferencia causado por la misma razón de las visualizaciones anteriores ya que el efecto del retraso es acumulativo en el tiempo, sin embargo, la diferencia entre visualizaciones se estabiliza.

En este punto del llenado, la aparición de burbujas es consistente, así como la acumulación de fluido al centro de la cavidad principal, en la figura 4.51 a) – c) el perfil de superficie libre es mucho más plano que en situaciones anteriores, pero con la acumulación evidente de volumen en el centro desviado a la derecha en dirección del flujo de entrada.

En la figura 4.51 b) y d) se muestra la presencia de burbujas, en direcciones opuestas, pero en ambas situaciones mostrando que provienen de la puerta de entrada que es el único lugar posible por el cual este entrando aire; esto debido a que la arena verde se usó en el ensayo estándar debido a la permeabilidad que tiene con el aire, mientras en la simulación como ya se ha dicho no está representado ningún fluido asociado al aire. Sin embargo, en ambas situaciones están presentes las burbujas lo que deja en claro que la única opción es que el fluido al interior de la cavidad este siendo atrapado por instantes en el flujo turbulento del metal fundido y después salga hacia la zona de menor presión, en el caso de la simulación en dirección del campo de velocidades y en el caso de la fundición hacía la zona de menor densidad que en este caso también es la más caliente por ser el último material en entrar y en favor del movimiento de convección natural. Dadas estas condiciones no definidas en la simulación no es posible esperar el mismo movimiento en las burbujas, pero si la zona de formación y de mayor ocurrencia de atrapamiento de aire.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

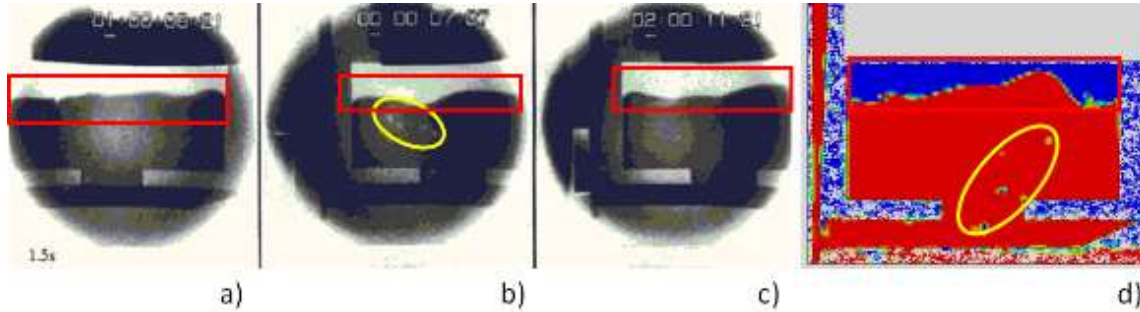


Figura 4.51 Llenado aproximado de la cavidad del 80% a), b) y c) se muestran las radiografías mostradas en la literatura (Sirrell, 1996) y d) el perfil obtenido de la simulación.

La última visualización antes del llenado en las radiografías reportadas en la literatura ocurre para un volumen de 95% aproximadamente y un tiempo de 1.74 [s], en la simulación la misma cantidad de volumen de llenado ocurre para 2.59 [s] que es un incremento menor al que se había medido para las demás visualizaciones, no solo indicando que el llenado es más estable si no más continuo, mostrando mejor correlación con el comportamiento viscoso que en etapas iniciales, sugiriendo que la interacción del fluido con más elementos y más nodos favorece el aumento de los valores en los renglones de la matriz asociada al cálculo de la energía.

En la figura 4.52 a) y b) es observable la formación de un menisco, con una altura claramente inferior respecto a los niveles laterales, mientras que entre estos el nivel es aproximadamente el mismo, por otro lado, en la figura 4.52 c) el nivel derecho correspondiente a la acumulación de fluido ya observada, es mayor respecto a la posición del menisco y el nivel de fluido izquierdo. De ambas observaciones es seguro decir que el perfil simulado de la figura 4.52 d) cae en un caso intermedio ya que aparece el menisco, ambos niveles de fluido a los laterales de éste y el nivel derecho con mayor nivel debido a la dirección de flujo de llenado.

También, en la figura 4.52 d) de la simulación se observa la presencia de burbujas ya que la última sección del vacío presente salida del bebedero y entrada del canal de alimentación está intercambiando su posición con el fluido definido, y siguiendo la dirección del perfil de flujo. La presencia de las burbujas en este punto del llenado se debe básicamente a que el cambio de densidad y cambio de fase no está implementado en este modelo por lo que en todo momento las propiedades son de fluido. En los experimentos no es visible la presencia de burbujas, pero no es especificado si es por efecto de la resolución de las radiografías o si el material ya no está completamente en estado fluido.

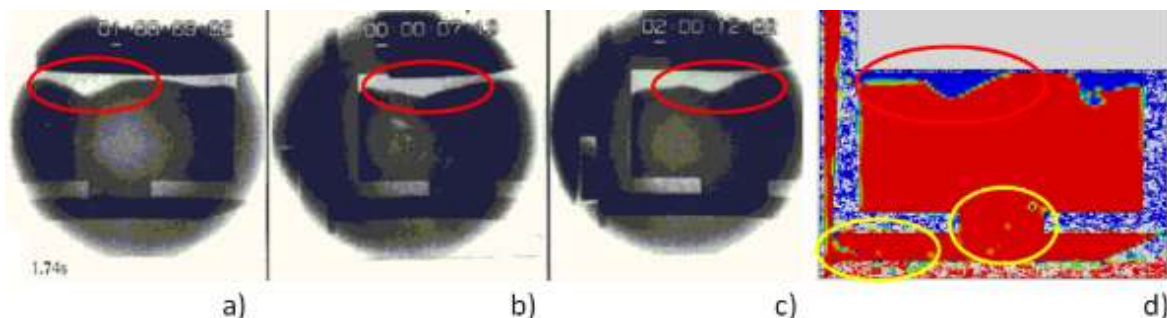


Figura 4.52 Llenado aproximado de la cavidad del 90% a), b) y c) se muestran las radiografías mostradas en la literatura (Sirrell, 1996) y d) el perfil obtenido de la simulación.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



El llenado de la cavidad ocurre cuando  $t = 2$  [s] para las visualizaciones experimentales mientras que en la simulación esto ocurre en  $t = 2.76$  [s] mostrando que alcanzó a tener menor incremento desde la visualización anterior. En ambas situaciones es visible el perfil de la cavidad completamente lleno, mostrando un buen reconocimiento de las superficies y mostrando solo algunas indicaciones de la presencia de las burbujas, esto es notorio solo por puntos con menor ocupación de volumen lo cual se señala en la figura 4.53 d) resaltado con óvalos.

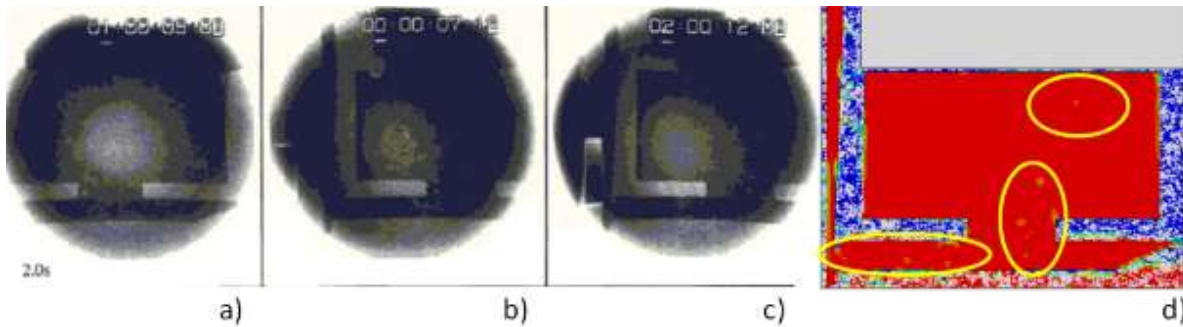


Figura 4.53 Llenado de la cavidad a), b) y c) se muestran las radiografías mostradas en la literatura (Sirrell, 1996) y d) el perfil obtenido de la simulación.

El tiempo entre incrementos con cada visualización variaba cambiando el error porcentual entre la simulación y los datos experimentales, esto se muestra en el a tabla 4.1:

Tabla 4.1 Comparación de tiempo de la visualizaciones obtenidas

Visualización	t [s] Experimental	t [s] Simulación	Err%
1	0.74	0.93	26%
2	1	1.51	51%
3	1.24	1.88	52%
4	1.5	2.35	57%
5	1.74	2.59	49%
6	2	2.76	38%

El tiempo calculado por la simulación, aunque alejado del tiempo experimental reportado está en un rango próximo a lo que los ensayos de simulación anteriores, siendo la de menor tiempo de predicción de 1.83 [s] y la de mayor tiempo de predicción de 2.2 [s] dejando este cálculo con el mayor tiempo presentando un error de 25% respecto a la mayor medición, definiendo que la aproximación es aceptable, considerando que en ningún otro ensayo se especifica si se han hecho cálculos en el molde (Sirrell, 1996).

La variación en el valor de error porcentual se puede notar que al inicio y al final de la simulación el error tiene los valores de menor error, esto es justificable ya que al inicio durante el llenado del bebedero solo el frente de flujo está interactuando con el sólido ya que el resto de los elementos están completamente llenos y sin movimiento relativo con el molde. De igual forma al final del llenado solo las paredes de la cavidad principal están interactuando con el fluido siendo que el área de contacto nueva sea poco relevante para el cálculo; en estas dos situaciones el contacto es poco



relevante comparado con el efecto viscoso del fluido por lo que la velocidad de llenado tiene una desviación menor respecto al comportamiento relevante.

En las visualizaciones intermedias, el contacto está en constante cambio, es decir, en la etapa de flujo en el canal de alimentación se está interactuando solo con la mitad y al ingresar a la cavidad de llenado se interactúa con el área faltante del canal de bebedero y el área de la puerta de entrada; esto sucede hasta que toda esa zona está completamente llena y solo el frente de flujo está confinado al rectángulo de la cavidad principal.

Todas las interacciones descritas afectan el cálculo de contacto agregando amortiguación cada vez que el área entra en contacto cambia, mientras que cuando es estable la amortiguación ya ha sido calculada y no modifica la velocidad del fluido, por ello las visualizaciones intermedias presentan un flujo más lento que al inicio o al final. Con lo cual es correcto decir que solo la amortiguación tangencial no está modelando adecuadamente la interacción y sería necesario agregar un contacto normal para ajustar adecuadamente el retraso causado por la amortiguación viscosa, esto se deja para un trabajo posterior.

Puesto el mayor efecto del tipo de contacto definido mediante disipación viscosa es el movimiento relativo entre el fluido y sólido es conveniente observar el campo de velocidad para ver su efecto, dado lo que se vio en la distribución de volumen se espera que en las zonas de contacto la velocidad disminuya mientras que al interior del fluido la velocidad sea visiblemente mayor.

Para la primera visualización a 0.93 [s] y en 1.51 [s] obtenidas de la simulación que se muestran en la figura 4.54 se resaltan varias zonas de interés, en recuadros se muestran las zonas que afecta la disipación viscosa visualizada como estancamientos y transición turbulenta a las capas interiores del fluido. Por otro lado, los óvalos muestran las recirculaciones en el flujo al ingresar a la cavidad y la velocidad máxima alcanzada en el fondo del bebedero.

En la figura 4.54 a) se muestra la figura para 0.96 [s] de la cual es observable como el fluido es detenido por las superficies en los lados de la cavidad principal, así como un estancamiento de fluido en la trampa de óxido al final del canal de alimentación, se observa como el fluido se adhiere a las paredes del molde y la velocidad se propaga lentamente a las capas interiores del fluido. También se resalta la zona que sigue vacía en la parte superior a la entrada del canal de alimentación que se hizo mención, por lo que toda esa zona no está aportando ningún tipo de disipación.

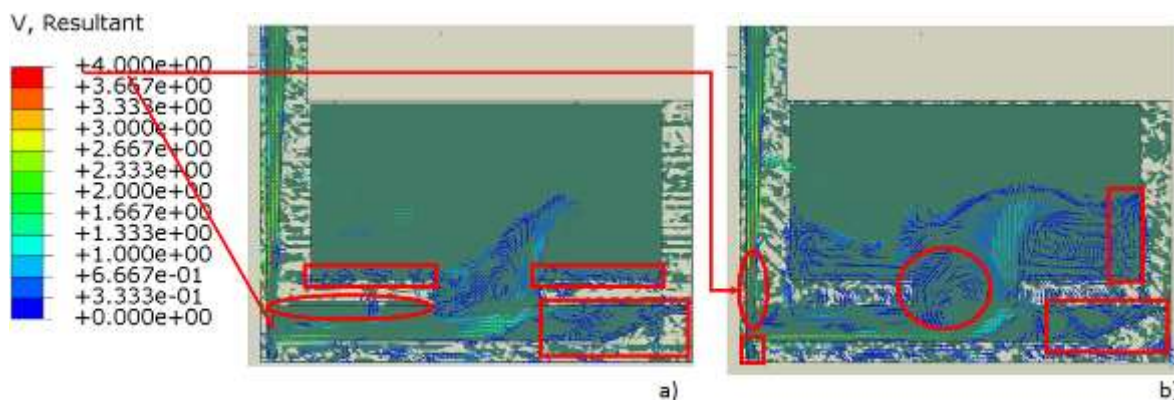


Figura 4.54 Visualizaciones de del campo de velocidades en [m/s] a) t = 0.96 [s] y b) 1.51 [s]





Los vectores de velocidad indican que en el fondo del bebedero la velocidad alcanzada por el fluido está comprendida entre 2.33 y 4 [m/s] que es muy próximo a lo que el teorema de Torricelli predice 3 [m/s], adicionalmente la escala muestra que hay algún punto fuera mostrado en la figura 4.55 el cual alcanza hasta 28.66 [m/s] que es una gota en caída libre en el extremo superior de la cavidad principal estableciendo que en cualquier punto de flujo no se supera la velocidad máxima a la presente en el final del bebedero.

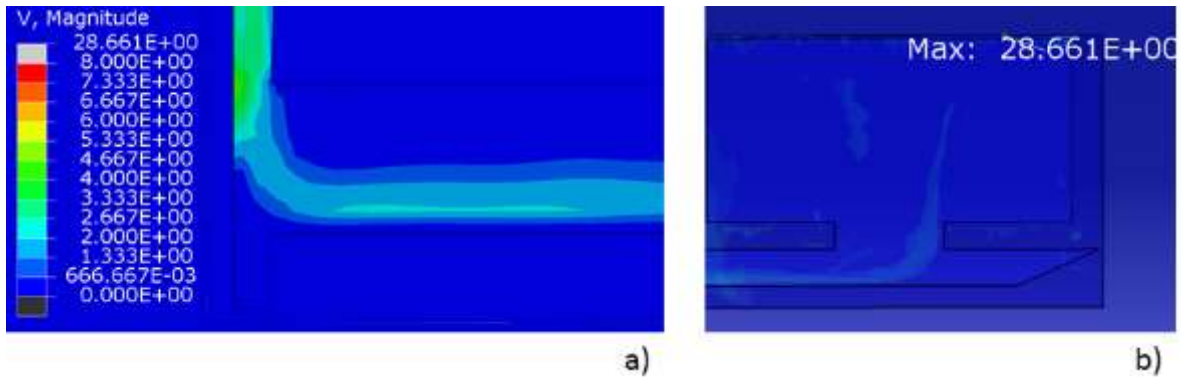


Figura 4.55 a) Perfil de flujo promedio en el fondo del bebedero en distribución de colores y b) punto de velocidad máxima presente en el modelo, todo en [m/s].

En las visualizaciones correspondientes a  $t = 1.88$  [s] y  $2.35$  [s] que se muestran en la figura 4.56, en el primer caso presentado en la figura 4.56 a) se muestran las tres zonas de recirculaciones más importantes, las cuales están a los lados de la puerta de entrada a la cavidad principal, así como en la trampa de óxido al final del canal de alimentación.

Las recirculaciones al lado de la puerta de entrada a la cavidad son causadas debido al flujo de entrada que es visible en el campo de velocidad ya que es la única zona que presenta una velocidad por encima de 1 [m/s], al seguir esta zona hacia el bebedero se observa cómo es que la velocidad aumenta hasta 3.33 [m/s], esta situación se mantiene constante desde las visualizaciones anteriores. Además, en el recuadro se muestra una recirculación en el lado izquierdo de la entrada a la cavidad debido a la posición de flujo.

El campo de velocidades para  $2.35$  [s] mostrado en la figura 4.56 b) se observa que el perfil de campo de velocidades es consistente con lo observado, las recirculaciones debido a la entrada de fluido a la cavidad, así como el mismo perfil de estancamiento está presente en la trampa de óxido, esto permite conocer que el flujo al interior de la cavidad se vuelve estable y que la velocidad de todo el flujo presenta la misma condición que antes, mostrando el decaimiento de velocidad desde el bebedero hasta la cavidad principal. De estas visualizaciones se confirma adecuadamente que toda la distribución de volumen es causada por el campo de velocidades al interior del fluido y que las presencias de vacíos detectado con la distribución de volumen no afectan el régimen de flujo donde aparecen, pero si coinciden con los puntos de velocidad más elevada que en este caso corresponde a la unión del bebedero con el canal de alimentación.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

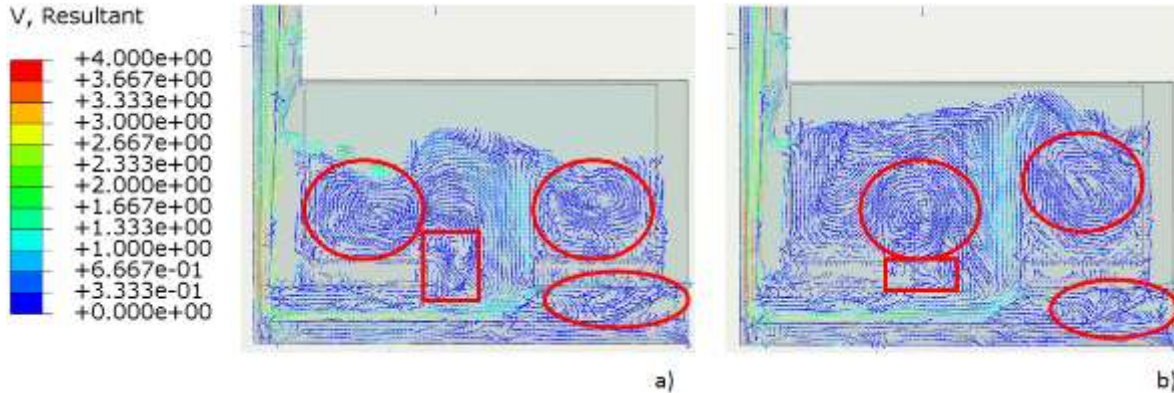


Figura 4.56 Visualizaciones del campo de velocidades en [m/s] a)  $t = 1.88$  [s] y b)  $2.35$  [s]

En las últimas visualizaciones para  $2.59$  [s] y  $2.76$  [s] se observa que el perfil de flujo se mantiene, las circulaciones al lado de la entrada a la cavidad permanecen, así como la disminución de la velocidad de flujo desde el bebedero hasta la cavidad principal.

En estas visualizaciones se hace evidente que la última parte del canal de alimentación presenta la mayor turbulencia que coincide con la última formación de burbujas detectada en la distribución de volumen y que el fluido queda adherido a las superficies de la cavidad principal en la misma forma que ocurrió para la geometría de la trampa del óxido ya observada.

En la figura 4.57 a) el perfil de fuente es mucho más evidente que las visualizaciones anteriores y que el aumento del área superficial del flujo aumenta hasta chocar con la parte superior de la cavidad, y el flujo de descenso realimentando las recirculaciones laterales cambiándolas de la geometría circular a otra menos clara en el contorno, dejando únicamente el centro bien definido. También el estancamiento de flujo en la entrada de la cavidad del lado izquierdo aumenta bloqueando la entrada a la cavidad debido a la acumulación de fluido en la cavidad.

En la figura 4.57 b) la modificación de las recirculaciones es mucho más notoria, en el lado derecho hay visibles dos centros de recirculación uno causado por la entrada de flujo y otro causado por el descenso de fluido formando una zona de estancamiento en la pared derecha de cavidad y la disminución de velocidad en la zona intermedia a esos centros de recirculación, mientras que del lado izquierdo solo una circulación permanece con una geometría mucho más ovalada y el centro más próximo a la puerta de entrada debido a la acumulación progresiva de fluido en esa sección causada por el estancamiento de material en la última zona de llenado en el canal de alimentación señalado en el rectángulo. Este estancamiento se da al acumularse material en esa zona disminuye el área efectiva por donde el flujo sale del bebedero bajando la velocidad y la capacidad de llenado, usando este tipo de resultados es posible identificar zonas de disminución de flujo y un posible bloqueo.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

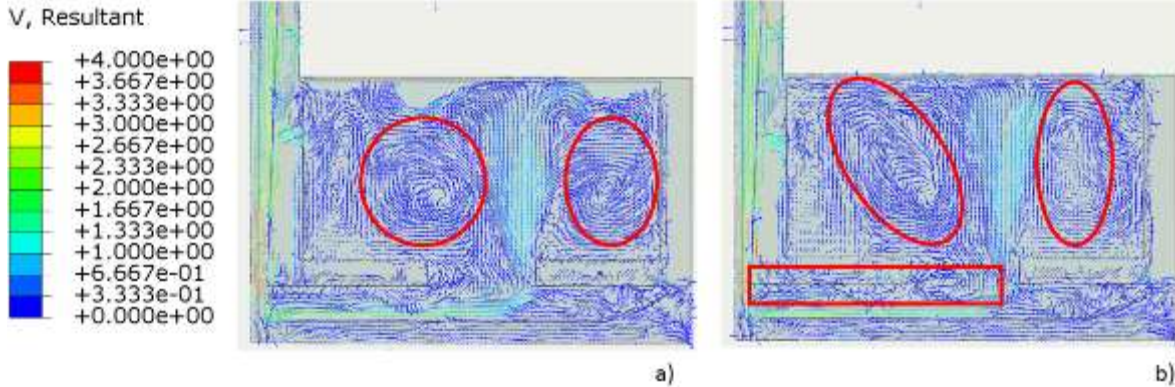


Figura 4.57 Visualizaciones del campo de velocidades en [m/s] a)  $t = 2.59$  [s] y b)  $2.76$  [s]

La reducción en el área efectiva de flujo se visualiza mejor mediante el perfil de distribuciones de velocidades, al comparar el inicio y el final del proceso es evidente como la zona de flujo al interior de la cavidad, con lo cual se puede decir porque es que la zona de flujo activo en la puerta de entrada va disminuyendo conforme avanza el proceso, en la figura 4.56 a) se observa el flujo en el canal de llenado para  $t = 0.93$  [s] en donde se ve que más de la mitad del canal de alimentación es ocupado por el flujo de entrada, mientras que en la figura 4.56 b) es evidente como disminuye el flujo aproximadamente a un tercio del espacio total del canal de llenado, en ambas imágenes se resalta el cambio de altura en los flujos con una línea roja.

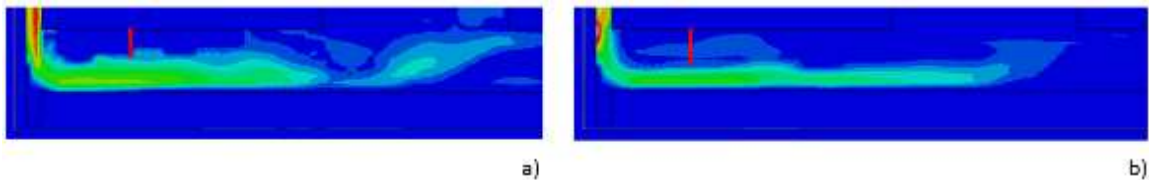
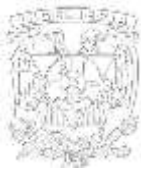


Figura 4.56 Comparación de flujo efectivo en el canal de llenado, a)  $t = 0.93$  [s] y b)  $2.76$  [s]

Determinados los perfiles de velocidad y volumen, se espera que el molde reciba esa carga y tenga algún tipo de comportamiento similar como al observado durante el enfriamiento ya que la misma zona entre el bebedero, cavidad y canal de alimentación es donde la mayor concentración de fluido y máximo de velocidades aparecen. Al determinar la distribución de esfuerzo antes de que el fluido ingrese al molde solo se observa el esfuerzo debido al cuerpo, como se muestra en la figura 4.57.



Figura 4.57 Distribución de volumen en el molde para  $t = 0.18$  [s]



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Durante el proceso de llenado el perfil de esfuerzo no cambia sustancialmente, siempre está concentrado en el bebedero, sin embargo, el valor va a aumentando desde un mínimo promedio comprendido entre 44.2 y 51.58 [Pa] y un máximo promedio de 651.8 y 760.5 [Pa], este efecto es presente debido a que es la única zona del molde en donde el fluido está en movimiento constante a lo largo de proceso, pero no aporta información representativa respecto el comportamiento del molde dado que solo se está calculando el esfuerzo instantáneo por contacto con el fluido sin representar el efecto de la presión, la cual para este proceso es de mayor relevancia, por lo que bajo este análisis se podría concluir erróneamente sobre las capacidades del molde en el proceso en cuestión, esta distribución de perfil se muestra en la figura 4.60 a) – f).

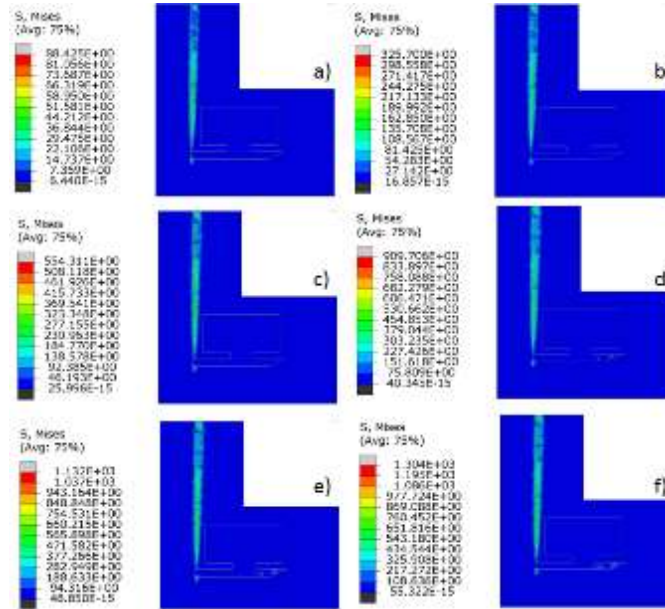


Figura 4.60 Esfuerzo en el molde en [Pa] durante el proceso de colada por gravedad, a)  $t = 0.93$  [s], b)  $t = 1.51$  [s], c)  $t = 1.88$  [s], d)  $t = 2.35$  [s], e)  $t = 2.59$  [s], f)  $t = 2.76$  [s].

Al final del proceso en 2.76 [s] se visualiza el esfuerzo en el canal de llenado y en el pozo del bebedero con una escala con un límite superior definido en 230 [Pa], así es posible observar que en los puntos donde se ha acumulado el fluido coinciden con los puntos de mayor esfuerzo local y una zona circundante donde esta respuesta llega manteniendo un nivel de esfuerzo de 115 [Pa], de esta forma se observa que el cálculo de esfuerzos es congruente con la ubicación del fluido y su comportamiento al mismo tiempo indica que el mayor esfuerzo es debido al movimiento del metal al entrar al molde, esto se hace evidente en el bebedero mostrando que el nivel de esfuerzos se aleja una distancia notable de lo observado en los perfiles obtenidos a lo largo del proceso de colada, esto se muestra en la figura 4.60.

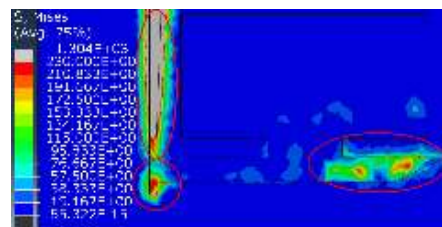


Figura 4.61 Visualización de esfuerzos locales en [Pa] al final del llenado en el canal de alimentación y pozo del bebedero.



Para observar el comportamiento del molde durante todo el proceso y correlacionarlo con los resultados anteriores es necesario visualizar el perfil de presiones que representa la respuesta del molde a la acumulación de fluido. Usando esta variable es posible observar como los niveles de presión aumenta dependiendo la posición y cantidad de metal que ha entrado, en la primera visualización en  $t = 0.93$  [s] la distribución de presiones tiene dos zonas con niveles máximos en el bebedero con un valor aproximado de 7.8 [kPa], en este punto el fluido está comenzando a entrar a la cavidad principal por ello también parece otra zona de presión de aproximadamente de 2.7 [kPa] en la trampa de óxido del canal de alimentación y en el pozo del bebedero debido a la acumulación de fluido en esas zonas, mostrado en la figura 4.62 a).

Comparando las mismas zonas para el momento  $t = 1.51$  [s] es visible el aumento de presión en las zonas anteriores, así como el alcance de éstas, las zonas de mayor valor en el bebedero permanecen y aumentan su nivel de presión hasta 10.6 [kPa], así como en la trampa de óxido la zona aumento hasta alcanzar una parte de la cavidad principal que es donde el fluido esta interactuando. El nivel de presión aumenta según la cantidad de fluido que reposa sobre las paredes, ya que como se vio en el análisis de velocidad ésta va disminuyendo por lo que el metal se estanca e interactúa más con el sólido, esto se muestra en la figura 4.62 b).

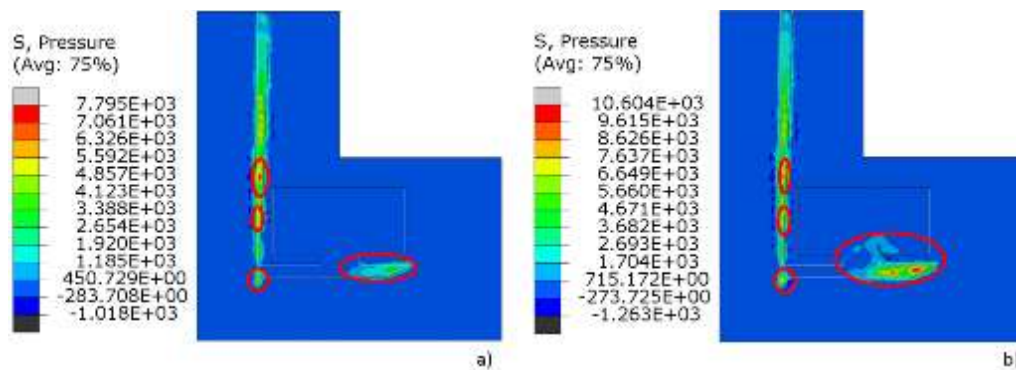


Figura 4.62 Visualización de presión en [Pa] en el molde en a)  $t = 0.93$  [s] y b)  $t = 1.51$  [s]

Mientras el fluido va ingresando a la cavidad para cuando  $t = 1.88$  [s] que es mostrado en la figura 4.63 a) se observa como la presión a lo largo del bebedero no presenta variación sustancial comparándola con la visualización en  $t = 1.51$  [s] así como para  $t = 2.35$  [s], esto es totalmente esperado dado que el fluido ha establecido su comportamiento a velocidad constante, así como ha ocupado todo el espacio disponible en el bebedero, por ello tanto el perfil como el nivel de presión se mantiene constante a lo largo del llenado.

Mientras que en la trampa de óxido el nivel de presión aumenta en cada visualización tanto en extensión como en valor en un orden aproximado de 3 [kPa], debido a la acumulación de fluido y a la constante recirculación de material que ocupa más volumen al ir avanzado el llenado creando cargas adicionales que actúan contra las paredes de la cavidad, esto explica el aumento tanto en valor como en extensión.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

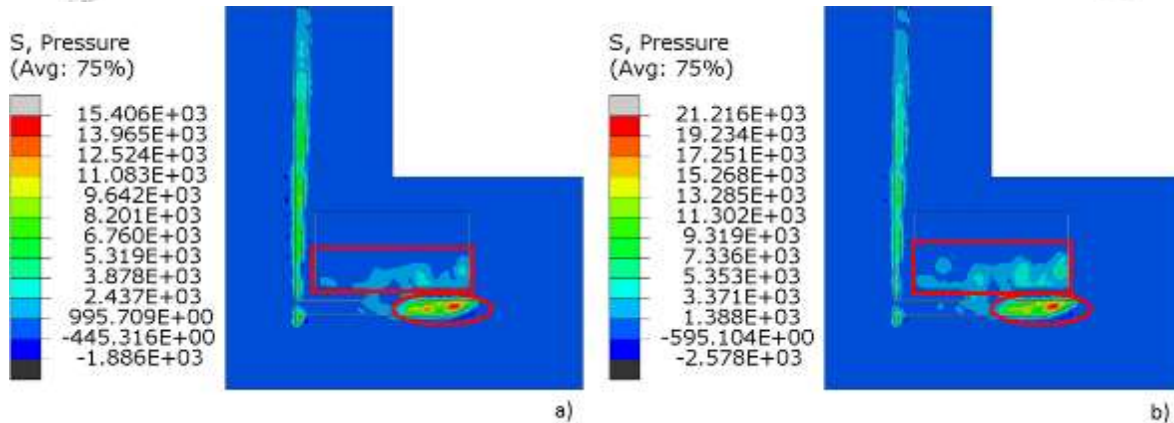


Figura 4.63 Visualización de presión en [Pa] en el molde en a)  $t = 1.88$  [s] y b)  $t = 2.35$  [s]

En el instante  $t = 2.35$  [a] mostrado en la figura 4.64 b) los mismos perfiles y el aumento en presión en la trampa de óxido permanecen. Así como la distribución de presiones en la cavidad principal aumenta su extensión dado que existe más volumen de fluido en el interior, además al comparar el nivel de presión en la misma posición “y” es aproximadamente la misma en la cavidad y en el bebedero, lo cual es consistente con el comportamiento de un fluido. Este perfil permanece hasta el final de la simulación en  $t = 2.76$  [s] mostrado en la figura 4.64 b) en donde solo se observa un incremento en el área calculada con un nivel de presión consistente a la columna de fluido manteniendo el nivel aproximadamente en 11 [kPa].

En ambas visualizaciones se observa que el máximo está al final de la trampa de óxido mostrando un nivel de presión entre 21 y 25 [kPa], conservando la zona donde el máximo aparece y la distribución se mantiene prácticamente igual, debido a que el fluido solo presenta presión dinámica por el llenado lo cual se vio durante la distribución de esfuerzo, así en la distribución de presión estática al aproximarse al lleno total deja de cambiar el perfil.

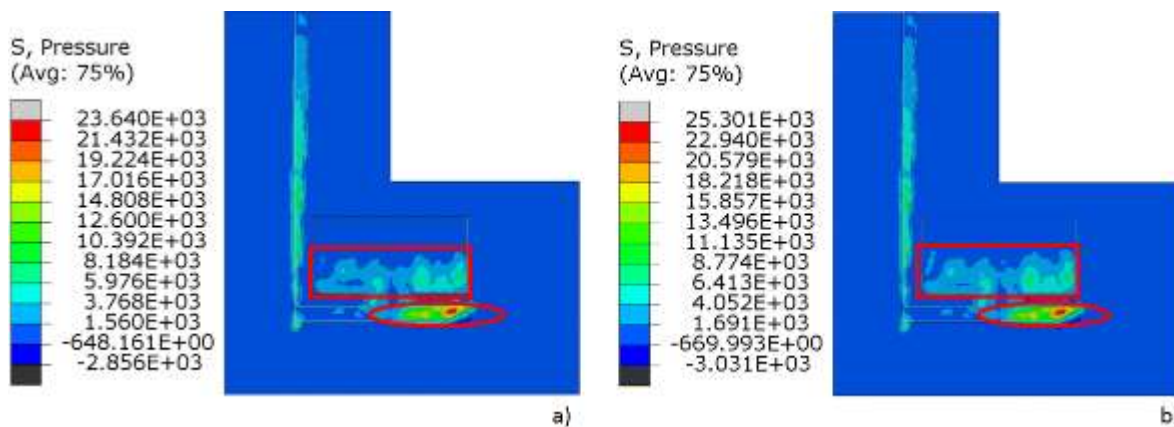


Figura 4.64 Visualización de presión en [Pa] en el molde en a)  $t = 2.59$  [s] y b)  $t = 2.76$  [s]

Con los resultados de presión y esfuerzos obtenidos es seguro afirmar que la zona de mayor sollicitación durante el llenado es la trampa de óxido definiendo esta como la segunda de mayor probabilidad de sufrir alguna falla durante el proceso, así como al compararla contra las sollicitaciones térmicas se hace evidente que bajo las condiciones para este modelo las cargas debidas al flujo metálico son considerablemente más bajas respecto a lo observado durante el enfriamiento calculado en el modelo puramente térmico.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



También se obtienen resultados para la variable deformación logarítmica (LE), que calcula el comportamiento de la geometría de forma que permanezca prácticamente inalterable tal y como se definió en las propiedades siguiendo lo reportado en el ensayo experimental (Sirrell, 1996), sin embargo, es posible determinar las zonas donde la deformación está presente y la magnitud relativa respecto a las zonas circundantes mostrando donde la interacción fluido sólido es más relevante.

En la figura 4.65 a) correspondiente a  $t = 0.93$  [s] el perfil de deformaciones está confinado en el bebedero y en el pozo, manteniéndose así hasta el instante  $t = 1.51$  [s] mostrado en la figura 4.65 b) aumentando ligeramente el valor debido a la acumulación de fluido en la zona por el proceso de llenado, lo cual es consistente con el perfil de presiones mostrado.

Para el instante  $t = 1.88$  [s] en la figura 4.65 c) aparece una zona con deformaciones en la trampa de óxido al final del canal de llenado, con un nivel comparable al nivel más bajo del perfil conocido para aumentar a un nivel medio respecto al bebedero en  $t = 2.35$  [s] como se muestra en la figura 4.65 d), siendo resultado de la presión ejercida por el fluido en el molde al llegar a esa zona.

En los instantes  $t = 2.59$  [s] y  $t = 2.76$  [s] correspondientes a la figura 4.65 a) y g) respectivamente el perfil de deformaciones no muestra un cambio en la posición donde estas parecen solo aumenta la magnitud y la extensión de la mismas, mostrando que la parte superior de la trampa de óxido se ve afectada por el fluido, lo cual no se había podido visualizar en análisis anteriores.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

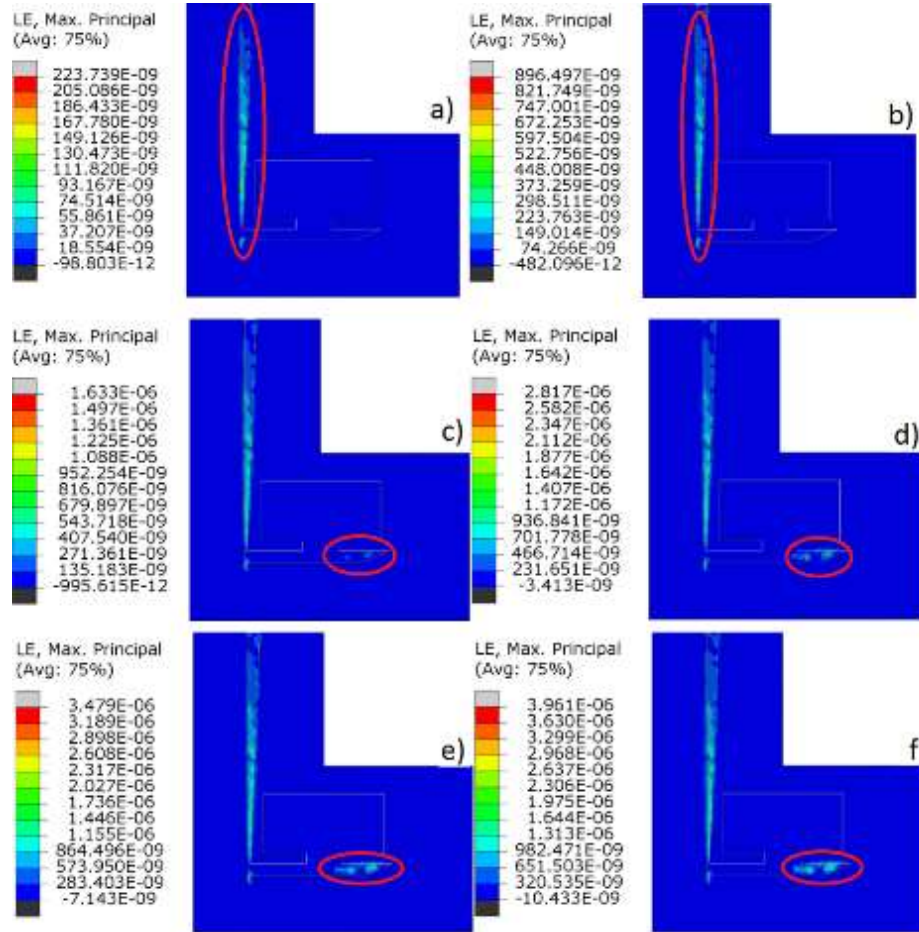


Figura 4.65 Perfil de deformaciones logarítmicas a lo largo del proceso de colada a)  $t = 0.93$  [s], b)  $t = 1.51$  [s], c)  $t = 1.88$  [s], d)  $t = 2.35$  [s], e)  $t = 2.59$  [s] y f)  $t = 2.76$  [s].

De los resultados anteriores es acertado decir que la determinación del funcionamiento del molde se determina mediante la observación de la distribución de presiones y deformaciones, de este modo se identifican las zonas con mayores sollicitaciones durante el proceso analizado y finalmente se confirma que no exista algún comportamiento puntual fuera de lo esperado, así al usar estas tres variables se tiene la certeza de que el comportamiento del sólido es el deseado si ya se ha logrado un comportamiento del fluido deseado y compatible con lo reportado en la literatura.

### 4.5.2 Acople térmico durante el llenado termo-mecánico

Durante el planteamiento se especificó la definición de dos modelos, el primero un análisis puramente térmico y el segundo uno térmicamente acoplado; como ya se vio este último permite calcular adecuadamente el comportamiento del metal fluido y la respuesta mecánica del molde, restando solo la determinación del comportamiento de transferencia de calor durante el cálculo.

La observación de la transferencia de calor se hace para los instantes ya analizados tanto para el fluido como para el molde, ya que solo en la superficie de contacto la transferencia es igual se analiza la transferencia de calor para cada dominio. La validación de esta variable busca consistencia durante el cálculo ya que no se tienen datos experimentales para comparar en esta etapa del llenado, el comportamiento buscado es que sea continuo, suave y distribuido en los elementos de cada dominio, así como la convergencia a las condiciones de frontera impuestas.





En el instante cuando  $t = 0.93$  [s] la transferencia de calor está presente en su mayoría en el bebedero, que es un resultado adecuado ya que la mayoría del fluido está en esa zona, sin embargo, al comparar los valores calculados en el molde y en el dominio euclidiano hay una diferencia de tres órdenes de magnitud, ya que en el interior del aluminio la energía térmica fluye intensamente hasta que encuentra la barrera del molde y decae rápidamente debido a las propiedades térmicas que fueron definidas en la sección 3.3.3. Lo que sí es coincidente en ambas visualizaciones es la zona, que ocurre donde la sección transversal del bebedero disminuye, bajando la velocidad del fluido y permitiendo mayor tiempo y mejor contacto con el molde.

La siguiente zona de interés es la trampa de óxido al final del bebedero que es donde el fluido se acumula por el cambio en la dirección de flujo inducido por el diseño del molde, en esta zona es notoria la disminución de transferencia en el fluido, ya que el material en esa región tiene aproximadamente la misma temperatura y la transferencia de calor se concentra hacia donde ocurre el llenado que es donde el metal fundido presenta cambios de temperatura evidentes por el intercambio de masa en esa zona.

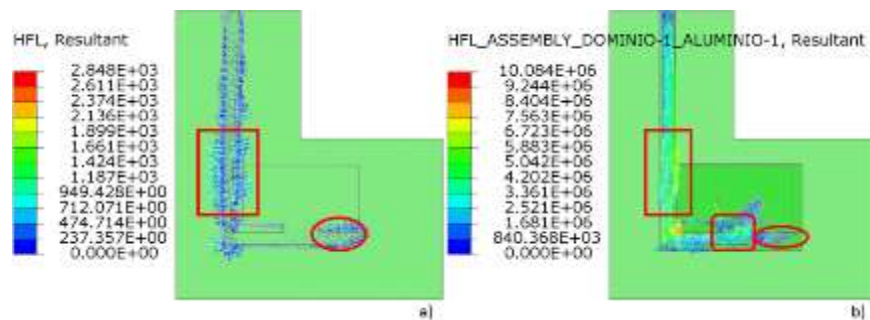


Figura 4.66 Perfil de transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en  $t = 0.93$  [s] para a) molde y b) fluido.

Para la siguiente visualización en  $t = 1.151$  [s] el patrón de transferencia es similar a lo observado en el instante anterior, para el molde, el bebedero y la trampa de óxido mantienen las zonas de mayor interacción y el nivel de transferencia está entre  $237.4$   $[W/m^2]$  y  $474.7$   $[W/m^2]$ ; solo mostrando un aumento en la superficie superior de la trampa de óxido posiblemente por la estabilidad térmica del material confinado y el arrastre de masa y energía causado por el flujo.

En el fluido el comportamiento es consistente, la mayor transferencia de flujo de calor está al centro del bebedero que es donde existe el mayor flujo de material y mostrando algunas zonas con un nivel mayor de transferencia donde existe turbulencia y el fluido presenta mayor interacción con el molde y entre los nodos que definen el volumen calculado. En este dominio el nivel global de transferencia de calor no aumenta, pero alcanza el máximo en una zona con mayor extensión, lo que indica que la energía se calculó adecuadamente al no cambiar su valor dentro del sistema.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

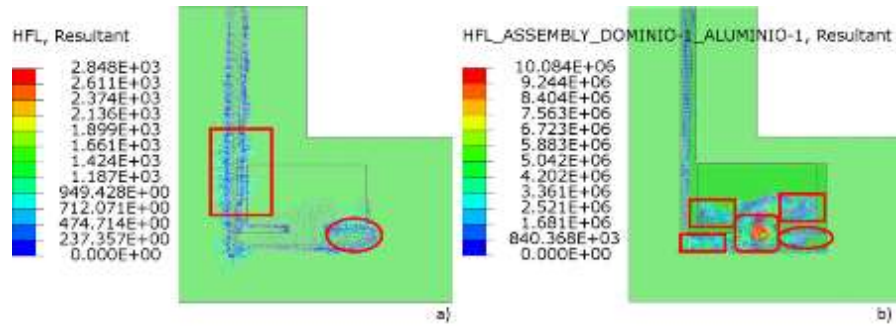


Figura 4.67 Perfil de transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en  $t = 1.51$  [s] para a) molde y b) fluido, se resaltan en recuadros las zonas donde se eleva la transferencia de calor, en óvalo las zonas constantes y al centro el máximo de flujo y transferencia de calor calculado.

Al avanzar el llenado para cuando  $t = 1.88$  [s] la distribución térmica del molde no sufre cambios significativos, las dos zonas de mayor interacción permanecen constantes y el aumento de flujo por la estabilidad térmica del material en la trampa de óxido permanece siguiendo el patrón del modelo puramente térmico que aumenta la transferencia junto a el tiempo de contacto entre sólido y fluido.

En el fluido la trampa de óxido y el centro de la puerta de entrada a la cavidad principal muestran la baja transferencia entre el fluido y el máximo intercambio térmico debido al flujo respectivamente; como también en las zonas de recirculación en los laterales del flujo de llenado y la superficie libre del fluido donde aparece una mayor transferencia de calor por la turbulencia, ya que los cambios de energía cinética se calculan como aporte a energía térmica. Así como el nivel de transferencia de calor permanece constante para ambos modelos asegurando que para este instante la conservación de energía se está calculando adecuadamente.

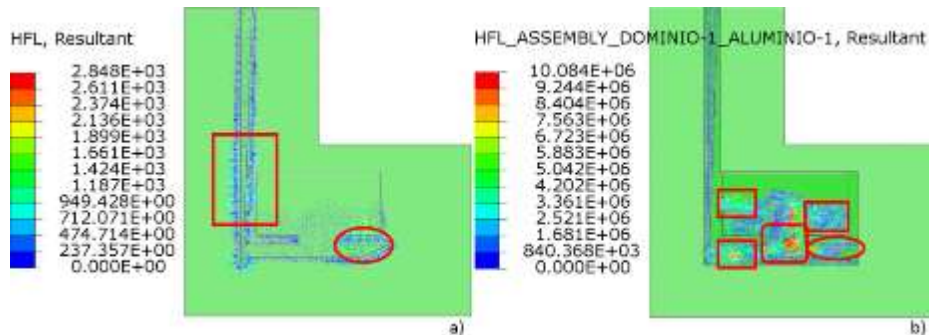
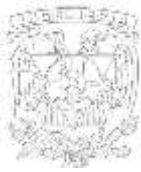


Figura 4.66 Perfil de transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en  $t = 1.88$  [s] para a) molde y b) fluido, se resaltan en recuadros las zonas donde se eleva la transferencia de calor, en óvalo las zonas constantes y al centro el máximo de flujo y transferencia de calor calculado.

Siguiendo el proceso de colada hasta  $t = 2.35$  [s] no se aprecia ningún cambio importante en la distribución o en el nivel global de transferencia, el molde exhibe el mismo comportamiento visto con lo cual se puede asegurar que la propiedad aislante de la arena está siendo representada de forma adecuada, así como el aumento de transferencia de calor al aumentar el tiempo de contacto está presente y consistente con los resultados anteriores.

Así como el fluido sigue exhibiendo el máximo de transferencia en la zona de flujo y en las zonas de recirculaciones, pero en este instante se vuelve mucho más notorio que en la zona donde las burbujas se forman, que es la entrada al canal de llenado existe más turbulencia y una zona de vacío que exhibe una temperatura diferente a la del medio circundante por lo que se observa un aumento en la transferencia de calor, pero no un perfil definido.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera

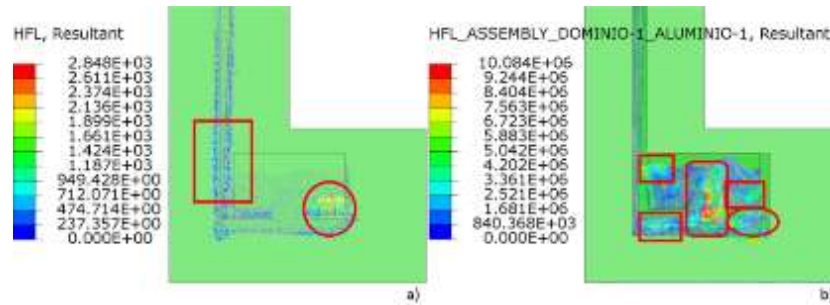


Figura 4.67 Perfil de transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en  $t = 2.35$  [s] para a) molde y b) fluido, se resaltan en recuadros las zonas donde se eleva la transferencia de calor, en óvalo las zonas constantes y al centro el máximo de flujo y transferencia de calor calculado.

Para los instantes finales del proceso de colada el perfil de transferencia de calor permanece en  $t = 2.59$  [s] y  $t = 2.76$  [s], mostrando las estabilidades térmicas del molde y así como la propiedad aislante que se espera en esta etapa del llenado.

Mientras que los fluidos siguen mostrando los niveles más elevados de transferencia en la zona de flujo de material y haciendo mucho más evidente para  $t = 2.76$  [s] que el perfil de transferencia de calor y la distribución de volumen están ligados, ya que la recirculación para estos momentos es más evidente durante el llenado y es apreciable esta definición de perfil en esta variable mostrando claramente frentes de transferencia entre las capas de material que están interactuando en la cavidad, como en la figura 4.68 b) y d), así como en el estado de lleno total la zona crítica de transferencia aparece en la misma forma y lugar que en el modelo puramente térmico, es decir la mayor transferencia ocurre entre el bebedero y la cavidad principal, así como la interacción entre la cara superior de la trampa de óxido y la cavidad principal también exhibe mayor transferencia que otras zonas debido a la presencia de dos superficies de intercambio térmico.

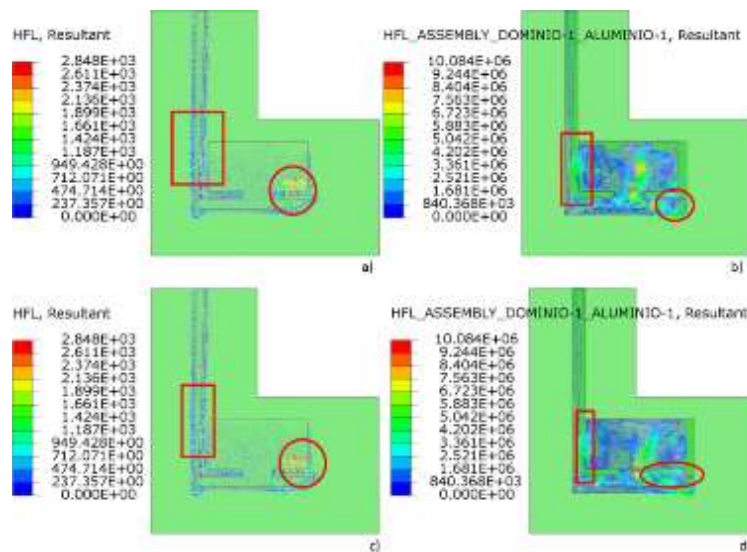
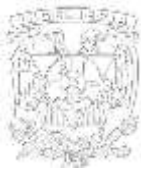


Figura 4.68 Perfil de transferencia de calor en  $[W/m^2]$  en  $t = 2.59$  [s] para a) molde, b) fluido y pata  $t = 2.76$  [s] en c) y d) se resaltan las zonas críticas de transferencia de calor que coinciden con el modelo puramente térmico.

Con los resultados anteriores se sabe que la transferencia de calor se calculó de forma compatible y consistente con las variables ya validadas, sin saltos en la cantidad de energía dentro del modelo y una distribución continua en la transferencia de calor entre los dominios.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



Finalmente, para determinar si los estados donde se separó el análisis del modelo converge se realiza una comparación del perfil de transferencia de calor al final del proceso de colada con el modelo puramente térmico en  $t = 150$  [s], que es el primer resultado de transferencia observable. Esta comparación se hace en el molde ya que, al tener propiedades térmicas diferentes para el aluminio en cada uno de los modelos, de líquido para el de colada térmicamente acoplado y sólido para el modelo puramente térmico, la comparación no puede ser válida.

De esta comparación la primera diferencia es la zona donde se presenta la máxima transferencia en el molde, ya que para el enfoque térmico aparece entre el bebedero y la cavidad principal por encima del canal de llenado por ser la zona con más superficies de transferencia y acumulación de material debido a la contracción del metal durante el enfriamiento.

Mientras que en el modelo de llenado térmicamente acoplado la zona de mayor transferencia es la trampa de óxido por ser la zona con mayor tiempo de contacto con el fluido a la misma temperatura, además en este enfoque es mucho más claro como la distribución en el molde es casi homogénea en toda la superficie que limita al fluido, esta distribución es similar a la del modelo térmico en la cavidad principal, mostrando uniformidad en distribución y nivel de la superficie en contacto.

Otra diferencia es observable en el bebedero que presenta una zona de mayor nivel al centro de este en el modelo térmico por la forma en que se enfría, mientras que en el modelo de llenado el material está prácticamente a la misma temperatura y no exhibe ninguna zona preferente de transferencia en esta sección de la cavidad.

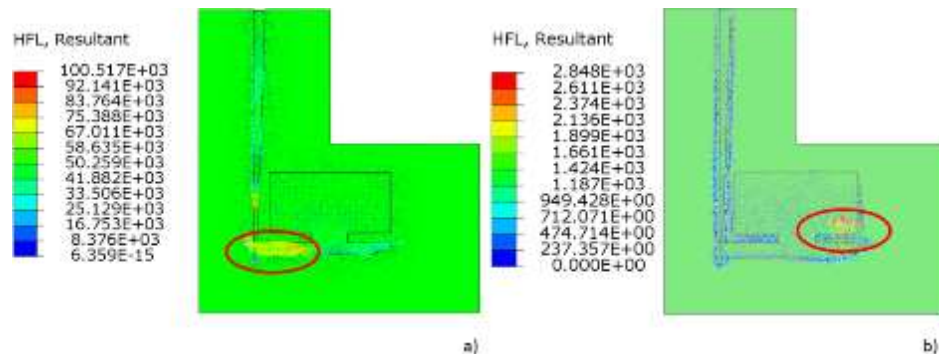


Figura 4.69 a) perfil de transferencia de calor en [W/m²] para  $t = 150$  [s] en el modelo puramente térmico y b) perfil de transferencia de calor para  $t = 2.76$  [s] en el modelo de llenado térmicamente acoplado.

Con base a los datos térmicos obtenidos se puede decir que el modelo calcula de forma coherente, uniforme y constante en ambos dominios, mostrando mayor nivel en zonas esperadas según la dinámica del fluido o la presencia de diferentes frentes de transferencia de calor, así como la interacción al interior de los dominios definidos. Sin embargo, se necesitan datos adicionales para determinar la validez del cálculo térmico, que se deja para otros trabajos.

Dada la incertidumbre sobre los datos térmicos obtenidos solo se presenta un resultado general de distribución de temperatura en el molde ya que al no poder ser comparada con una base para su validación solo demuestra que el modelo planteado cumple el objetivo de obtener resultados mecánicos, dinámicos y térmicos completos con una aceptable relación entre sí con una sola rutina de cálculo.



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



En la figura 4.70 a) se muestra el perfil de temperatura en el molde para el proceso de colada en  $t = 2.76$  [s] que muestra cómo es la temperatura de las zonas de alta transferencia de calor han incrementado su temperatura local, sobre todo al final de la trampa de óxido, mostrando un incremento de  $11[^\circ\text{C}/\text{s}]$  aproximadamente, así como se muestra un perfil de temperatura para el fluido en el instante mencionado en la figura 4.70 b) que es compatible con los resultados de transferencia, mostrando que las zona de mayor estabilidad térmica son la trampa de óxido y las zonas de recirculaciones a los lados del flujo de entrada debido al poco movimiento de material que existe. Un resultado inesperado del modelo es que al no haber restricción térmica alguna al inicio del bebedero el fluido pierde temperatura durante el llenado como se muestra en la figura 4.70 c), pero tampoco hay algún resultado de flujo de calor hacia otras zonas dejando poco claro el porqué de la caída de temperatura es esa región, debido al tiempo y recursos necesarios para la determinación de dicha condición de frontera se deja para un trabajo posterior.

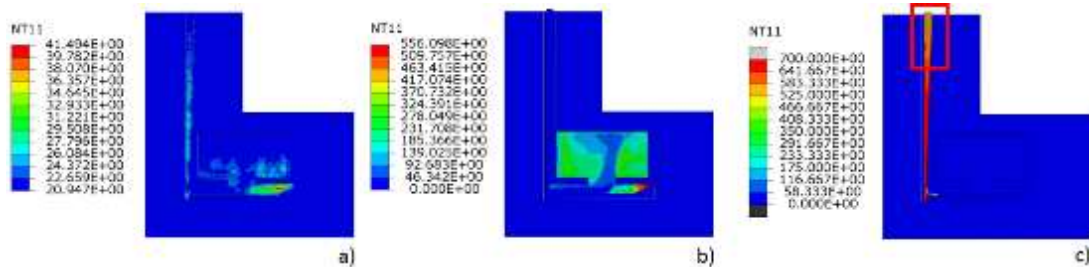


Figura 4.70 perfil de temperatura para en  $^\circ\text{C}$  para  $t = 2.76$  [s] para a) molde y b) fluido. Baja de temperatura en el bebedero durante el llenado.



## Capítulo 5. Conclusiones

El planteamiento definido en este trabajo, en efecto permite calcular el llenado de una cavidad en molde de arena con aluminio fundido adecuadamente. Los resultados de distribución de volumen y velocidad obtenidos son congruentes con lo observado con lo mostrado por el ensayo experimental de Sirrell y permite identificar las zonas de mayor probabilidad de defectos visualmente, ya que la turbulencia es claramente observable en el campo vectorial de velocidades, mientras que el atrapamiento de aire se observa como “burbujas” o pequeñas zonas de vacío en los resultados de distribución de volumen. Así como los perfiles en el frente de avance coinciden satisfactoriamente con lo observado durante el llenado experimental y las curvas de enfriamiento indican que la disminución de temperatura es adecuada, por todo esto se afirma que el modelo es válido y puede usarse para retroalimentar el modelo físico.

Con las zonas de interés ubicadas se puede generar un protocolo experimental para optimizar o modificar el comportamiento, para esto es necesario solo enfocarse en la variable a modificar, ya que, si solo se solicita un resultado de un conjunto menor de nodos de un modelo ya validado, el tiempo de cálculo es mucho menor que el modelo completo, de este modo las iteraciones se alcanzan en un tiempo menor y puede ser razonable según los requerimientos del analista. Una vez optimizado y con variables identificadas cualquier método de diseño es aplicable a este método ya que es flexible a modelos, entradas y salidas configurables para interactuar con diferentes softwares o si se cuenta con suficiente experiencia identificar un valor óptimo a partir de las fallas observables en la simulación.

El cálculo de transferencia de calor en un modelo dinámico explícito acoplado térmicamente consigue un comportamiento tal que permite obtener curvas de enfriamiento comparables con lo obtenido mediante una medición experimental disponible en la literatura actual; esto a través de un método de interacción simple entre dos cuerpos y un baño térmico equivalente a la atmosfera.

La sección de más importancia en la definición de este tipo de modelos es la precisión en las propiedades térmicas y de conducción definidas en el contacto, ya que el software solo admite conducción y contracción unidimensional, donde se recomienda hacer iteraciones para obtener el valor de conducción más apropiado para obtener la convergencia del modelo, si el tiempo no lo permite o los recursos disponibles no son suficientes, el uso de un promedio ponderado según el espesor de las secciones transversales del modelo a calcular se puede emplear para aproximar la conducción térmica aplicable. Además, si se cuenta con datos más precisos sobre la transferencia de calor se puede colocar un campo predefinido de vectores de flujo para restringir el modelo a un enfriamiento experimental más preciso.

La predicción de perfiles de temperatura obtenidos a partir de este enfoque permite identificar puntos críticos de mayor o menor temperatura permitiendo visualizar las zonas de mayor probabilidad de rechufe por enfriamiento brusco o una microestructura indeseable, así como el cambio de temperatura al interior del molde, con lo cual se pueden colocar sistemas de enfriamiento o calefacción y observar su efecto en el sistema, por lo que se establece este método de simulación como una herramienta viable para el análisis de sistemas de enfriamiento.

El perfil de enfriamiento converge a los resultados mostrados en la literatura ya que calcula correctamente la última zona de enfriamiento en el centro de la puerta de entrada y no el centro



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



geométrico de la cavidad principal, por lo que se establece que el método es válido para análisis térmicos y mecánicos de manera simultánea.

El cálculo de enfriamiento en el sólido muestra contracción térmica en las zonas esperadas del bebedero y canal de llenado, así como una disminución de temperatura por unidad de tiempo adecuada comparadas con las curvas experimentales ya que los resultados obtenidos muestran que en los 300 [s] establecidos del ensayo se enfría el sistema desde 700[°C] hasta 400 [°C], sin embargo la pendiente de enfriamiento no coincide punto a punto ya que los efectos de cambio de fase y nucleación no fueron consideradas, así el sub enfriamiento y los cambios de pendiente característicos de una curva de enfriamiento de un elemento puro no se obtienen en este cálculo.

El cálculo asociado a la contracción térmica predice una reducción consistente con la contracción conocida de aluminio en la zona del bebedero y permite calcular los esfuerzos en el molde asociados a la reducción de volumen del sólido durante el enfriamiento, usando la misma rutina de cálculo usada para calibrar el coeficiente de transferencia de calor.

El cálculo de contracción térmica predice una distribución de cambio geométrico y esfuerzos en la pieza solidificada y del molde, permitiendo localizar zonas con mayor sollicitación y desplazamiento sugiriendo las zonas de mayor probabilidad de falla.

Los resultados de deformación logarítmica permiten la identificación de cambios geométricos instantáneos indeseables que indican deformación elástica causadas por la distorsión de la pieza solidificada que se pueden asociar a un defecto por esfuerzo residual que aumentan la probabilidad de falla en la pieza final.

Con este tipo de modelos es posible determinar correctamente el comportamiento termo mecánico durante el enfriamiento del sólido al final del proceso de colada en un tiempo razonable y requerimientos computacionales asequibles.

El enfoque FSI (fluid structure interaction) requiere la correcta combinación de refinamiento de malla y distribución de elementos para evitar el uso excesivo de recursos computacionales y tiempo de cálculo, esta combinación no es única y depende de las variables y zonas de las cuales se requiera obtener los resultados.

La malla refinada localmente sobre la superficie a analizar del tipo CFD es la que devuelve los mejores resultados de distribución de volumen y velocidad, este tipo de malla cuenta con un factor de crecimiento desde 1.05 hasta 1.2 de cambio de volumen respecto los elementos circundantes, con un ángulo de distorsión respecto la superficie de 15°, sin embargo, este tipo de definición en ABAQUS/CAE® es complicada de conseguir, por lo que este enfoque es apto si se cuenta con software de mallado especializado, así como el tiempo de cálculo de este enfoque es el mayor por la cantidad de elementos, para este modelo se requirió aproximadamente 500 [°C]

El mallado refinado localmente cumple las veces del enfoque “casi CFD” mencionado, pero permite aprovechar la capacidad de mallado automatizado mediante el uso de particiones que limiten geometrías regulares y la acumulación de elementos en las zonas con secciones transversales menores a 5 [mm], para este algoritmo manteniendo la progresión en el tamaño de elementos por debajo de un factor de 5, el cual dependerá de las propiedades asignadas al fluido, en este caso



## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



mientras mayor la velocidad de propagación del sonido en el medio, mayor factor de crecimiento tolera el modelo.

La utilización del mismo dominio para definir sólidos y fluidos permite reducir la cantidad de variables al eliminar todos los nodos asociados al molde, pero este enfoque no permite movimiento relativo entre los materiales definidos, lo cual modela adecuadamente la condición de no deslizamiento y evita penetración entre fluido y molde, pero si no existe suficiente densidad de elementos para que todas las zonas de flujo tengan al menos tres nodos en su sección trasversal se alcanzará el estancamiento de material.

El método “smoothed hydrodynamic particles” (SPH), demanda muchos recursos computacionales y tiempo de cálculo, sin garantizar alcanzar buena convergencia en el perfil de deformaciones en largas distancias y la falta de implementación de modelos térmicos para este tipo de elementos, mostrando que para el modelo usado un tiempo de cálculo de 80 [h] solo permitió alcanzar 0.005 [s] que comparado con el modelo final que muestra un cálculo de 1 [h] por 0.005 [s] de simulación es 80 veces menos eficiente y con menos capacidades multifísicas, descartando esta aproximación para simulaciones de flujo.

El error de escurrimiento es corregido mediante la implementación del coeficiente de amortiguación viscosa que para este modelo toma el valor de 0.3 lo que permite calcular la pérdida de energía en el flujo y alcanzar aproximadamente una velocidad de 3 [m/s] al fondo del bebedero y correlacionar con lo calculado mediante el teorema de Torricelli. Este valor deberá ser ajustado para cada modelo

En el caso de los métodos de contacto ideal o contacto con no deslizamiento se recomiendan solo bajo condiciones puramente dinámicas sobre cuerpos sólidos sin aristas y modelados con elementos laminares cumpliendo la relación de 5 elementos eulerianos a 1 lagrangiano.

El uso de un dominio ajustado al volumen a llenar es el método más eficiente para logra simulaciones de llenado ya que al dejar un espaciado aproximado de 1 elemento euleriano respecto a los límites de la cavidad, junto con un contacto amortiguado se logran resultados que coinciden con el perfil de superficie libre, distribución de volumen y transferencia de calor consistentes con los datos experimentales disponibles.

La viscosidad dinámica y velocidad de propagación del sonido en estado líquido requieren al menos de 6 decimales para lograr un modelo correcto con el tamaño de elementos usado de 2.5 [mm]; de esta forma se consigue precisión suficiente para ubicar las zonas de turbulencia, atrapamiento de aire y zonas con perfiles de velocidad no definidos que son asociados a turbulencia.

El modelo definido permite el cálculo de las zonas y dirección de las recirculaciones, de la misma forma que se puede obtener por paqueterías CFD especializadas dejando en claro que este método es una herramienta que cumple el objetivo de simular flujo de material.

La superposición de los resultados de volumen euleriano y perfil de velocidad permite ubicar con confiabilidad la zona de mayor probabilidad de imperfecciones debidas a turbulencia, ya que de métodos CEL anteriores se podía ubicar la zona de régimen turbulento y se podía asociar a defectos finales en la pieza, pero el método planteado en este trabajo permite ubicar el desplazamiento de





## Simulación del proceso de colada por gravedad de aluminio en lingotera



burbujas lo que añade la posibilidad de determinar zonas afectadas de forma secundaria por el atrapamiento de aire debido al flujo.

En la misma forma que el modelo puramente térmico, el enfoque acoplado permiten calcular el comportamiento mecánico y térmico de ambos dominios, en esta aproximación la variable de importancia es la distribución de presión que muestra la acumulación de carga debido al ingreso de material a la cavidad y el aumento local debido al movimiento del fluido.

La variable deformación logarítmica puede indicar que el molde muestra desplazamientos causados por un efecto del movimiento del fluido o un error de cálculo, siendo este último la causa más probable; dejando esta variable de control de calidad para el cálculo y posible asistencia en la verificación del molde.

El acople térmico durante el llenado es uno de los aspectos físicos más complicados de modelar, ya que depende de la energía global del sistema y la correcta consideración de cada energía implementada en el cálculo, puesto que el algoritmo que asegura la conservación de energía aumenta o disminuye los valores de cada ecuación del modelo para mantener el valor global igual sin importar si es físicamente viable, es decir si la energía cinética tiene un valor y debe cumplir una condición de contacto muy restrictiva o por el contrario no está obligada a cumplir un valor final entre nodos, la energía se calcula de forma que se mantenga estable.

El ajuste de energía se observa como cambio en la velocidad modificando el tiempo calculado de llenado o bien aumentando el flujo de calor elevado mediante una disminución excesiva de temperatura.

Con todas las consideraciones hechas en el modelo se obtiene un cálculo de flujo de calor que indica acertadamente las zonas de interacción y la dirección en que la energía térmica fluye, lo que se puede usar como indicador para el control de temperatura durante la etapa de llenado y así ubicar zonas con mayor probabilidad de solidificación prematura. Mientras que el cálculo de la temperatura es mucho más sensible a las condiciones iniciales de vaciado y debe ser restringida adecuadamente ya que si no se impone este tipo de condiciones la energía global del sistema se balancea con ésta mostrando un decaimiento exagerado de la temperatura afectando el proceso global en magnitud, pero no en distribución.

La mejor forma de definir las condiciones térmicas aplicables al modelo es usar modelos bidimensionales de pocos elementos con un objetivo de temperatura y velocidad de enfriamiento para iterar y encontrar el valor global más adecuado y aplicarlo a un modelo global, así como las restricciones para el modelo completo han de ser pensadas para mantener constante los flujos de entrada y salida.



## Referencias

1. Ahmadzadeh M., Saranjam B., Hoseini-Fard A., Binesh A. R., Numerical Simulation of sphere water entry problem using Eulerian-Lagrangian method, Applied Mathematical Modelling, pp. 1673-1684, 2014.
2. Alameda E., "Modelado del proceso de forjado orbital mediante paquetería de elemento finito", Tesis para obtener el título de Ingeniero Mecánico, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, 2010.
3. Buyco E. H., Davis F. E., Specific Heat of Aluminum from Zero to Ots Melting Temperature and Beyond, Journal of Chemical and Engineering Data, Thermophysical properties Research Center, Purdue University, West Lafayette, Indiana, USA, 1970
4. Campbell J., The New Metallurgy of Cast Metals Castings, Butterworth Heinemann, 2ª Ed., Birmingham UK, 2003.
5. Cengel Y. A., Transferencia de calor, McGraw hill, 2ª Ed., Nevada, Usa, 2004.
6. Chakravarit V. M., Thermal Constant Conductance. Mechanical Engineering Series, Springer, 2a Ed., 2014.
7. Chastian S. D., Metal Casting A Sand Casting Manual for Small Foundry Vol II., Mechanical Engineering And Materials Science University of Central Florida, 2007.
8. Chiumenti M., Cervera M., Agelet de Saracibar C., Valverde Q., Numerical simulation of aluminum foundry processes, Journal of Casting, Welding and Advance Solidification Processes X, 2003.
9. Cicutti C., Transferencia de calor en la colada continua de aceros I parte. El molde, Centro de Investigación Industrial – FUDETEC, J. Simini, p. 250, vol. 2804, Campana Argentina.
10. Esparza C., Optimización de un Sistema de alimentación para el llenado de moldes con aleaciones de aluminio, Tesis Doctoral, Universidad Autónoma de Nuevo León, 2003.
11. Falkovich G., Fluid Mechanics, a short course of physics, Cambridge, University Press, 2011.
12. Fan L., Peiran D., Steve S., Coupled Fluid/Structure Interaction Simulation Using Abaqus CEL, Dassault Systems Simulia Corp, 2009.
13. Figueroa P., J., "Modelado del proceso de extrusión inversa mediante software de elemento finito", Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, 2009.
14. Fredriksson H., Akerlind U., Solidification and Crystallization Processing in Metals and Alloys, Jhon Wiley and Sons, 1ª Ed., Stockholm, Sweden, 2012.
15. Gingold, R. A. y Monaghan, J.J., Smoothed Particle Hydrodynamics: Theory and Application to Non-Spherical Stars, Royal Astronomical Society, Monthly Notices, vol. 181, pp. 375–389, 1977.
16. Gordeev, D. G.; Gudarenko, L. F.; Zhernokletov, M. V.; Kudel'kin, V. G.; Mochalov, M. A., Semi-Empirical Equation of State of Metals. Equation of State of Aluminum, Journal of Combustion, Explosion, and Shock Waves, vol. 44, issue 2, pages 12, 2008.



17. Groover M., Fundamentos de manufactura moderna: Materiales, Procesos y Sistemas. Pearson Education. 5ª Ed., D.F., México, 2014.
18. Gupta H.N., Gupta R.C., Mittal A., Manufacturing process, New Age International Publishers, 2ª Ed., New Delhi, India, 2009.
19. Hamilton R., MacKenzie D. y Li H., Multi-physics simulation of friction stir welding process. Emerald, 21, 2010.
20. Hansen P.N., Flender E., Hartman G.C., MAGAMASOFT – The MAGMA System of Mold Filling and Solidification Modelling, Numerical Simulation of casting solidification in automotive applications, p. 221, the Minerals, Metals and Materials Society, EUA, 1991.
21. Hirt C.W., A FLOW3D Study of the Importance of the Fluid Momentum in Mold Filling, Numerical Simulations of Casting Solidification in Automotive applications, p 173, The Minerals, Metals and Materials Society, EUA, 1991.
22. Hirt C.W., Nichols B.D., Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of free Boundaries, Journal of Computational Physics, 39, 201-225, EUA, 1981.
23. Hwang W.S., Stoehr R.A., Fluid Flow Modeling for Computer-Aided Sesign of Casting, Journal of Metals, EUA, 1995.
24. Kalpakjian S., Schmid S.R. Manufacturing Engineering and Technology, Prentice-Hall Inc. Education. 5ª Ed. Upper Saddle River, New Jersey, USA, 2008.
25. Konstantinova N.Y., Popel P. S., Yagodin D.A., The Kinematic Viscosity of Liquid Copper-Aluminum Alloys. Journal of Thermophysical Properties of Materials, Thermophysical properties of materials, vol. 47, no. 3, 2009.
26. Kreith F., Manglik R. M., Bhon M. S., Principios de Transferencia de Calor, Cengage Learning, 7ª Ed., D.F. México, 2011.
27. Launder B.E., Spalding D.B., Lectures in Mathematical Models of Turbulence, Academic Press, London, 1972.
28. López J., Fundamentos de Conformación por fusión de Metales, Área de Ingeniería de los procesos de Fabricación, Escuela Técnica Superior de Ingeniería Industrial, Universidad Politécnica de Cartagena, 2011.
29. Martin J. C. y Moyce W. J., An Experimental Study of the Collapse of Liquid Columns on a Rigid Horizontal Plane, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences, vol. 244, no.882, pp. 312–324, 1952.
30. Nuñez R (editor), ASM Metals Handbook: Casting, ASM International® The Materials Information Company, Vol. 15, 9ª Ed., 1992.
31. Powell R.W., Ho C. Y. y Liley P. E., Thermal Conductivity of Selected Materials, National Standard Reference Data Series, Thermophysical Properties Research Center, Purdue University, West Lafayette, Indiana, 1966.
32. Reza C., Flujo de fluido en válvulas, accesorios y tuberías, División de Ingeniería de CRANE, 2ª Ed., McGraw hill, D.F, México, 2000.



33. Rodríguez F. J., Boccardo A. D., Dardatia P. M., Carazob F. D., Celentanoc, D. J., Godoyd, L. A., Implementación de un Modelo de Solidificación de Fundición Nodular en un Programa de Elementos Finitos para Propósitos Generales, Conferencia en Mecánica Computacional, Salta Argentina, Asociación Argentina de Mecánica Computacional, XXXI, 2012.
34. Rodríguez, F. J., Boccardo A. D., Dardati P. M., Carazo F. D., Celentano D. J. y Godoy L. A., Implementación de un modelo de solidificación de fundición nodular en un programa de elementos finitos para propósitos generales, Mecánica Computacional, XXXI, pp. 2093-2118, Asociación Argentina de Mecánica Computacional, Argentina, 2012.
35. Rowley M. (editor), International Atlas of Casting Defects, American Foundrymen's society, Des Plaines, Illinois, 1974.
36. Saucedo A., Simulación del proceso de colada pro gravedad mediante paquetería de elemento finito, Facultad de Ingeniería Universidad Nacional Autónoma de México, 2013.
37. Schey J. A., Procesos de manufactura, McGraw-Hill. 4ª Ed., Ontario, Canada, 2002.
38. Simulia ABAQUS®6.14, Contact Damping, ABAQUS® Abaqus/CAE Users's Manual, sección 37.1.3, 2014.
39. Simulia ABAQUS®6.14, Contact Pressure definition, Abaqus Theory Manual, sección 5.2.1, 2014.
40. Simulia ABAQUS®6.14, Eulerian analysis of collapsing water column, ABAQUS® Abaqus Benchmark Guide, sección 1.7.1, 2014.
41. Simulia ABAQUS®6.14, Smoothed particle hydrodynamics, ABAQUS® Abaqus/Analysis Users's Guide, sección 15.2.1, 2014.
42. Simulia ABAQUS®6.14, The volume fraction tool, ABAQUS® Abaqus/CAE User's Manual, sección 28.5, 2014.
43. Simulia ABAQUS®6.14, Thermal contact properties, ABAQUS® Abaqus/CAE Users's Manual, sección 37.2.1, 2014.
44. Simulia Dassault Systems, Coupled Eulerian Lagrangian Modelling Techniques, lectura 4, 2010.
45. Simulia Dassault Systems, Fluid-Structure Interaction Simulations with Abaqus/Explicit®,Abaqus Technology Brief, 2007.
46. Sirrel B., Holliday M., Campbell J., Benchmark Testing the flow a solidification modeling of Al castings, Journal of Materials, 48, pp 20-23, 1996.
47. Stefanescu D. M., Science and Engineering of Casting Solidification, Springer, 2ª Ed. Department of Materials Science and Engineering, The Ohio State University, Columbus, OH, USA, 2009.
48. Stoehr R.A., Wang C., Advances in Fluid Flow, Heat Transfer and Solidification Modelling and Applications to Actual Foundry Problems, Modelling of Casting, Welding and Advance Solidification Processes V, p 725, The Minerals, Metals and Materials Society, EUA, 1991.
49. Taylor H.F., Flemings M.C. y Wulff J., Foundry Engineering, John Wiley & Sons, 1º Ed., 1959.



50. Tippmann, J., Prasad, S., Shah, P., 2-D Tank Sloshing Using the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) Capability of ABAQUS®/Explicit, Dassault Systems Simulia Corp, 2009.
51. Totten G.E., MacKenzie D. S., Handbook of aluminum Volume 2: Alloy Production and Materials Manufacturing, Marcel Dekker Inc., New York Basel, 2005.
52. Verhoeven J., Fundamentos de metalurgia física, Limusa, 1ª Ed., D.F. México, 1984.
53. Wang C., Paul A., Stoehr R.A., Modeling Foundry Castings For the Rational Process Design System, Numerical Simulation of casting solidification in automotive applications , p 139, The minerals, Metals and Materials Society, EUA, 1991.
54. Warke V.S., Tryggvason G., Makhlof M.M., Mathematical modeling and computer simulation of molten metal cleansing by rotating impeller degasser Part I Fluid Flow, Journal of Materials Processing Technology, vol. 168, pp. 112-118, 2005.
55. White F., Mecánica de fluidos, McGraw hill, 6ª ED., D.F., México, 2008.
56. Zhao H., Ohnaka I., Zhu J., Modeling of mold filling of Al gravity casting and validation with X-ray in-situ observation, Journal of Mathematical Modelling, vol. 32, pp. 185-194, 2008.