



UNIVERSIDAD  
DE MÁLAGA



Máster Universitario  
en Simulación Numérica  
en Ciencia e Ingeniería  
con COMSOL Multiphysics

# TRABAJO FIN DE MÁSTER

Desarrollo y validación experimental de un modelo numérico de la tecnología de fusión VIM ( Vacuum Induction Melting) para superaleaciones base níquel.

MÁSTER UNIVERSITARIO en  
SIMULACIÓN NUMÉRICA EN CIENCIA E INGENIERÍA  
CON COMSOL MULTIPHYSICS

Autor: Pablo Garcia Michelena

Tutor: Emilio Ruiz Reina

JULIO de 2020

## 1. Introducción

El presente trabajo fin de master se centra en desarrollar una herramienta numérica de modelización multifísica de los procesos de calentamiento y fusión por inducción en vacío; y validarla experimentalmente en una instalación experimental a escala semi-industrial en Mondragon Unibertsitatea. Gracias al modelo desarrollado será posible estudiar el efecto de cada parámetro de proceso en el fenómeno de inducción electromagnética e identificar aquellos con mayor relevancia y su mutua interacción. A posterior el conocimiento adquirido será la base para definir una estrategia de control automatizada en lazo cerrado de la tecnología de fusión de superaleaciones base níquel en Vacuum Induction Melting (VIM).

El VIM es una tecnología de fusión en vacío que permite reducir el contenido de oxígeno y nitrógeno de las aleaciones, lo que implica una microestructura con menor número de inclusiones y defectos. Es por tanto una tecnología adecuada dada la rápida cinética de oxidación de ciertos elementos presentes en las superaleaciones como son el Al, Cr, Ti, Hf, etc. Así también se consigue asegurar una correcta composición química reduciendo variaciones composicionales de la carga a fundir. (Campbell 2015)

### Descripción General

El horno VIM consta de una cámara hermética de acero conectada a un sistema de alto vacío, la cual permite hacer vacío dentro de la cámara. Mientras que en el interior se tiene la bobina de calentamiento fabricada en cobre y refrigerada con agua, junto con el crisol. El crisol es el corazón del VIM, formado por dos capas de cerámico, una de refuerzo y otra de trabajo. La primera capa llamada de refuerzo se encarga de proteger a la bobina de inducción de una posible rotura de la capa cerámica de trabajo. Mientras que la capa cerámica de trabajo es la primera interfaz entre el metal y el crisol, por lo que la reactividad cerámico-metal y la erosión del caldo van a jugar un papel muy importante en su estabilidad y en la calidad metalúrgica y presencia de defectos del componente final obtenido. (Donachie 2008).



Figura 1: Horno de vacío de MGEP

Mondragon Goi Eskola Politeknikoa (MGEP) cuenta con una instalación de escala semi-industrial para fusión en vacío y/o atmósfera protectora y con crisol intercambiable (ISM/VIM) de SECO/WARWICK. Con una capacidad de fusión aproximada de 300 mm<sup>3</sup> esta instalación permite fundir aleaciones de alta reactividad y alto punto de fusión, ya sea mediante el uso del crisol frío

para aleaciones de titanio (máximo 1 kg) como por medio de crisol cerámico para aleaciones de base Ni o Co (máximo 2 kg). La cámara de acero que confina el campo magnético dentro del horno y sella el vacío. Dos bombas hacen vacío de aire para evitar la producción de óxidos manteniendo una presión de vacío de trabajo de casi  $10^{-2}$  mbar.

El equipo está completamente sensorizado y permite registrar y controlar en tiempo-real la evolución de los parámetros críticos de la fusión. Para ello cuenta con un sistema integrado de control del balance energético y la eficiencia mediante captación en National Instruments, dos cámaras de video para la visualización y control del proceso de fusión y colada, un pirómetro óptico de doble onda para la medición y control de la temperatura del caldo, 5 puertos de entrada para el acople de termopares tipo K, C y S, un sensor de presión de vacío de la cámara y un sistema de adición de aleantes. El crisol, es el recipiente donde se deposita el metal fundido en este caso es una alúmina la cual se cambia en cada fusión. Esta puede soportar temperaturas superiores a 1700°C y su composición hace que sea térmicamente estable para evitar la contaminación de la aleación. El metlbox que es la caja que protege la bobina este fabricado de un material cerámico.

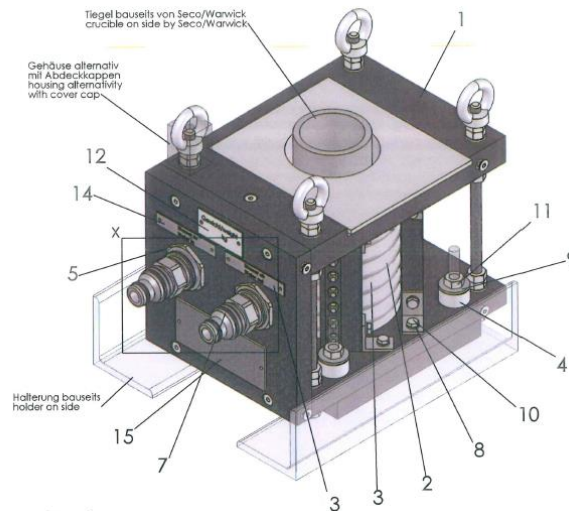


Figura 2 : Subconjunto bobina + crisol cerámico empleado para la fusión de aleaciones base Níquel

## 2. Fundamento Teórico

Los principios físicos del proceso se resumen de la siguiente manera: de acuerdo con la ley de Ampère, una corriente alterna que fluye a través de una bobina genera un campo magnético armónico en el tiempo. Idealmente, la magnitud del campo magnético está relacionado con la corriente por el factor de proporcionalidad  $\mu_0$ , que es la permeabilidad constante del vacío. Este campo magnético penetra dentro de la carga a fundir a través de del crisol cerámico, un material paramagnético en este caso. Debido a Ley de Faraday-Lenz, se induce un voltaje en la carga, con una intensidad proporcional a la tasa de cambio de del flujo magnético en el área rodeada por el bucle del conductor y en signo opuesto. Las corrientes generadas por el voltaje inducido, comúnmente llamado Foucault, disipan el calor debido al efecto Joule. Además, las corrientes generadas por este voltaje inducido dan como resultado un campo magnético que se opone al campo magnético externo. . La interacción entre los dos campos magnéticos deriva en una caída exponencial del campo magnético externo denominado como efecto pelicular.

Al mismo tiempo, también se generan fuerzas electromagnéticas (fuerzas de Lorentz), lo que hace que la carga levite, manteniéndolo alejado de las paredes del crisol. Las fuerzas de Lorentz en un punto se definen como el producto cruzado de la corriente eléctrica y los vectores de campo magnético. Dado que las corrientes parásitas y el campo magnético asociado son tangenciales a la superficie del material, la fuerza de Lorentz siempre es normal y apunta hacia la superficie. Las líneas del campo magnético de las corrientes inducidas dentro de la parte interna del líquido son cerradas generando un flujo recirculado dentro del crisol cerámico, homogeneizando la composición y la temperatura.

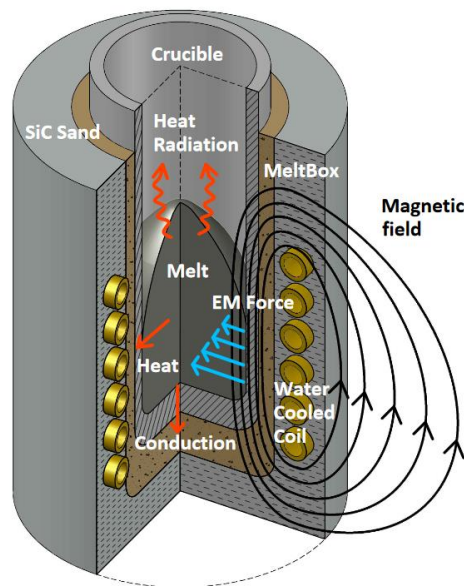


Figura 3: Principios físicos VIM

### 3. Ecuaciones, Interfaces Físicas y Condiciones de Contorno

Los parámetros físicos del proceso de fusión VIM dependen de múltiples campos y efectos que están acoplados para generar una condición operativa quasi-estática, donde se incluyen las físicas de electromagnetismo, transferencia de calor e hidrodinámica. La última cuando el material se ha fundido, en este documento se separará el modelo en estado líquido y sólido.

#### Modelo Acoplado Térmico-Electromagnético

En el siguiente diagrama se resumen las ecuaciones generales que se van a emplear para el estudio del modelo. El detalle de las mismas se encuentra en el anexo 1 donde se describe con mayor detalle las ecuaciones y condiciones de contorno implementadas en el modelo de Comsol.

El incremento de temperatura en la carga ocurre debido a las pérdidas resistivas por efecto Joule a consecuencia de la inducción electromagnética. Las pérdidas electromagnéticas son el término fuente para la física de transferencia de calor. Las corrientes inducidas tienen un componente estacionario debido a que el campo electromagnético en las ecuaciones de Maxwell son funciones oscilatorias armónicas de una sola frecuencia. Esto se basa en el hecho de que la entrada de la corriente en la bobina es de forma sinusoidal donde se ajusta la amplitud en función de la necesidad de potencia. Por el otro lado sabemos que el incremento de temperatura no

ocurre en la misma escala de tiempo de manera que si asumimos que los ciclos electromagnéticos son cortos en comparación con la escala térmica se separa el problema en dos. (Benderskaya 2007) (Doiega and Barglik 2012).

A su vez, existe una no linealidad en el proceso debido a la dependencia respecto a la temperatura de las propiedades termofísicas, como son la conductividad térmica, resistividad eléctrica, calor específico, densidad, y conductividad eléctrica del material a fundir. En este modelo se empleará como material a fundir una aleación base níquel, Inconel 718 cuya temperatura de Curie es de  $-196^{\circ}\text{C}$ , de manera que es paramagnético, siendo la permeabilidad magnética constante. Estas propiedades del material se discuten en el capítulo X.

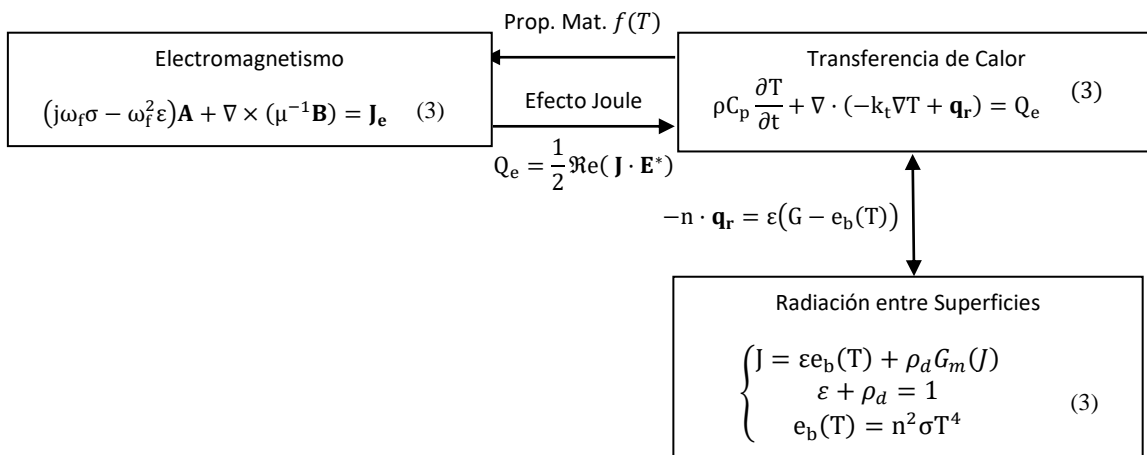


Figura 4: Ecuaciones del modelo Termo-Electromagnético y condiciones acople multifísico

### Interfaces Físicas y Condiciones de Contorno

En todo el dominio de estudio, se ha resuelto el potencial vector magnético  $\mathbf{A}$  correspondiente a toda la geometría. Se ha resuelto la ecuación de Ampère (1) re-escrita considerando la dependencia con la ley de Ohm, las relaciones constitutivas del material y los potenciales de los campos  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{E}$ . Como condición inicial se ha establecido que el campo magnético sea 0.

Las condiciones de contorno del modelo electromagnético son relativamente simples, se ha impuesto una condición de aislamiento magnético en las superficies exteriores de la cámara de vacío, estableciendo una condición de contorno tipo Dirichlet imponiendo que la componente tangencial del potencial vector magnético  $\mathbf{A}$  sea 0.

Para modelizar la bobina, se ha empleado la herramienta "Coil" incorporada en el propio software agrupando todos los cilindros huecos de la bobina y eligiendo el modelo de conductor único. De esta manera se han podido considerar los efectos de auto-inductancia entre las bobinas y el efecto pelicular. Además, como es una aplicación de alta temperatura se han considerado la variación de la resistividad debido al incremento de la temperatura. La excitación de la corriente se ha realizado siguiendo el patrón de las medidas experimentales realizadas.

Para el modelo térmico se ha resuelto la ecuación (2) en toda la geometría del modelo excepto en el dominio correspondiente al aire. Se ha querido también estudiar la evolución de la temperatura en el crisol y el meltbox ya debido al interés de poder estimar la temperatura en la interfase entre el metal y el crisol en estado líquido.

En la disipación del calor se han considerado pérdidas de calor principalmente debido a la radiación. El efecto de la convección se ha despreciado, asumiendo que el vacío es perfecto y que en comparación a la magnitud de la radiación es mínima. Además, viendo la geometría alargada y su cercanía con el crisol y las altas temperaturas del metal a calentar se ha añadido la física de “Surface to Surface Radiation” para computar la contribución de la radiación térmica entre los contornos que forman el conjunto (3). Este efecto se es más pronunciado en la superficie longitudinal de la pieza, ya que se encuentra cerca de la pared del crisol y comparten una prácticamente toda la superficie. Esta física se ha de complementar con el acoplamiento de “Heat Transfer with Surface to Surface Radiation” para acoplar el fenómeno de la radiación con la transferencia de calor en el sólido.

El efecto de la radiación hacia el exterior de la geometría de estudio, se ha impuesto con una condición de contorno de “Surface to Ambient Radiation” en la cara exterior de la cámara de vacío según la ley de radiación de Stefan Boltzman  $n \cdot \mathbf{q}_r = \epsilon \sigma_{sb} (T^4 - T_{amb}^4)$ .

Para modelizar la disipación de calor en las bobinas se incluído una condición de contorno de transferencia de calor tipo convectivo empleando la propia herramienta del programa. Se ha definido el radio del tubo, la velocidad del fluido y la temperatura del agua de refrigeración basado en los datos experimentales obtenidos.

### **Modelo Acoplado Térmico-Electromagnético-CFD**

Para el estudio en estado líquido basándose en las ecuaciones anteriores, se incluye el fluido dinámico mediante el termino de que describe la velocidad del fluido  $\mathbf{u}$ . La rama que estudia la interacción entre el fluido conductor y el campo magnético debido a las Fuerzas de Lorentz se denomina como magneto-hidrodinámica. Dichas fuerzas generan una agitación en el fluido haciéndolo recircular dentro del crisol y también modifican la geometría de la superficie del metal fundido generando un menisco característico. Además, las corrientes inducen un nuevo campo magnético, que distorsiona el campo original. El campo magnético en la frontera del metal líquido puede verse como una superposición del campo externo suministrado por la bobina fija de corriente alterna con un campo con dirección opuesta  $\mathbf{d}$  generado por las corrientes inducidas en el metal. Estos cambios en el campo magnético hacen que el problema sea altamente no lineal. (Davidson 2001).

En el caso del VIM debido a la alta intensidad del campo magnético y densidad del metal se obtiene un numero de Reynolds del orden de  $10^4$  resultado típico para aplicaciones de escala industrial como pueden ser la colada continua, agitación electromagnética o fusión por inducción con crisol frío. (Fautrelle, Ernst, and Moreau 2009). El estudio del flujo turbulento se realizará mediante las ecuaciones RANS en concreto con el modelo  $k - \omega$  ya que basándose en los resultados publicados describe mejor el flujo recirculado en comparación con  $k - \epsilon$  y SST (Kirpo and Andris Jakovičs, 2008).

### ***Interfaces Físicas y Condiciones de Contorno***

Para modelizar la superficie libre se ha seguido una estrategia basada en una malla fija donde en cada celda se resuelve un fase, metal o aire. Para ello se han empleado las físicas de Multiphase de “Level Set” y “Phase Field”. Realizando una serie de simulaciones modificando los ángulos de contacto entre fases, refinando mallas, incluyendo la difusión artificial etc. pero debido a los errores residuales durante el cálculo se ha el resolvedor no ha sido capaz de calcular una

simulación transitoria más de unas décimas de segundo. Es por ello, que aplicando la ecuación analítica del balance de presiones y para el campo magnético de la aplicación se ha estimado que la deformación de la superficie es alrededor del 5% del eje longitudinal, por ello se obviara dicho efecto.

Para el acoplamiento con el electromagnetismo se ha incorporado la fuerza volumétrica debido a las fuerzas de Lorentz y el efecto de la gravedad como termino en la ecuación RANS. (6). En flujos turbulentos, cerca de las paredes hay regiones en la pared donde los valores locales del número de Reynolds son pequeños y que los efectos viscosos predominan sobre los turbulentos. De los dos métodos que hay para computar estas regiones se ha empleado el método de la función de pared. Respecto a las paredes solidas correspondientes al crisol se ha establecido la condición de contorno de “No Slip” mientras que el dominio superior se ha descrito como “Slip”.

La disipación de las corrientes de Foucault en la carga genera el calor en el metal líquido. En aplicaciones industriales es común que la densidad de un fluido de proceso varíe debido a la temperatura (Baake et al. 1995). Estas las variaciones se deben a la no homogeneidad del calentamiento del fluido. Para considerar el efecto de esta no linealidad se ha incluido el acoplamiento de “Non Isothermal Flow” activando la opción de aproximación de Boussinesq. En caso de un flujo turbulento, la conductividad térmica está relacionada con la viscosidad turbulenta  $k_T$  mediante al número de Prandtl  $Pr_T$ . Además, la transferencia de calor varía significativamente por la naturaleza turbulenta del flujo de fluido, el movimiento frontal de fusión y el calor latente asociado. Para el modelo térmico se han estudiado los dominios correspondientes al metal líquido y las diferentes capas del meltbox (5). La condición de contorno impuesta en los contornos ha sido la radiación térmica y la disipación del calor debido a la refrigeración de la bobina. En el estudio temporal se ha considerado que todo el metal ya se encuentra en estado líquido y a una temperatura inicial de 1500 degC. En este caso, se ha eliminado el efecto de la radiación entre las superficies.

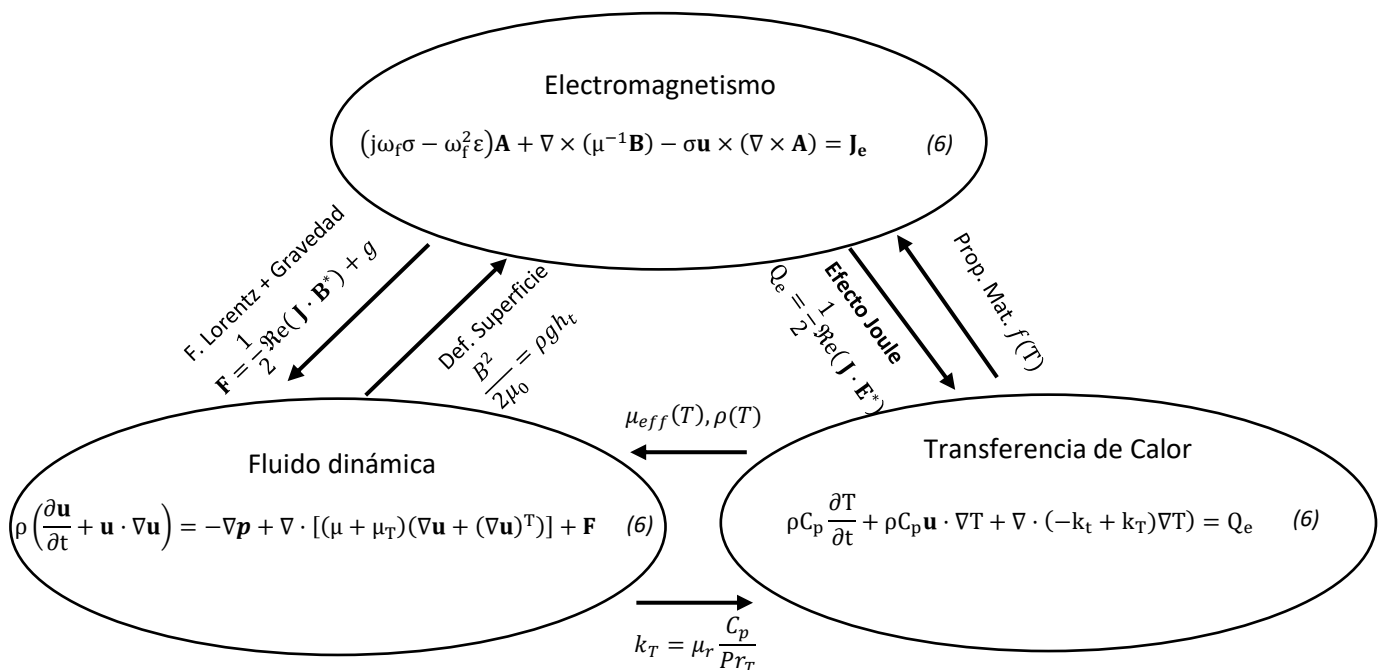


Figura 5: Ecuaciones del modelo Termo-Electromagnético y condiciones acople multifísico

## 4. Geometría y Mallado

Con el objeto de simplificar el modelo se realizarán los estudios en dos dimensiones, además de la potencia computacional necesaria para discretizar modelos en 2D es accesible para ordenadores de uso personal. Aprovechando que el horno de inducción se encuentra confinado en una esfera, el metlbox es cilíndrico y también la carga, se ha añadido un eje asimétrico para reducir el dominio a discretizar y resolver más rápidamente. Este criterio es muy empleado, principalmente en estudios ingenieriles donde se busca una aproximación de la solución. Además, sabemos que al ser una bobina senoidal y carga cilíndrica por lo que los vectores potenciales de A y E solamente tienen una componente en la dirección longitudinal Z (Chaboudez et al. 1997; Forzan 2014). En la siguiente imagen se puede ver la geometría a discretizar, como se puede ver, la carga es cilíndrica con unas dimensiones de 45x165 mm. La bobina de cobre cuenta con 7 vueltas las cuales están refrigeradas con agua a temperatura ambiente proveniente de un refrigerador.

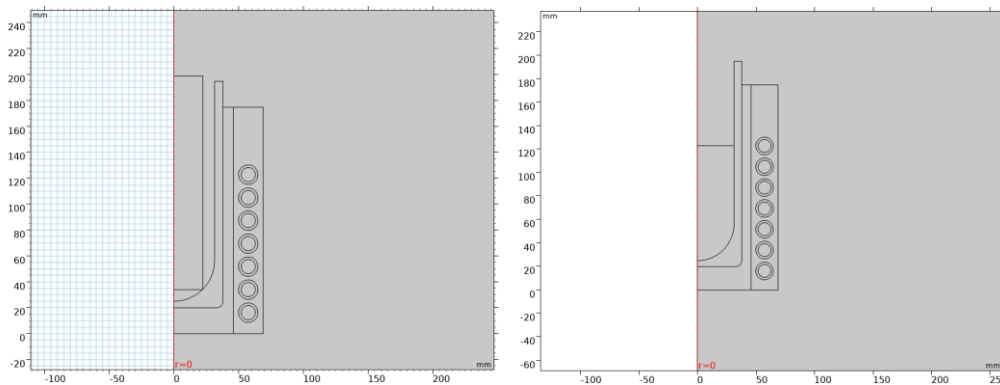


Figura 6: Geometría axisimetrica de los dos modelos de estudio

El mallado se ha realizado considerando las físicas mencionadas anteriormente, modelando con capas la bobina para computar el fenómeno de autoinducción. Además, se ha refinado el mallado en la superficie de la carga a calentar para computar el efecto pelicular. De la misma manera, para el estudio en estado líquido se ha seguido el mismo criterio, pero ajustando para poder computar las capas limites en el límite entre el líquido y el sólido. Por último, en los estudios se ha incorporado un paso de adaptación de la malla donde la calidad promedio de la malla para ambos estudios es superior al 0.87.

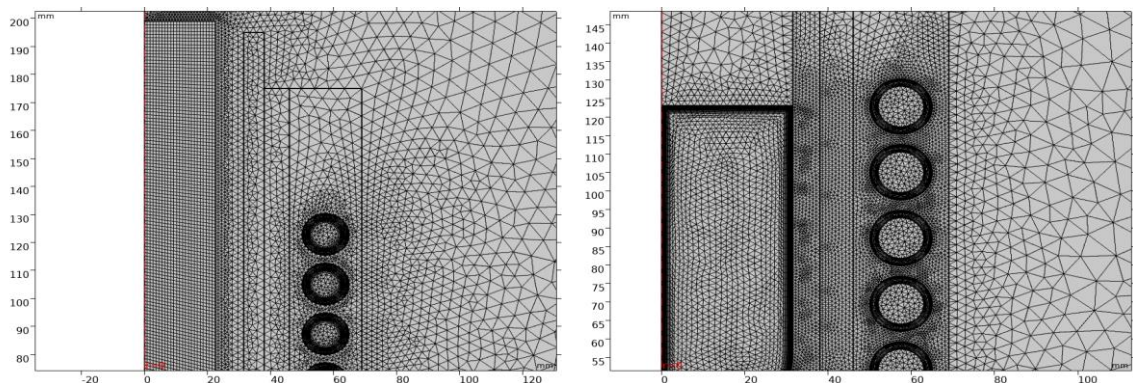


Figura 7: Mallas empleada para el estudio de los dos modelos



## 5. Materiales

En el proceso de calentamiento por inducción existe una no linealidad intrínseca de los materiales que dificulta el modelado. Para ello se han caracterizado las propiedades termofísicas de la aleación a fundir, Inconel 718 en este caso mediante ensayos de Dilatómetro, Laser Flash y DSC de donde se mide la difusividad térmica, densidad y capacidad calorífica del material en función de la temperatura. De la relación de los parámetros anteriores se estimará la conductividad térmica.  $\lambda(T) = \rho(T) \cdot \alpha(T) \cdot C_p(T)$ . En la Tabla 1 se muestran las propiedades de los materiales empleados para el modelo termo-eléctrico en estado sólido para la aleación Inconel 718. El resto de los materiales, aire, agua, cobre y acero estructural han sido seleccionados desde la librería de materiales.

Tabla 1: Propiedades del Inconel 718 en estado Sólido

	Símbolo	Unidades	Rango T	Inconel 718	Ref.
Densidad	$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	25-1000	8.11-7.71	-
Capacidad Calorífica	$C_p$	J/(kg · K)	25-1000	0.46-0.73	-
Difusividad Térmica	$\alpha$	cm <sup>2</sup> /s	25-1000	0.031-0.041	-
Conductividad Térmica	$k$	W/(m · K)	25-1000	11.5-23.1	-
Permeabilidad Relativa	$\mu_r$	-	-	1	-
Permitividad Relativa	$\epsilon_r$	-	-	1	-
Conductividad Eléctrica	$\sigma$	$\mu\Omega \cdot \text{cm}$	25-1200	1.275-1.385	(Basak, 2003)
Emisividad	$\epsilon$	-	25-1000	0.35-0.55	(Keller, 2015)

Para considerar el cambio de fase del material se han de establecer también las temperaturas de transición entre la fase sólida y líquida que se determinan mediante la técnica de DSC. La medición experimental de las propiedades del material en estado líquido necesita de complicados sistemas de adquisición. Debido a que la aleación empleada ha sido estudiada se han empleado fuentes bibliográficas Tabla 2 se resumen los datos recopilados.

Tabla 2: Propiedades del Inconel 718 en estado Líquido

	Símbolo	Unidades	Rango T	Inconel 718	Ref.
Densidad	$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	1337-1800	7.58-7.36	(Hosaeus et al. 2001)
Capacidad Calorífica	$C_p$	J/(kg · K)	-	0.75	(Quested et al. 2009)
Conductividad Térmica	$k$	W/(m · K)	25-1000		(Pichler 2018)
Permeabilidad Relativa	$\mu_r$	-		1	
Permitividad Relativa	$\epsilon_r$	-		1	
Conductividad Eléctrica	$\sigma$	$\mu\Omega \cdot \text{cm}$	1337-1800	1.472-1.533	(Hosaeus et al. 2001)
Emisividad	$\epsilon$	-	1337-2000	0.338-0.427	(Cagran et al. 2009)
Viscosidad dinámica	$\mu$	mPa · s	1332-1605	6.03—3.94	(Valencia 2010)
Tensión Superficial	$\gamma$	mN/m	1500	1.866	
Temperatura Solidus	$T_{sol}$	degC	-	1310.9	
Temperatura Liquidus	$T_{liq}$	degC	-	1359.7	
Calor Latente	$H_{cp}$	J/g		230.2	

## 6. Estudios

Se han resuelto dos modelos uno para cada estado. En el modelo Termo – Electromagnético se ha realizado un estudio acoplado Frecuencia-Transitorio donde se han resuelto los campos magnéticos y el problema de transferencia de calor en el dominio del tiempo. Los parámetros de corriente y frecuencia de excitación han sido medidos en la propia instalación para cada una de las etapas de potencia y la duración temporal de las mismas es impuesta por una curva estándar de ensayo. En total se han simulado 77 minutos de ensayo con tres etapas de potencia como se puede ver en los resultados experimentales de la Figura 8.

En el segundo modelo primero se ha realizado un estudio estacionario para encontrar un punto de inicio donde la temperatura superficial del caldo sea de 1500 grados. De esta manera, se resuelve el campo de velocidad del flujo y la distribución de temperaturas del crisol para un instante dado. Tomando el resultado anterior como referencia se realiza un ciclo de colada donde primero se mantiene la temperatura de manera constante y después se reduce antes. Para esto se ha realizado un estudio acoplando las tres físicas mencionadas para los tiempos y potencias establecidos como se puede ver en la figura X. Hay que mencionar que antes de cada estudio temporal se ha de incluir una etapa de Inicialización de Pared para que el cálculo de CFD pueda converger.

## 7. Resultados Obtenidos

Para validar la boina se han realizado ensayos de caracterización eléctrica donde se ha medido la saturación de la bobina aplicando pulsos de corriente alterna y midiendo el tiempo de respuesta del circuito RL. Estas mediciones se han realizado para la bobina con carga y sin carga de dentro de ella. Los resultados obtenidos concuerdan con el cálculo realizado por Comsol Multiphysics que resuelve una Inductancia de la Bobina de 2.643 uH y 6.66 (mΩ)

	Tiempo (ms) $\tau$	Inductancia (H)	Corriente (A)	Resistencia (mΩ)
Sin Material	2,2	$2,46 \cdot 10^6$	37	11,2
Con Material	2,06	$2,91 \cdot 10^6$	37	11,2

Del estudio temporal se puede ver el incremento de la temperatura en función del tiempo a ciertos escalones de potencia aplicadas. Para validar los resultados se ha realizado la comparación con la medida de la temperatura superficial de la pieza durante un ciclo de calentamiento. El pirómetro empleado es de doble onda y debido a que su aplicación es de alta temperatura el rango de medición empieza a los 700 grados. Como se puede ver en la superposición de los resultados tanto experimentales como los calculados por el modelo, el matching es relativamente bueno a partir de los 30 minutos hasta los 60 donde se da un incremento de potencia y consecuentemente también la disipación de calor en la carga.

Tomando como referencia la temperatura promedio de la carga, es aproximadamente 200°C mayor que la superficial, se ve el impacto del efecto pelicular ya que la penetración del campo magnético se concentra en la superficie exterior de la carga generando un calentamiento no uniforme. Además, la disposición de la bobina, las altas frecuencias de trabajo entre 6[kHz] y 7 [kHz] y geometría del crisol incrementa este efecto, que se concentra en la superficie de la pieza y en la zona inferior como demuestra la figura X. Es tanta la diferencia de temperatura que la

fusión comienza unos milímetros por encima de la base mientras la parte superior todavía sigue en estado sólido. Cuando una parte del metal se funde el pirómetro empieza a medir zonas en ambos estados y en consecuencia se dan saltos en la medición y valores pico. Esto confirma los resultados lo visto en ensayos experimentales que el tiempo de transcurso del cambio de fase de toda la masa es de alrededor de 10 minutos. Pudiendo causar un sobrecalentamiento y consecuentemente llegar a “quemar” la aleación. Esto demuestra la necesidad de modelar de manera transitoria el cambio de fase.

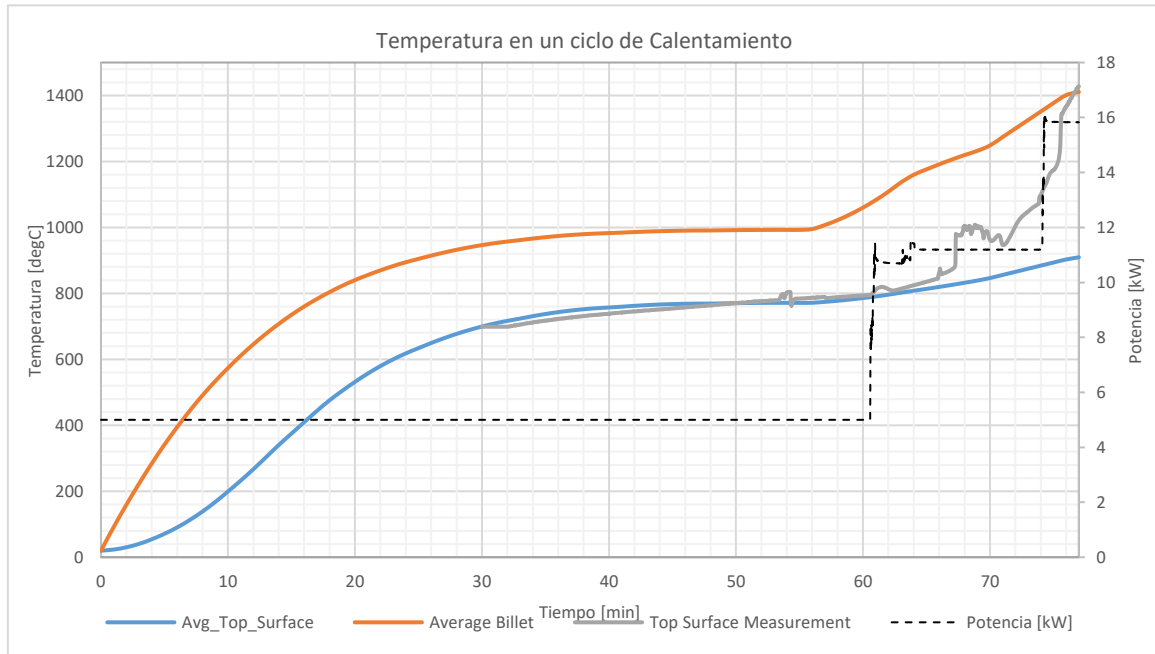


Figura 8: Evolución de la Temperatura en un Ciclo de Calentamiento

En la siguiente imagen se puede ver la distribución de temperaturas en la pieza después de 72 minutos de calentamiento como se puede ver hay zonas que han superado la temperatura de solidus, comenzando ya el cambio de fase a líquido, que han sido eliminados de la representación gráfica. Mientras que la parte superficial todavía se encuentra a casi 900 grados.

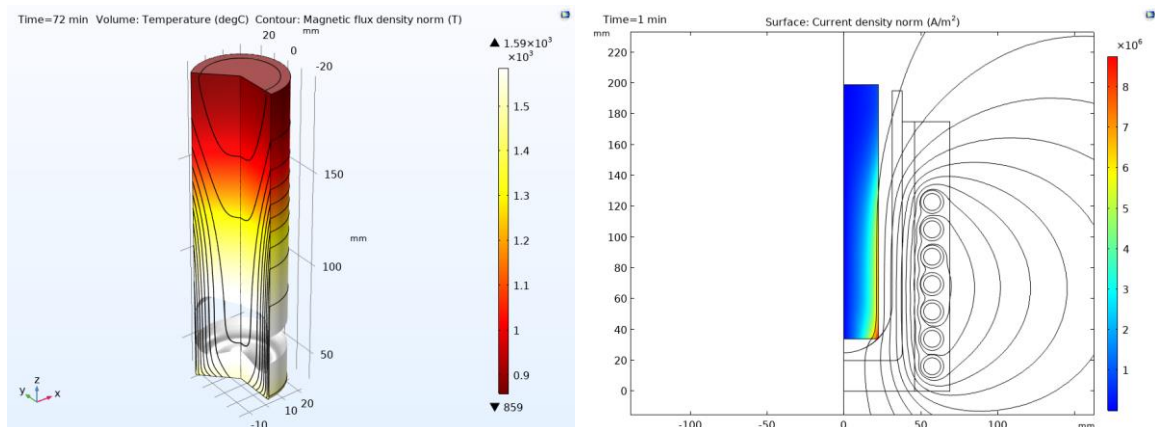


Figura 9: Distribución de la temperatura y densidad de la corriente.

### Resultados del modelo Termo-Electromagnético-CFD

Debido a las altas temperaturas del metal fundido y el vacío dentro de la cámara la determinación experimental de la velocidad del fluido no es viable. Por ello, se ha empleado como referencia los resultados publicados por (Kirpo, 2008) donde se miden los patrones de velocidad empleando sensores de imanes permanentes. LA aleación empleada en base de bismuto y plomo tiene una densidad ligeramente superior a la del Inconel 718 y es eutéctica siendo líquido a temperaturas menores que 100°C. Comparando las mediciones y los resultados del modelo de Comsol se ve que el patrón del flujo y las velocidades normalizadas están en concordancia.

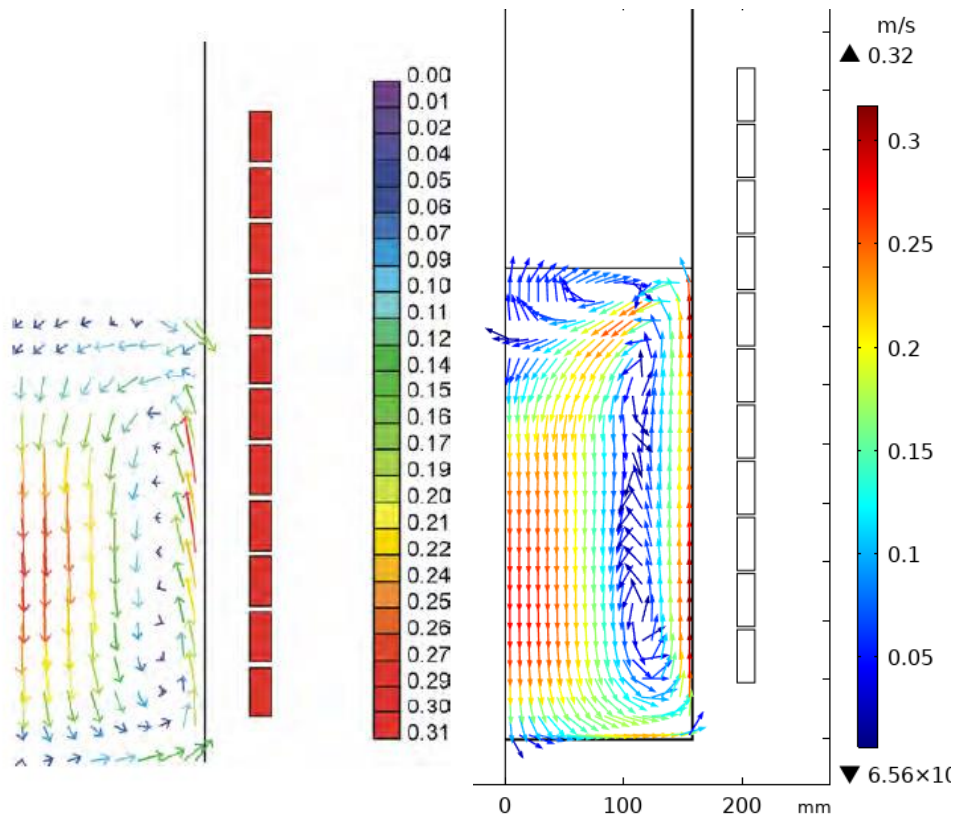


Figura 10: Medición experimental de la velocidad promedio mediante PMP (Kirpo, 2008) y calculo numérico

Basándose en el resultado anterior se han aplicado las mismas condiciones de contorno al modelo propio resolviendo un estudio estacionario de la velocidad. Se ha resuelto el perfil de velocidad para una temperatura del metal de 1500°C cuando se le aplica una potencia de 17 kW. El campo de velocidades obtenido se muestra en la figura es superior que, al ensayo anterior, las razones pueden ser, una aleación más ligera, geometría más propicia para mantener la velocidad y menores dimensiones y geometría sin menisco. También se muestra el perfil de velocidad para una potencia aplicada de 8kW donde se ve que la velocidad es menor, aunque sigue siendo alta.

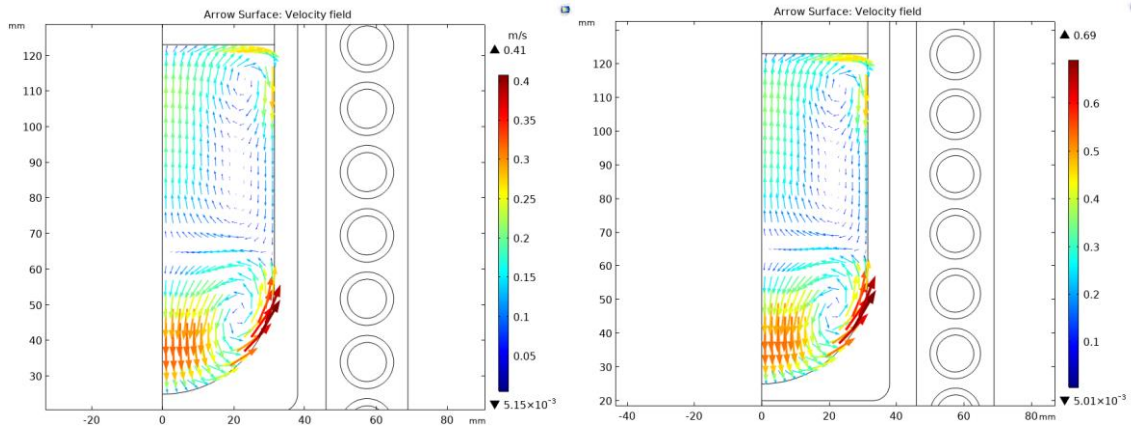


Figura 11: Perfil de velocidad para 8kW y 17 kW

Para el considerar el efecto de la transferencia de calor al caldo, se ha incorporado el acoplamiento Isothermal Flow que computa las variaciones de temperatura en el metal líquido y como afectan a las propiedades físicas y consecuentemente a la distribución del calor. Se ha seguido la misma estrategia que en el estado sólido, con el objeto de valorar la concordancia del modelo con las mediciones experimentales como se puede observar en la figura 12. Aunque en principio parece que la temperatura superficial del caldo concuerda en la tendencia con el experimental, a la hora de evaluar con más detenimiento la distribución de la temperatura se ve que existe un punto donde apenas llega a 1000 grados debido al contacto con el crisol y justo donde el vector de velocidad tiene un pico Figura 13. Esto ocurre debido a la incorrecta determinación de la superficie libre del menisco dejando patente la necesidad de modelarlo de manera precisa para obtener resultados más uniformes.

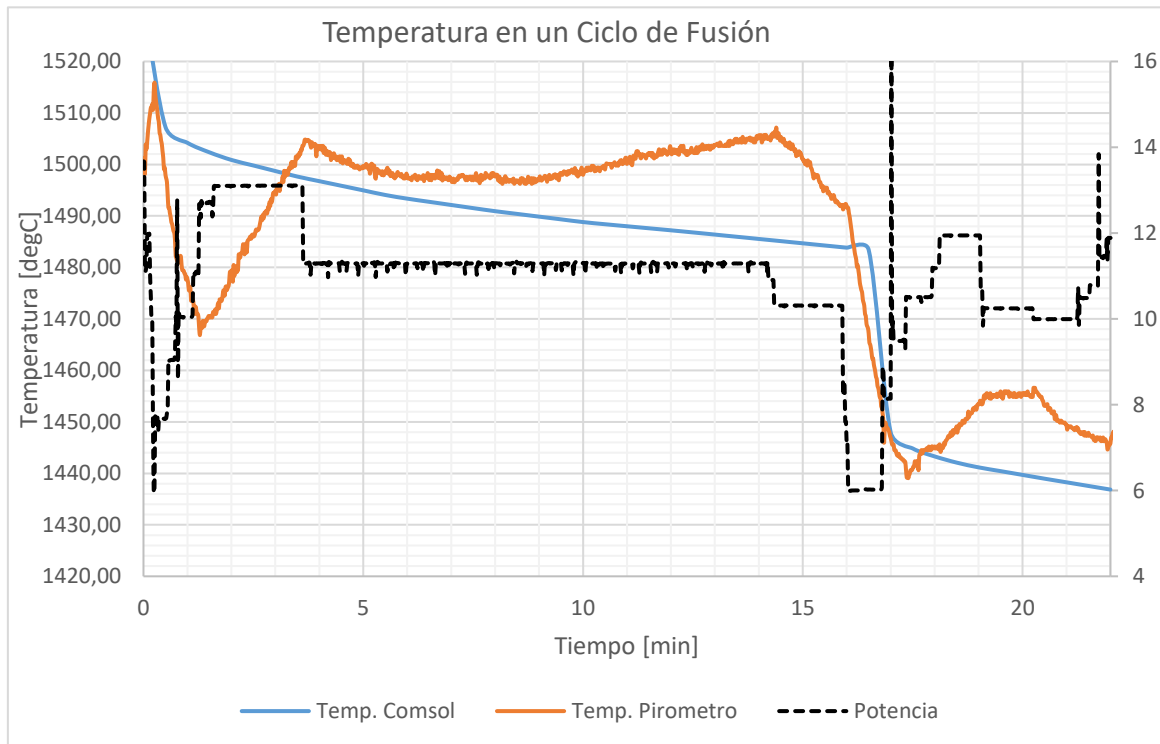


Figura 12: Evolución de la Temperatura en un Ciclo de Fusión

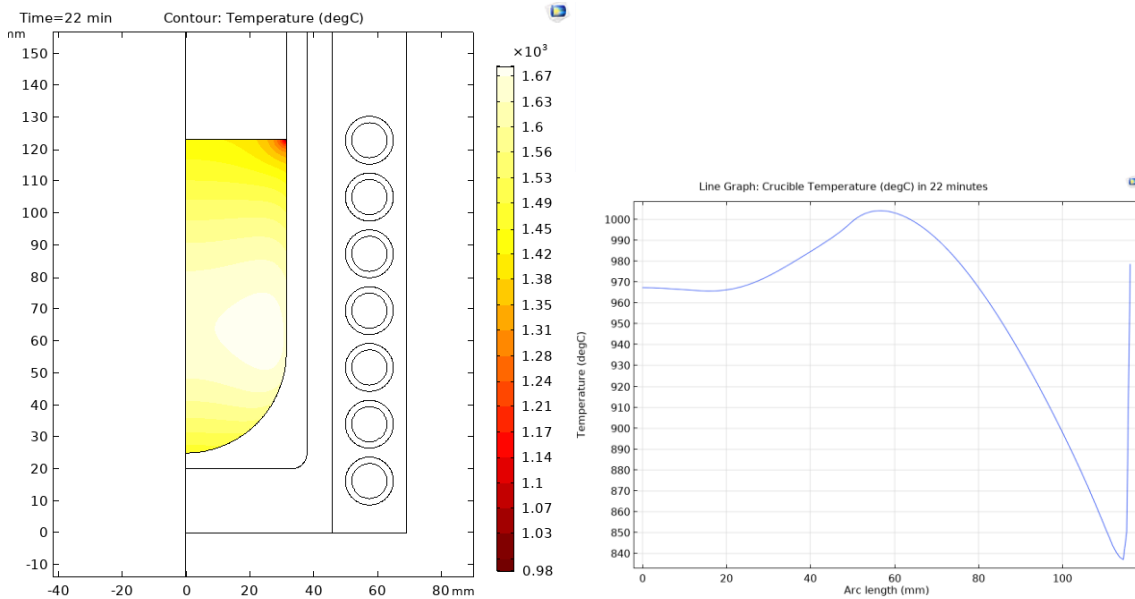


Figura 13: Distribución de la Temperatura en el Metal y la Superficie del Crisol.

## 8. Conclusiones y Líneas Futuras

- Se ha creado un modelo que simula el proceso de calentamiento y fusión de manera separada del proceso VIM a escala semi-industrial considerando los diferentes parámetros y variables que afectan el proceso.
- Existen la necesidad de modelar la superficie libre del menisco debido a que el cálculo de temperaturas en ese punto genera una gran discrepancia con la realidad. Los intentos con mallas fijas o fluido multifase no han dado resultados satisfactorios debido a errores de convergencia del calculo, la difícil determinación del ángulo entre las dos fases y la no se conserva la masa total del dominio
- Una solución posible sería emplear una malla móvil imponiendo una condición que obligue a conservar la masa y emplear la ecuación de la presión magnética como fuente para la deformación de la malla.
- El calentamiento no uniforme hace que exista una diferenciad de varios minutos entre el comienzo de la fusión y el final de la misma que concuerda con lo observado en los ensayos.
- El peligro de sobrecalentamiento de la aleación requiere de una modelización precisa del cambio de fase, incluyendo las interfaces Heat Transfer in Fluids con la opción de Phase Change y Laminar Flow junto con el acoplamiento Non Isothermal. La precisión de esta estrategia está determinada con la temperatura de transición entre las dos fases, que para el Inconel es de casi 50°C de manera que se requiere de una malla muy fina y tiempo de cálculo, no habiendo sido posible de terminar.



## 9. Referencias

- Baake, E., A. Mühlbauer, A. Jakowitsch, and W. Andree. 1995. "Extension of the K- $\epsilon$  Model for the Numerical Simulation of the Melt Flow in Induction Crucible Furnaces." *Metallurgical and Materials Transactions B* 26 (3): 529–36. <https://doi.org/10.1007/BF02653870>.
- Basak, D, R A Overfelt, and D Wang. 2003. "Measurement of Specific Heat Capacity and Electrical Resistivity of Industrial Alloys Using Pulse Heating Techniques." *International Journal of Thermophysics*. Vol. 24.
- Benderskaya, Galina. 2007. "Numerical Methods for Transient Field-Circuit Coupled Simulations Based on the Finite Integration Technique and a Mixed Circuit Formulation," April.
- Cagran, C., H. Reschab, R. Tanzer, W. Schützenhöfer, A. Graf, and G. Pottlacher. 2009. "Normal Spectral Emissivity of the Industrially Used Alloys NiCr20TiAl, Inconel 718, X2CrNiMo18-14-3, and Another Austenitic Steel at 684.5 Nm." *International Journal of Thermophysics* 30 (4): 1300–1309. <https://doi.org/10.1007/s10765-009-0604-4>.
- Campbell, John. 2015. "Casting Alloys." In *Complete Casting Handbook*, 223–340. Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-444-63509-9.00006-6>.
- Chaboudez, C., S. Ciain, R. Glardon, D. Mari, J. Rappaz, and M. Swierkosz. 1997. "Numerical Modeling in Induction Heating for Axisymmetric Geometries." *IEEE Transactions on Magnetics* 33 (1 PART 2): 739–45. <https://doi.org/10.1109/20.560107>.
- Davidson, P. A. 2001. *An Introduction to Magnetohydrodynamics. An Introduction to Magnetohydrodynamics*. Cambridge University Press. <https://doi.org/10.1017/cbo9780511626333>.
- Doiega, Dagmara M., and Jerzy Barglik. 2012. "Computer Modelling and Simulation of Radiofrequency Thermal Ablation." *COMPEL - The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering* 31 (4): 1087–95. <https://doi.org/10.1108/03321641211227339>.
- Donachie, Matthew. 2008. *Superalloys : A Technical Guide*. 2. ed., 3. printing. Materials Park OH: ASM Internat.
- Fautrelle, Yves, Roland Ernst, and René Moreau. 2009. "Magnetohydrodynamics Applied to Materials Processing." *International Journal of Materials Research*. <https://doi.org/10.3139/146.110187>.
- Forzan, Michele. 2014. "Methods, Tools, and Software for Physical Process Analysis and Design." Edited by Valery Rudnev and George E Totten. *Induction Heating and Heat Treatment*. ASM International. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v04c.a0005876>.
- Hosaeus, Herwig, Achim Seifert, Erhard Kaschnitz, and Gernot Pottlacher. 2001.



“Thermophysical Properties of Solid and Liquid Inconel 718 Alloy.” *High Temperatures - High Pressures* 33 (4): 405–10. <https://doi.org/10.1068/htwu340>.

Keller, Benjamin P., Shawn E. Nelson, Kyle L. Walton, Tushar K. Ghosh, Robert V. Tompson, and Sudarshan K. Loyalka. 2015. “Total Hemispherical Emissivity of Inconel 718.” *Nuclear Engineering and Design* 287: 11–18. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2015.02.018>.

Kirpo, Maksims, and Phys Andris Jakovičs. n.d. “Modeling of Turbulence Properties and Particle Transport in Recirculated Flows.”

Pichler, Peter, and Gernot Pottlacher. 2018. “Thermal Conductivity of Liquid Metals.” In *Impact of Thermal Conductivity on Energy Technologies*. InTech. <https://doi.org/10.5772/intechopen.75431>.

Quested, P. N., R. F. Brooks, L. Chapman, R. Morrell, Y. Youssef, and K. C. Mills. 2009. “Measurement and Estimation of Thermophysical Properties of Nickel Based Superalloys.” *Materials Science and Technology* 25 (2): 154–62. <https://doi.org/10.1179/174328408X361454>.

Valencia, Juan J, and Peter N Quested. 2010. “Thermophysical Properties.” Edited by D U Furrer and S L Semiatin. *Metals Process Simulation*. ASM International. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v22b.a0005523>.