

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA



**MODELO MATEMÁTICO PARA LA OBTENCIÓN DE
COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN
ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS**

PRESENTA

ALEJANDRO ESCUDERO GARCÍA

**COMO REQUISITO PARA OBTENER EL GRADO DE DOCTOR
EN INGENIERÍA DE MATERIALES**

JUNIO, 2016

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**MODELO MATEMÁTICO PARA LA OBTENCIÓN DE
COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN
ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS**

PRESENTA

ALEJANDRO ESCUDERO GARCÍA

**COMO REQUISITO PARA OBTENER EL GRADO DE DOCTOR
EN INGENIERÍA DE MATERIALES**

JUNIO, 2016

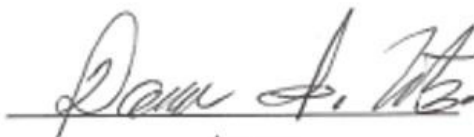
UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO

Los miembros del comité de tesis recomendamos que la tesis **“Modelo matemático para la obtención de coeficientes de transferencia de calor en aleaciones de aluminio hipoeutécticas”**, realizada por el alumno Alejandro Escudero García, matrícula 1265781, sea aceptada para su defensa como opción al grado de Doctorado en Ingeniería de Materiales.

El Comité de Tesis



Asesor

Dra. Dora Irma Martínez Delgado




Dr. Alberto Pérez Unzueta

Revisor



Dr. Jorge Leobardo Acevedo Dávila

Revisor



Dra. Ana María Guzmán Hernández

Revisor



Dra. Magdalena Isabel Mora Vargas

Revisor

Vo.Bo.

Dr. Simón Martínez Martínez
Subdirección de Estudios de Posgrado

San Nicolás de los Garza, Nuevo León. Junio 2016

ÍNDICE

	Página
ÍNDICE	
RESUMEN	8
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN.	10
CAPÍTULO 2. MARCO TEÓRICO.	15
2.1 EL ALUMINIO Y SUS ALEACIONES.	
2.1.1 Introducción.	15
2.1.2 Diagrama de equilibrio aluminio-silicio.	21
2.1.3 Diagrama de fase aluminio-cobre.	23
2.1.4 Procesos de vaciado de aleaciones de aluminio.	24
2.1.5 Proceso de solidificación.	30
2.2 SIMULACIÓN DE PROCESOS DE FUNDICIÓN DE ALUMINIO.	
2.2.1 Introducción.	53
2.2.2 Simulación de procesos de fundición.	53
2.2.3 Método de elemento finito (FEM) y método de diferencias finitas (FDM).	55
2.2.4 Características de los softwares de simulación.	57
2.2.5 Aplicaciones de softwares de simulación en fundición.	62
2.3 DISEÑO DE EXPERIMENTOS Y OPTIMIZACIÓN.	
2.3.1 Introducción.	66

2.3.2 Módulo de optimización.	66
2.3.3 Consideraciones para el uso de optimización.	68
2.3.4 Método inverso.	71
2.3.5 Reducción de datos medidos.	74
2.3.6 Definir intervalos de comparación.	76
2.3.7 Términos de error para datos medidos.	77

2.4 COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

2.4.1 Introducción.	78
2.4.2 Conducción.	79
2.4.3 Convección.	82
2.4.4 Radiación.	84
2.4.5 Ecuación de la conducción de calor.	89
2.4.6 Ecuación unidimensional de la conducción de calor.	95
2.4.7 Ecuación general de conducción de calor.	103
2.4.8 Condiciones de frontera e iniciales.	109
2.4.9 Conductividad térmica.	119

CAPÍTULO 3. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.

3.1 Introducción.	121
3.2 Aleaciones de aluminio a analizar.	121
3.3 Base de datos de aleaciones.	122
3.4 Instrumentación de moldes tipo “wedge”.	123
3.5 Preparación de las aleaciones y proceso de fundición.	125
3.6 Efecto de aleaciones en defectos y SDAS.	126
3.7 Optimización, método inverso en datos de “wedges”.	126
3.8 Instrumentación en monoblocks .	129
3.9 Vaciado de monoblocks.	130
3.10 Comprobación y ajustes .	130

CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.	132
4.1 Introducción.	132
4.2 Resultados de base de datos teórica (JMatPro®).	132
4.2.1 Efecto del silicio en la conductividad térmica.	132
4.2.2 Efecto del cobre en la conductividad térmica.	134
4.2.3 Efecto del hierro en la conductividad térmica.	136
4.2.4 Efecto del estroncio en la conductividad térmica.	137
4.2.5 Efecto del silicio y cobre en la conductividad térmica.	138
4.2.6 Efecto del silicio en la capacidad calorífica.	139
4.2.7 Efecto del cobre en la capacidad calorífica.	141
4.2.8 Efecto del hierro en la capacidad calorífica.	142
4.2.9 Efecto del estroncio en la capacidad calorífica.	144
4.2.10 Efecto del silicio y cobre en la capacidad calorífica.	144
4.2.11 Efecto del silicio en la difusividad de las aleaciones hipoeutécticas.	145
4.2.12 Efecto del cobre en la difusividad de las aleaciones Hipoeutécticas.	147
4.2.13 Efecto del hierro y estroncio en la difusividad de las aleaciones hipoeutécticas.	148
4.2.14 Efecto del silicio y cobre en la difusividad de las aleaciones hipoeutécticas.	150
4.2.15 Correlación de resultados de JMatPro® con mediciones en laboratorio TPRL.	151
4.3 Resultados de termopares en geometrías “wedges” reales.	151
4.3.1 Condición frontera con arena sílica.	154
4.3.2 Condición frontera con acero H13.	155
4.3.3 Condición frontera con hierro gris.	155
4.4 Optimización “método inverso” para obtención de coeficientes de transferencia de calor en “wedges”.	157

4.4.1 Generar plantilla “template” de comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor para aleaciones de aluminio hipoeutécticas.	157
4.4.2 Cálculo de coeficientes de transferencia de calor por optimización.	158
4.5.- Resultados de instrumentación en piezas físicas (blocks y cabezas).	160
4.5.1 Resultados en instrumentación de termopares en piezas físicas.	160
4.5.2 Comparación de los cálculos de coeficientes de transferencia de calor entre prototipos “wedges” y piezas físicas.	165
4.6 Modelo para cálculo de coeficientes de transferencia de calor por resistencias.	166
4.7 Modelo estadístico para obtención de coeficientes de transferencia de calor.	171
4.8 Comparación de modelos de obtención de coeficientes de transferencia de calor.	177
4.9 Análisis de correlación en simulaciones y “wedges” físicos.	178
 CAPITULO 5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.	 181
5.1.- Conclusiones.	181
5.2.- Recomendaciones.	183
 BIBLIOGRAFÍA.	 184
 LISTA DE FIGURAS.	 186
 LISTA DE TABLAS.	 194
 ANEXOS.	 195

Resumen.

En la actualidad los procesos de fundición de metales requieren de técnicas de simulación para definir diseños de herramental y de condiciones de proceso que lleven a productos con alta calidad, incremento en la productividad, mejores propiedades mecánicas, desarrollo de tratamientos térmicos, análisis de esfuerzos residuales, además de los cambios tecnológicos en los procesos de fundición y de aleaciones. Dentro de estos requerimientos se encuentra también el desarrollo de nuevas.

La solidificación de aleaciones de aluminio en los procesos de fundición en molde semipermanente y en arena se diseña de manera que sea direccional hacia la mazarota para evitar la formación de defectos por contracción que surge de la formación de puntos calientes debido a una solidificación direccional deficiente. Durante el proceso de solidificación, el metal interactúa térmicamente con el molde y los corazones con los que se encuentra en contacto, la diferencia en temperatura y la conductividad térmica del material determinará la velocidad y la dirección de solidificación. Sin embargo, las diferentes concentraciones de elementos de aleación en esta afecta la conductividad de la aleación y el coeficiente de conducción de calor entre los alrededores (componente metálico o de arena), por tal motivo, se están investigando los efectos de estos elementos en las aleaciones durante la solidificación, así como los perfiles térmicos en los procesos de fundición.

Una correlación precisa de los defectos por solidificación, de esfuerzos residuales, es de gran relevancia para mantener un nivel mínimo de defectos en un producto que ha sido desarrollado con aleaciones ya existentes o nuevas en base a resultados de simulaciones. Una buena correlación se obtiene al conocer el valor del coeficiente de transferencia de calor entre las interfases de la aleación con el acero H-13, hierro gris o corazón de arena, de manera que los datos utilizados en simulación sean lo más cercanos a la realidad. La condición frontera más importante para obtener altos niveles de correlación entre simulación y piezas reales, son los coeficientes de transferencia de calor, por lo que el objetivo de este estudio es desarrollar un modelo

matemático el cual permita obtener los coeficientes de transferencia de calor, al variar la composición química de las aleaciones de aluminio hipoeutécticas, considerando la base de datos termo físicos de los materiales, así como resultados de laboratorio y en planta. Con esto se obtendrán datos más reales que puedan ser utilizados como dato de entrada en simulaciones y lograr una mayor correlación.

En los procesos de fundición, la fabricación de moldes es de gran importancia, ya que según su nivel de construcción, dependerá en gran medida de la sanidad de las piezas que se van a vaciar. La elaboración de este proyecto, permitirá tener correlación de 95% de los resultados virtuales (macroporosidad, microporosidad, propiedades mecánicas, formación de juntas frías, grietas en frío y en caliente, puntos calientes y distribución de temperatura en los componentes de molde y en el aluminio), contra la realidad. Así mismo, se generó la base de datos de los coeficientes de transferencia de calor calculados y de las propiedades termo físicas de las aleaciones de aluminio hipoeutécticas.

Es aplicable para los procesos de fundición (permanente, semi-permanente, y arena, por ejemplo: HPDC, LPDC, arena, gravedad y de rotación) con las interfases de aluminio con acero H13, hierro gris y arena sílica.

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

El uso de simulaciones por computadora permite un mejor análisis sobre el comportamiento de las piezas a vaciar, evitar elevados costos de la experimentación (prueba y error), proporcionando además un beneficio de ahorro en tiempo. Sin embargo, para que los programas de simulación cumplan con los objetivos de la industria, deben conocerse varios requisitos de información que definan un modelo de simulación representativa de la pieza y el proceso real a estudiar como son: las variantes en la composición química, sistemas de enfriamientos, temperaturas de molde, una de las variables con mayor importancia son los coeficientes de transferencia de calor entre los diversos componentes de los moldes, que tienen contacto entre sí, aleación de aluminio y arena sílica, aluminio y metal (contacto con acero H13, hierro gris, metal y arena) los cuales van a definir el comportamiento de la solidificación del aluminio, perfil térmico de las piezas, por consiguiente la sanidad o defectos por contracción de las piezas.

A partir de datos obtenidos por termopares colocados ordenadamente en las piezas que se van a vaciar en condiciones de proceso controladas y, utilizando el software de simulación MAGMA[®] por el método inverso de optimización, es posible obtener los coeficientes de transferencia de calor, así mismo es factible generar un modelo de cálculo de estos coeficientes debido a la base de datos generada al vaciar diferentes aleaciones de aluminio hipoeutécticas. Para esto, es de gran importancia tener

la información precisa de los parámetros de entrada (condiciones frontera) puntuales, tales como temperatura de vaciado, temperaturas iniciales de los componentes (acero, corazones de arena, enfriamientos, “chills”, etc.), flujo y duración de enfriamientos, tiempos del ciclo (tiempos de llenado, apertura de molde, desarenado, etc.), definición de materiales (aleaciones), se obtiene el cálculo matemático, arrojando resultados del fenómeno de llenado y solidificación, ya que en un proceso de fundición todos los parámetros de proceso tienen un efecto en la sanidad de la pieza, por lo que se tiene la necesidad de definir los rangos de los parámetros de proceso con los cuales se debe trabajar para obtener piezas libres de defectos.

También se consideran en este trabajo las propiedades físico-químicas de las aleaciones analizadas a través del software JMatPro[®], obteniendo las propiedades termodinámicas de las aleaciones como la conductividad térmica, capacidad calorífica, densidad, fracción sólida entre otras. Así mismo comprobando estos valores, midiendo las propiedades en laboratorio externo.

Las pruebas físicas de instrumentación con termopares se realizaron en moldes prototipo (wedges) y en moldes de cabezas y monoblocks de aluminio, simulando cada una de las variables de proceso, controlando la composición química de las aleaciones vaciadas. La Figura 1.1 describe el proceso de optimización dentro de MAGMAsoft[®] y MAGMAoptimization[®], las variables de entrada y salida son empleadas para calcular el diseño de experimentos y/o la optimización. Al final el usuario debe analizar los resultados y retroalimentar a las simulaciones o terminar el proceso de simulación. Es importante aplicar estas técnicas estadísticas en las simulaciones durante el desarrollo de nuevos productos y de proyectos de mejora continua, incrementar el nivel de análisis y de diseño de molde-pieza.

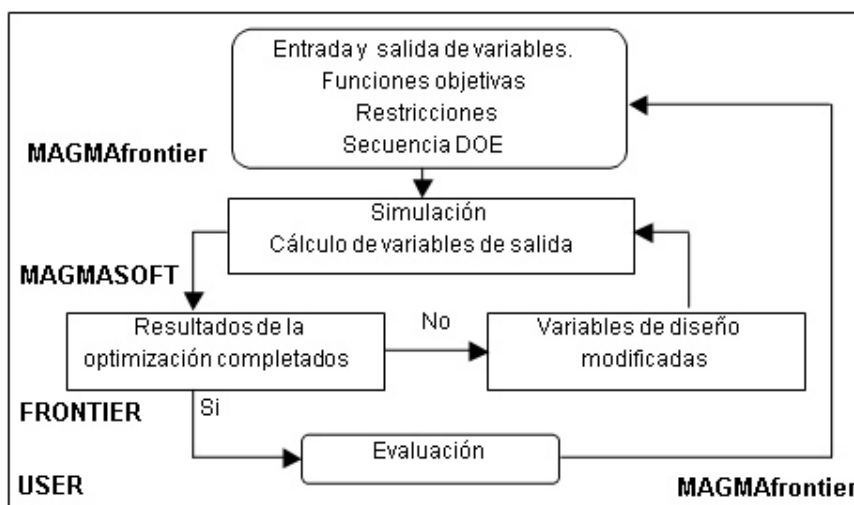


Figura 1.1 -- Diagrama del proceso de optimización de un diseño usando el programa de simulación “MAGMAoptimization®” [1].

Justificación.

Las diferentes concentraciones de los elementos de aleación en el aluminio dan como resultado variaciones en los coeficientes de transferencia de calor entre la aleación y el molde acero H-13, hierro gris y corazón de arena. Las aleaciones a utilizar serán de aluminio hipoeutécticas, es decir, menores a 12% de silicio, debido a que son las más utilizadas para la fabricación de cabezas y monoblocks de aluminio. Actualmente empresas como General Motors, Audi, Peugeot, Ford, Chrysler, Volkswagen, Nissan, utilizan diferentes composiciones químicas para sus productos, dependiendo de la aplicación y de las propiedades mecánicas que se buscan. Por lo que es de gran importancia encontrar los coeficientes de transferencia de calor y el efecto de las variaciones de los elementos aleantes (Si, Cu, Fe), del modificador de la estructura (Sr) y utilizarlas en las simulaciones.

Antecedentes de la problemática.

En el desarrollo de nuevos productos, la tendencia es tener mejores propiedades mecánicas, con piezas más ligeras a bajo costo. Dentro de estos requerimientos se

encuentra el desarrollo de nuevas aleaciones (aluminio, cobre, silicio). Se están investigando los efectos de los elementos aleantes, que permitan mejorar el rendimiento de los componentes automotrices. La variación de la composición química de las aleaciones, cambia las propiedades termo físicas, así como los perfiles de solidificación en los procesos de fundición [6], por lo que los parámetros de condición frontera en las simulaciones deben tener valores específicos según la aleación a analizar.

Entre las condiciones frontera, una de las de mayor importancia para obtener altos niveles de correlación entre simulación y piezas reales son los coeficientes de transferencia de calor. La aplicación del método inverso en la determinación de coeficientes de transferencia de calor entre las interacciones de la aleación y sus condiciones frontera durante el proceso de solidificación a partir de lecturas reales, hace posible tener buena definición de los datos de entrada de la simulación y una correlación apegada a la realidad, permitiendo analizar posibles defectos generados en los procesos de fundición y propiedades mecánicas de los productos. Asimismo, mediante el software JMatPro® se pueden determinar las propiedades termo físicas en base a la composición química de la aleación y temperatura [10].

Objetivo.

- Desarrollar un modelo que permita determinar el coeficiente de transferencia de calor en función a la variación de la composición química de aleaciones de aluminio hipoeutécticas.
- Generar una base de datos que permita analizar los efectos del cambio de la composición química en las propiedades de la aleación y en los coeficientes de transferencia de calor en los procesos de fundición aplicados para la fabricación de monoblocks de aluminio.

Hipótesis.

Es posible obtener un modelo que determine los coeficientes de transferencia de calor en función de la composición química de aleaciones de aluminio hipoeutéticas en las interfases de acero H-13, hierro gris y arena sílica.

El uso de simulaciones mediante el método inverso a partir de resultados medidos por medio de termopares, es una herramienta que ayuda a determinar los coeficientes de transferencia de calor [1].

Metas y alcances del proyecto.

- Generar conocimiento científico especializado en el área de simulación por el método inverso para la obtención de coeficientes de transferencia de calor para cualquier aleación a vaciar y sus diversas interfases, que se utilizan en los procesos de fundición.
- Desarrollar un modelo capaz de obtener y analizar el efecto de la variación de los principales elementos aleantes en las aleaciones de aluminio hipoeutéticas para obtener los coeficientes de transferencia de calor.
- Incrementar correlación de resultados de simulaciones contra lo real de los procesos de fundición, utilizando termografías, análisis de termopares, etc.
- Difusión de los resultados obtenidos en revistas científicas y en congresos internacionales.
- Consolidar la colaboración tipo triple hélice entre empresa, universidad y gobierno para el desarrollo tecnológico del país.
- Formar capital humano altamente concentrado.

CAPÍTULO 2

MARCO TEÓRICO

2.1 El aluminio y sus aleaciones.

2.1.1 Introducción.

Desde el punto de vista físico, el aluminio puro posee una resistencia muy baja a la tracción y una baja dureza. En cambio, aleado con otros elementos, el aluminio adquiere características mecánicas muy superiores. Existen centenares de diferentes tipos de aleaciones de aluminio. Por ejemplo el duraluminio. El duraluminio contiene pequeñas cantidades de cobre (Cu) (3-5%), Magnesio (Mg) (0,5-2%), Manganeso (Mn) (0,25-1%) y Zinc (3,5-5%). Son también importantes los diversos tipos de aleaciones llamadas anticorodal, a base de aluminio (Al) y pequeños aportes de Magnesio (Mg) y Silicio (Si). Estas pueden contener elementos como Manganeso (Mn), Titanio (Ti) y Cromo (Cr) [26].

El aluminio y sus aleaciones ocupan desde hace más de 30 años un lugar destacado en la industria del transporte y la automoción, esto se debe a que el material cuenta con características especiales de alta dureza, ligereza, resistencia mecánica y conductividad térmica, entre otras.

Las aleaciones de aluminio son obtenidas a partir de la combinación de este metal con otros elementos (cobre, magnesio, zinc, silicio, manganeso, etc.) que mejoran

sus propiedades mecánicas, pues al ser este un material maleable y dúctil, necesita mejorar su resistencia mecánica y en algunas aplicaciones optimizar aspectos como la dureza.

En la industria también son conocidas como aleaciones ligeras, debido a que tiene una densidad mucho menor comparado con el acero (aproximadamente es la tercera parte de la densidad del acero). Existen más de 300 aleaciones de aluminio que en la actualidad están siendo desarrolladas para nuevas aplicaciones. Las aleaciones de aluminio se clasifican en dos grupos, dependiendo del proceso de fabricación: aluminios forjados y fundiciones de aluminio (ver tabla 2.1 y 2.2).

Tabla 2.1 -- Codificación aluminios forjados.

Tabla 1: Codificación Aluminios Forjados	
Aluminio puro 99.0 pureza	1XXX
Aluminio aleado principalmente con cobre	2XXX
Aluminio aleado principalmente con manganeso	3XXX
Aluminio aleado principalmente con silicio	4XXX
Aluminio aleado principalmente con magnesio	5XXX
Aluminio aleado principalmente con magnesio y silicio	6XXX
Aluminio aleado principalmente con Zinc	7XXX
Aluminio aleado con otros elementos (litio)	8XXX
Serie no utilizada	

Tabla 2.2 -- Codificación fundiciones de aluminio.

Codificación Fundiciones de Aluminio	
Fundición de aluminio puro 99.0 pureza	1xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con cobre	2xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con silicio y adiciones de cobre y/o magnesio	3xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con silicio	4xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con magnesio	5xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con Zinc	7xx.x
Fundición de aluminio aleado principalmente con estaño	8xx.x
Fundición de aluminio aleado con otros elementos	9xx.x
Serie no utilizada	6xx.x

Serie 1xxx, contiene aluminio en un 99.00% y es utilizado en muchas aplicaciones, especialmente en los campos eléctricos y químicos. Este alto grado de pureza en el aluminio le confiere como principal característica una excelente resistencia a la corrosión, alta conductividad térmica y eléctrica y aunque tiene bajas propiedades mecánicas, goza de muy buena maleabilidad. La presencia de hierro y silicio, son las impurezas más frecuentes. El campo más común de estas aleaciones son las aplicaciones tipo decorativas, empaques de lujo (para cosméticos, perfumes, etc.) y para la fabricación de condensadores electroquímicos, entre otros.

Serie 2xxx. El cobre es el principal elemento presente en este tipo de aleación (Al-Cu), el cual generalmente se mezcla con magnesio, pero como una adición secundaria. La serie 2xxx requiere de un tratamiento térmico de solución para obtener propiedades óptimas; de hecho, en condiciones de solubilidad, este tipo de aleaciones muestran propiedades mecánicas similares y, en algunos casos, superiores a las del acero al carbono.

Cuando estas aleaciones se someten a tratamientos de precipitación (envejecimiento), aumenta la resistencia a la fluencia con la consiguiente pérdida de elongación y aumento de fragilidad. Las aleaciones de esta serie no alcanzan tan buena resistencia a la corrosión como en otros casos. Por tal razón, en forma de hojas, el material está revestido con aluminio de alta pureza, aleación de magnesio-silicio de la serie 6xxx o una aleación que contenga el 1% de zinc; cualquiera de éstos revestimientos, alcanza normalmente del 2% al 5% de espesor total en cada lado un tipo de aluminio también conocido como “aclad”.

Además, las aleaciones del aluminio y cobre se adaptan a piezas y estructuras que necesiten altas relaciones de resistencia/peso y temperaturas de hasta 150°C, por ello se utilizan en la industria aeroespacial para la fabricación de sistemas de suspensión, en las llantas de los aviones, en el fuselaje y el recubrimiento de las alas.

Serie 3xxx. El manganeso entre el 1% al 5% es el principal elemento de aleación de la serie. Estas aleaciones son generalmente no tratables térmicamente, pero tienen un 20% más de resistencia que las aleaciones de la serie 1xxx; debido a que sólo un porcentaje limitado del manganeso –hasta aproximadamente el 1.5%– se puede añadir eficazmente al aluminio, siendo un elemento importante en algunas pocas aleaciones. Por lo general, se usan para fabricar paneles de revestimientos en la construcción y en la industria alimenticia, entre otros. En general estas aleaciones de aluminio no son tratables térmicamente, sin embargo, hay algunas nuevas aleaciones que muestran endurecimiento por procesos térmicos, pero aún están en investigación.

Serie 4xxx. El principal elemento de la aleación en esta serie es el silicio, que se puede añadir en cantidades suficientes (hasta 12%). El silicio reduce la fragilidad que se produce durante la fusión, esta característica es importante para la fabricación de alambres de soldadura, donde además la temperatura de fusión es más baja que el del metal base.

Las aleaciones de aluminio y silicio no son tratables térmicamente, pero cuando se utiliza en soldadura de aleaciones, que si tienen algún tipo de tratamiento térmico, absorben algunos de estos componentes y pueden cambiar sus propiedades mecánicas. Por lo regular, las aleaciones que contienen cantidades apreciables de silicio se vuelven de un color gris oscuro a color carbón, cuando se aplican acabados de óxidos anódicos, razón por la cual son altamente demandados por la industria, para aplicaciones arquitectónicas.

La aleación 4032, que pertenece a esta serie, tiene un bajo coeficiente de expansión térmica y alta resistencia al desgaste, dos características que la hacen apta para la fabricación de pistones de motores fabricados por forja.

Serie 5xxx. El principal elemento de aleación para esta serie es el magnesio, pero raras veces contienen más del 5%, debido a que las propiedades mecánicas de éstas decrecen cuando se exponen por tiempos prolongados a influencia de la temperatura. El magnesio es considerablemente más eficaz que el manganeso como endurecedor y puede ser añadido en cantidades mayores. Las aleaciones de esta serie poseen buenas características de soldadura y buena resistencia a la corrosión en ambientes marinos.

Serie 6xxx. Las aleaciones de este tipo de serie contienen silicio y magnesio en las proporciones requeridas para la formación de siliciuro de magnesio (Mg_2Si), este compuesto hace que puedan ser tratadas térmicamente. Estas aleaciones tienen una buena resistencia a la corrosión atmosférica, son muy aptas para procesos de extrusión y forja en caliente; además tienen buen comportamiento para ser trabajadas en procesos de deformación en frío y adquieren una excelente textura en procesos de anodizado.

Aunque este tipo de aleaciones no son tan resistentes como la mayoría de las de las series 2xxx y 7xxx, gozan de buena formabilidad, soldabilidad, maquinabilidad y resistencia a la corrosión. Además las aleaciones de este grupo pueden ser conformadas, mediante el tratamiento térmico de solución y luego fortalecidas, a través del tratamiento térmico de precipitación completo (T6).

Este grupo de aleaciones, es ampliamente utilizada en estructuras, marcos y ventanas, entre otros, al servicio de la industria arquitectónica: También para la elaboración de todo tipo de lámparas o carcasas para el alumbrado público, donde la misma propiedad de conductividad térmica ayuda a disipar el calor generado por las luces y lo convierten en el material idóneo para este tipo de aplicaciones.

Serie 7xxx. A este grupo pertenecen las aleaciones de aluminio con zinc, en cantidades promedio del 1% al 8% y cuando se combina con un porcentaje menor de magnesio, puede tratarse térmicamente para lograr un alto nivel de resistencia. Por lo regular, a este tipo de aleación se les añade, también zirconio y titanio en cantidades que no sobrepasan el 0,25 para aumentar la templabilidad de la aleación como ejemplo la 7474 que es una variante del 7075, la cual reemplaza a esta última en especial cuando se necesita espesores por encima de 80mm. Son ampliamente utilizadas en estructuras de fuselajes de aviones, equipos móviles y piezas sujetas a altas tensiones de trabajo en la industria aeroespacial.

Las aleaciones 7xxx tienen una reducida resistencia a la corrosión y a menudo se utilizan ligeramente sobre-envejecidas para proporcionar mejores combinaciones de resistencia mecánica, resistencia a la corrosión y resistencia a la fractura. Es importante mencionar que este tipo de aleación de aluminio, es conocida en la industria colombiana como duraluminio.

Serie 8xxx, se le adiciona hierro con el fin de generar un refinamiento de grano, con lo cual se incrementa la resistencia a la fluencia de la aleación. Presentan una buena aptitud para procesos de conformación y especialmente son usadas en la fabricación de aletas para intercambiadores de calor y tubos en forma de espiral; las dos aleaciones más comunes dentro de este grupo son 8006 y la 8011.

2.1.2 Diagrama de equilibrio aluminio-silicio.

El diagrama de fase es un mapa de las fases a composiciones y temperaturas específicas, sirve como guía para la selección o procesamiento de los materiales [2].

La información que se puede obtener de los diagramas de fase, es:

- 1- Conocer que fases están presentes a diferentes composiciones y temperaturas bajo condiciones de enfriamiento lento (equilibrio).
- 2- Determinar la solubilidad, en el estado sólido y en el equilibrio, de un elemento (o compuesto) en otro.
- 3- Determinar la temperatura a la cual una aleación, bajo condiciones de equilibrio comienza a solidificar y la temperatura a la cual ocurre los cambios de fase.
- 4- Conocer la temperatura a la cual comienzan a fundirse diferentes fases.
- 5- Determinar las fases de solubilidad para el proceso de endurecimiento por precipitación.

Las aleaciones de aluminio-silicio constituyen el 85-90% del total de las piezas producidas de aluminio. Estas aleaciones contienen silicio como el principal elemento de aleación y proporciona una excelente fluidez y resistencia a la corrosión.

La figura 2.1 muestra el diagrama de fase Al-Si. Estas aleaciones presentan un punto eutéctico 12.5% de Si y a una temperatura de 577°C. Estas aleaciones se dividen en aleaciones hipoeutécticas de 0 a 12.5 % de silicio e hipereutécticas aquellas mayores a 12.5%.

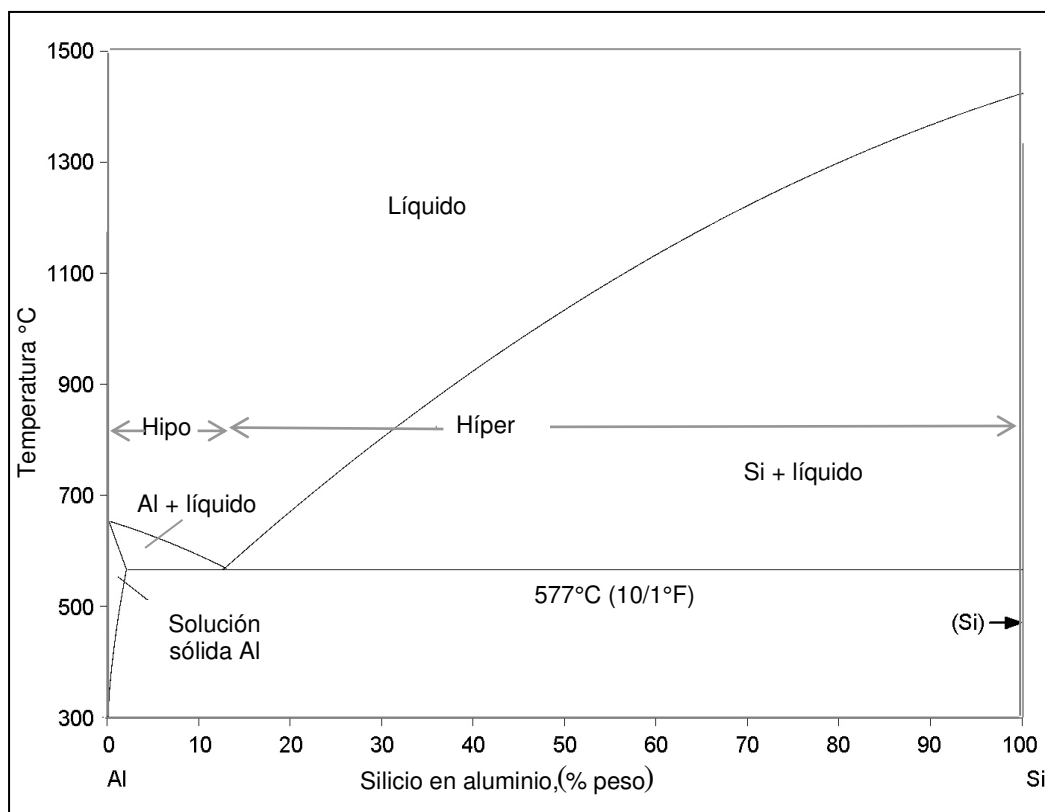


Figura 2.1 -- Diagrama de fase de Al-Si [26].

Si se calienta aluminio puro en un crisol, encontramos que se funde a 660°C. Igualmente, al enfriarse, el cambio del estado líquido al sólido ocurre a la misma temperatura constante. Si volvemos a fundir el aluminio, pero ahora añadimos 5 por ciento de silicio al líquido, el silicio se disuelve igual como el azúcar en agua. Es importante no decir que el silicio “se derrite”, ya que el punto de fusión del silicio es bastante más elevado que la temperatura del aluminio líquido. Átomos de silicio difunden de la superficie del sólido hacia el líquido. Después de haber disuelto el silicio, se enfría la fundición.

Se encuentra dos diferencias importantes comparadas con la solidificación del aluminio puro: la aleación comienza a solidificar a una temperatura más baja (624°C) que la del aluminio puro (660°C). La aleación presenta una mezcla de partículas sólidas y líquido en un intervalo de temperaturas, en lugar de solidificar a una temperatura constante. La cantidad de sólido se incrementa hasta que la aleación se solidifica

completamente a los 557°C. Se encuentra el mismo tipo de comportamiento con el 10 por ciento del silicio pero el comienzo de la solidificación inicia a los 588°C [26].

2.1.3 Diagrama de fase de Aluminio-Cobre.

La figura 2.2 muestra el diagrama de fases del sistema Al-Cu. Las aleaciones que se encuentran por encima de la línea de liquidus, están siempre en estado líquido. La línea de liquidus se muestra en el diagrama de equilibrio de la figura 2.2. En el extremo del eje vertical de la izquierda, hay una zona monofásica llamada α , que es una solución sólida de aluminio. Al lado derecho hay otra zona monofásica de cobre, que en este caso, se designa como β .

En los diagramas de fases, las zonas monofásicas están separadas siempre por una región bifásica, que contiene $\alpha+\beta$. Entre la zona α y la líquida, hay una región de α más líquido, y entre la zona β y la líquida, hay una zona β más líquido.

En el diagrama Al-Cu se presenta un punto eutéctico a una composición de 33% de Cu y una temperatura constante de 548°C.

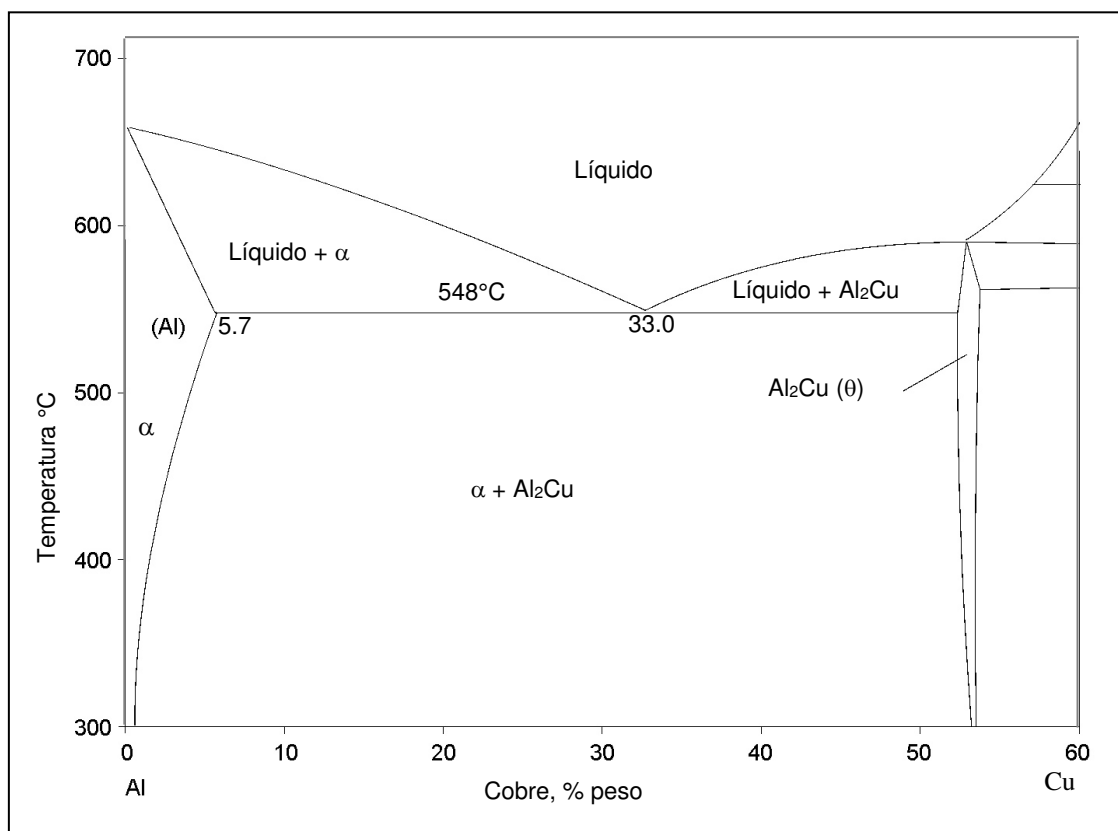


Figura 2.2 -- Diagrama de equilibrio Al-Cu [26].

2.1.4 Proceso de vaciado de aleaciones de aluminio.

El principio básico en que se basa el proceso de vaciado del aluminio y aleaciones de aluminio puede parecer simple: se funde el metal o aleación, se llena el molde y se deja enfriar para obtener el objeto. Pero existen una serie de factores y de parámetros que deben ser tomados en cuenta para obtener piezas sanas, con las dimensiones deseadas y con procesos económicamente viables.

En la figura 2.3 se muestra con un ejemplo particular como se vacía una pieza, se vierte el metal fundido en el bebedero por gravedad, hasta la cavidad del molde mediante los canales de alimentación.

El molde, en este caso consta de dos bloques lo que facilita la formación del mismo (realizar la cavidad). Cuando los moldes son de arena, se destruye para obtener el sólido resultante después de la colada. Existen moldes en que esto no es necesario, llamados permanentes. Si se desea obtener un hueco en la pieza debe utilizarse un elemento sólido, corazón, que no permita que el metal llene esta zona. A veces, dependiendo del material y del tipo de moldeo, se añaden a los canales de alimentación un depósito denominado mazarota que se llena en la colada con el metal líquido y que va aportando material a las cavidades de la pieza conforme estas se van enfriando evitando así rechupes y poros internos en la pieza.

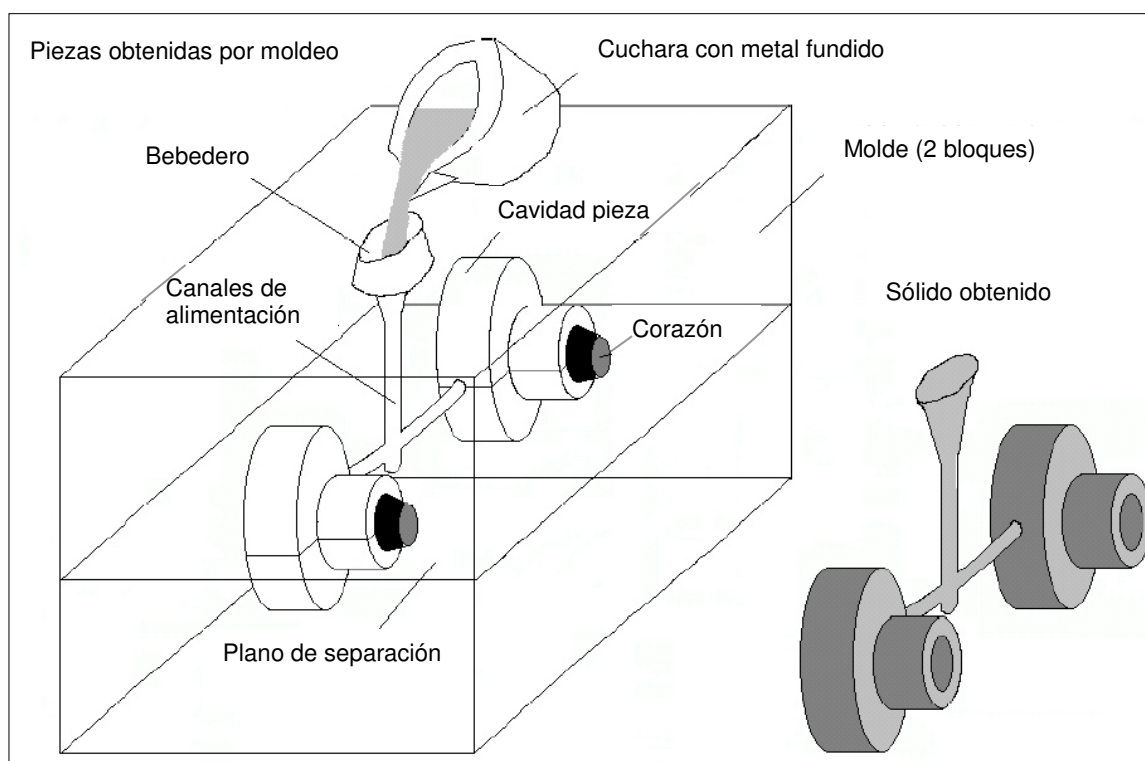


Figura 2.3 -- Vaciado de una pieza [3].

En el ejemplo el sólido obtenido consta de dos piezas y de los canales de alimentación que deben separarse de estas, es lo que se denomina corte de colada, lo cual puede ser removido por cizalla o sierra.

Fundición por gravedad.

La introducción de metal líquido ocurre por gravedad, lo que da el nombre al proceso. El llenado se realiza gracias al propio peso del metal y al flujo del mismo hasta llenar las cavidades. El molde está compuesto por un sistema de llenado y un sistema de alimentación (mazarota). La alimentación de un molde por gravedad con lleva tres fases:

- Primera fase: dosificar el metal. Una cuchara de colada se sumerge en el baño de aluminio y toma el volumen necesario para el llenado del molde.
- Segunda fase: El llenado del molde se realiza por la bajada de colada, el canal de alimentación y por las entradas de la alimentación. Penetrando en el molde, el metal desaloja el aire a través de los venteos.
- Tercera fase: las mazarotas, que sirven para compensar la contracción del metal de la pieza en el momento de la solidificación. Durante la colada y con el fin de evitar que se creen cavidades por la contracción del metal, se rellenan unas masas alimentadoras o reservas de metal líquido, llamadas mazarotas. Estas mazarotas guardan el metal líquido durante más tiempo, y este metal alimentará la pieza durante la solidificación e impedirá la formación de cavidades llamadas rechupes.

Fundición a presión.

La fundición a presión es un proceso que utiliza moldes permanentes (alta presión) y moldes semipermanentes y de arena (baja presión).

Fundición a baja presión.

El proceso de baja presión consiste en rellenar el molde con un sistema de baja presión a fin de alimentar la pieza. El principio de funcionamiento de la máquina de baja presión (ver figura 2.4) consta de 4 elementos principales:

- 1- El horno mantenimiento, que es levantado por presión neumática.
- 2- El sistema de alimentación (tubos cerámicos o de hierro) entre el horno y el molde.

- 3- Los parámetros de sistema de control y de mantenimiento de los moldes.
- 4- El molde.

El principio de la colada en baja presión consiste en aplicar en el horno de mantenimiento una presión entre 0.2 y 3 bar. Esta presión permite elevar el metal líquido hasta el nivel del molde. El metal líquido sube por el tubo cerámico antes de rellenar el molde.

El aire contenido en el molde se escapa bajo la presión del metal. La principal ventaja del proceso de baja presión es el modo de llenado, de abajo hacia arriba, que preserva la calidad de la aleación (ver figura 2.4).

La ventaja de este método sobre el vaciado tradicional es que se introduce en el molde un metal limpio desde el centro del crisol, en lugar de un metal que ha sido expuesto al aire. Lo anterior reduce la porosidad producida por el gas y los defectos generados por la oxidación. Se mejoran la sanidad y las propiedades mecánicas de la pieza.

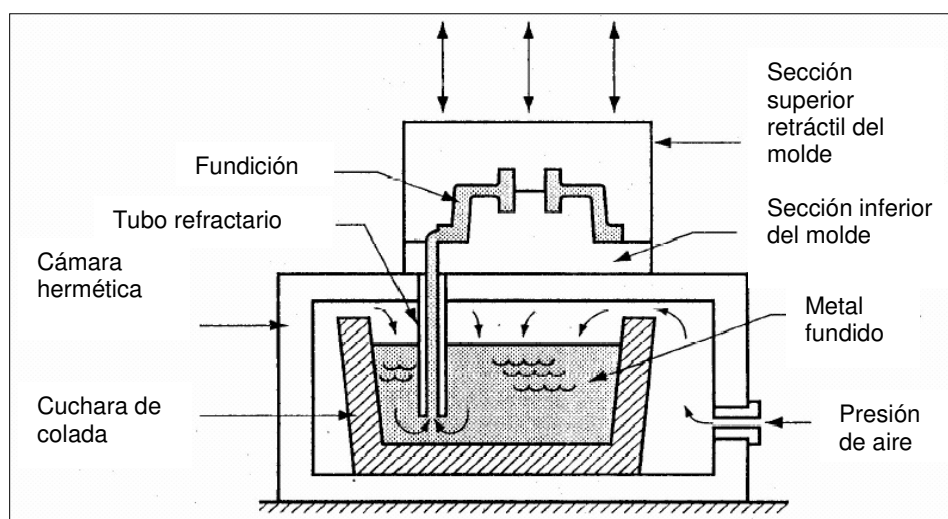


Figura 2.4 – Esquema del proceso de fundición a baja presión [4].

Fundición con molde permanente al vacío.

La fundición con molde permanente al vacío es una variante de la fundición a baja presión en la cual se usa vacío para introducir el metal fundido en la cavidad del molde. La configuración general del proceso es similar a la operación de fundición a baja presión. La diferencia es que se usa la presión reducida del vacío en el molde para atraer el metal líquido a la cavidad, en lugar de forzarlo por una presión positiva de aire desde abajo. Los beneficios de la técnica al vacío, en relación con la fundición a baja presión, son que se reduce la porosidad producida por el aire y los efectos relacionados, obteniendo una mayor resistencia del producto de fundición.

Moldeo a presión.

En el proceso a presión el metal líquido se inyecta a presión en un molde metálico (ver figura 2.5). La inyección se hace a una presión entre 100 y 140 bares [5]. Las piezas logradas con este procedimiento son de gran calidad en lo que se refiere a su terminado y a sus dimensiones. Este procedimiento es uno de los más utilizados para la producción de grandes cantidades de piezas fundidas. La presión permite conseguir paredes muy finas y detalles pequeños. Se utilizan aleaciones de cobre, aluminio y zinc. Se utilizan dos tipos de sistema de inyección, en cámara caliente y en cámara fría, en moldes permanentes metálicos.

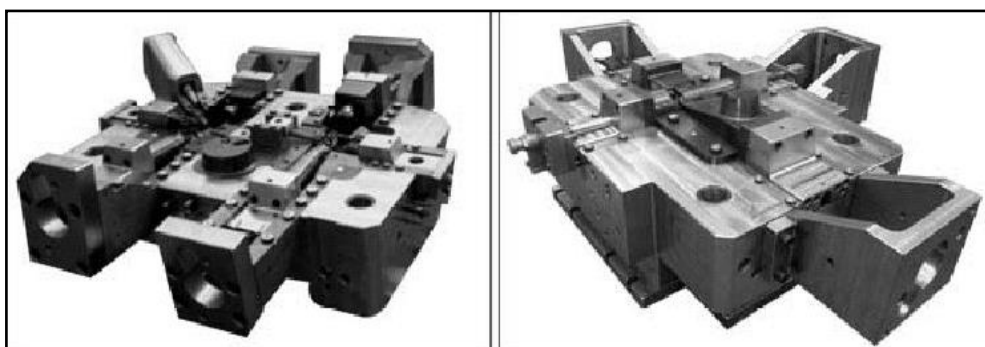


Figura 2.5 -- Molde metálico aplicado mediante fundición con molde permanente al vacío.

Fundición de alta presión en máquinas de cámara caliente.

Llamadas también de cuello de cisne, se utilizan para vaciar aleaciones a base de plomo, estaño o zinc, con temperaturas de fusión de hasta 450°C, y excepcionalmente para las de aluminio o magnesio. Consta de un horno de fusión, que forma parte de la máquina y transfiere automáticamente la aleación líquida a un recipiente de fundición donde se mantiene constante el nivel y la temperatura (ver Figura 2.6).

El llenado de la cavidad del molde se efectúa por medio de un mecanismo inyector, que está total o parcialmente sumergido en el metal líquido y lo inyecta a presión con aire comprimido o mediante un émbolo.

La máquina puede ser manejada por una sola persona, consiguiendo producciones del orden de unas 1000 piezas por hora en las automáticas y de 250 en las semiautomáticas.

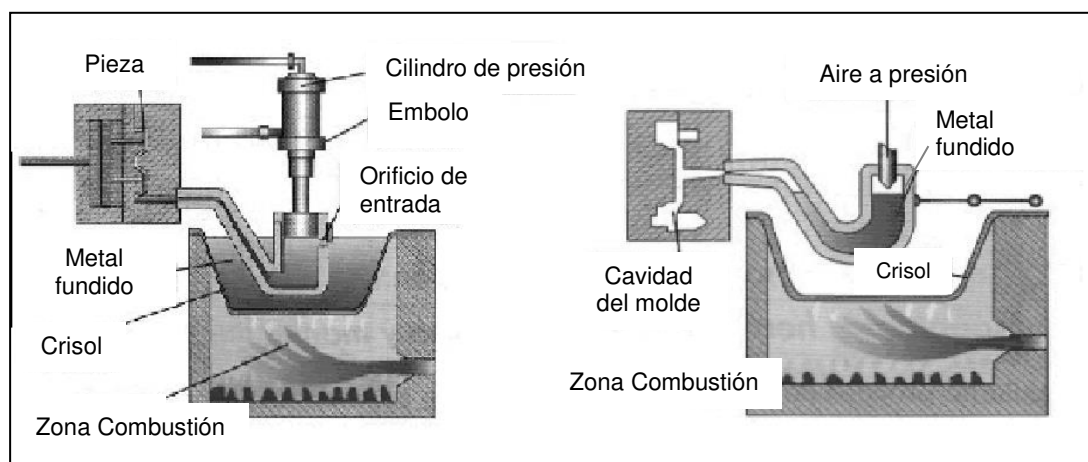


Figura 2.6 -- Proceso de alta presión de cámara caliente [6].

Fundición de alta presión en máquinas de cámara fría.

Se denominan así porque el mecanismo de inyección se encuentra a una temperatura inferior a la de la colada de la aleación y su contacto con ella es casi instantáneo, ya que se funde en un horno aparte y se cuela en la cámara de compresión con una cuchara o mediante un dispositivo automático de alimentación, que introduce sólo la cantidad de aleación necesaria para cada pieza. Entonces actúa un émbolo, accionado por presión hidráulica y la inyecta en la cavidad del molde (ver figura 2.7).

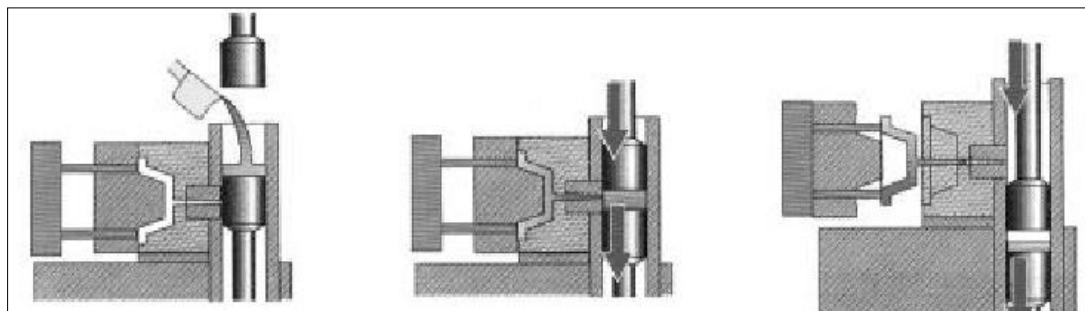


Figura 2.7 -- Máquina de cámara fría con émbolo, accionado por presión hidráulica [6].

2.1.5 Proceso de solidificación.

El proceso de solidificación depende principalmente de la composición química de la aleación, del proceso de vaciado y del factor de enfriamiento o velocidad. Estos puntos son importantes ya que vienen a repercutir en las transformaciones de las fases de la aleación.

A pesar de que la microestructura de la aleación puede ser modificada posteriormente con algún tratamiento térmico, las propiedades iniciales de la microestructura son esencialmente producto del proceso de solidificación. La secuencia del proceso de solidificación de una aleación hipoeutéctica de aluminio-silicio se realiza en dos etapas: la formación de las dendritas de fase α rica en aluminio y las reacciones

eutécticas. La reacción principal en este tipo de aleaciones hipoeutécticas es la reacción eutéctica del sistema binario Al-Si, seguida de pequeñas reacciones eutécticas ternarias o cuaternarias dependiendo del nivel de elementos residuales de la aleación. La totalidad de reacciones que ocurren durante el proceso de solidificación para una aleación A319 se presentan en la tabla 2.3.

Tabla 2.3 -- Reacciones posibles durante la solidificación del aluminio A319 [7].

Número de Reacción	Reacción	Temperatura aproximada (°C)
1	Desarrollo de la red dendrítica	609
2	$L - Al + Al_{15}Mn_3Si_2$	590
3	$L - Al + Al_5FeSi + Al_{15}Mn_3Si_2$	590
4	$L - Al + Si + Al_5FeSi$	575
5	$L - Al + Al_2Cu + Si + Al_5FeSi$	525
6	$L - Al + Al_2Cu + Si + Al_5Mg_8Cu_2Si_6$	507

Estas temperaturas dependen del % de aleación de los diferentes elementos.

Solidificación del eutéctico Al-Si.

El eutéctico Al-Si de esta aleación pertenece al grupo de morfologías irregulares y laminares a pesar de su bajo contenido de silicio.

La nucleación del eutéctico Al-Si es una parte esencial de la evolución de la microestructura, precipitando al final de la formación de las dendritas de aluminio y por lo tanto influye en la formación de defectos en la pieza solidificada, principalmente en la porosidad y en la segregación de elementos, repercutiendo sobre las propiedades mecánicas y la calidad de la pieza.

Debido a la distribución del soluto, el último líquido en solidificar contiene gran cantidad de elementos de la aleación, por lo tanto enriquece la composición del eutéctico. El crecimiento eutéctico del aluminio-silicio (ver figura 2.8) se caracteriza por

pequeñas partículas de silicio que crecen en planos en forma de placas con una sola dirección y con un ángulo de 141° de la interfase sólido-líquido.

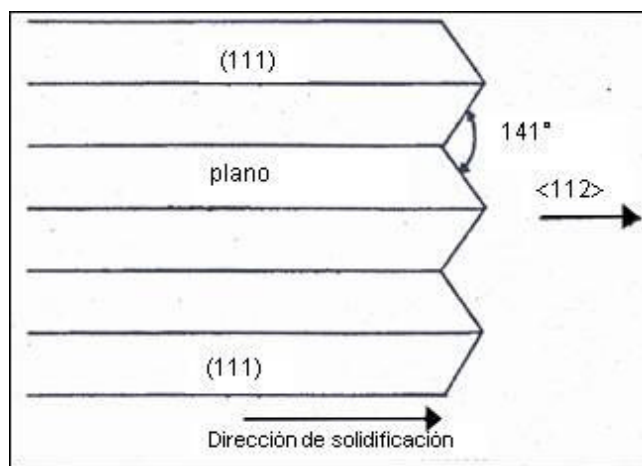


Figura 2.8 -- Representación esquemática del crecimiento de los cristales de Si eutéctico en una matriz de aluminio.

La estructura de la fase eutéctica se caracteriza por el crecimiento simultáneo de dos o más fases y tiene una amplia variedad de microestructuras que se clasifican en base a dos criterios: microestructuras eutécticas con morfologías laminares o fibrosas y microestructuras regulares e irregulares dependiendo del crecimiento de las fases. Durante el proceso de solidificación, las condiciones del metal determinan la morfología de las fases presentes. Las condiciones del metal incluyen las condiciones térmicas y químicas. Las condiciones térmicas son: el gradiente de temperatura (G) y la velocidad de crecimiento en la interfase (R). La clasificación de las microestructuras es en cuatro grupos que corresponden a las regiones A, B, C, y D (ver figura 2.9).

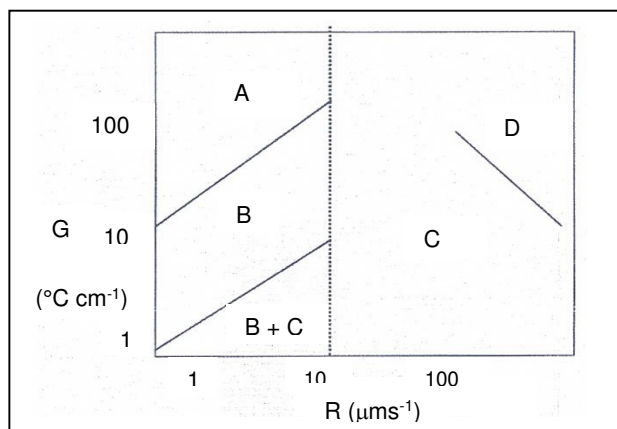


Figura 2.9 -- Regiones de la morfología del silicio en función de la velocidad de enfriamiento ($^{\circ}\text{C cm}^{-1}$) y la velocidad de crecimiento en la interfase ($\mu\text{m s}^{-1}$) [8].

La microestructura en la región A se caracteriza por partículas gruesas de silicio que crecen por difusión a gran distancia, la interfase de solidificación es plana e isotérmica. Algunos cristales de silicio se encuentran interconectados y son irregulares. En la región B, el silicio asume gran variedad de morfologías dependiendo del gradiente de temperatura. Cerca de la región A, se aprecian morfologías planas, pero conforme al gradiente de temperatura disminuye, el silicio forma ramificaciones. De la región A a la región B, se muestra que es equivalente a un cambio de fase plana a una transformación celular y el silicio está nucleando a partir de la red intercelular de la fase primaria de aluminio.

Debido a que en el frente de la interfase, existe una acumulación de soluto. En la región C, predomina el silicio en forma de hojuelas, de manera irregular. Y finalmente en la región D, el silicio comienza a tener estructuras fibrosas con poca densidad de maclas, creciendo isotrópicamente. Se puede concluir que las aleaciones hipoeutécticas que no contienen elementos modificadores, el eutéctico Al-Si inicia en las dendritas primarias de aluminio (ver figura 2.10).

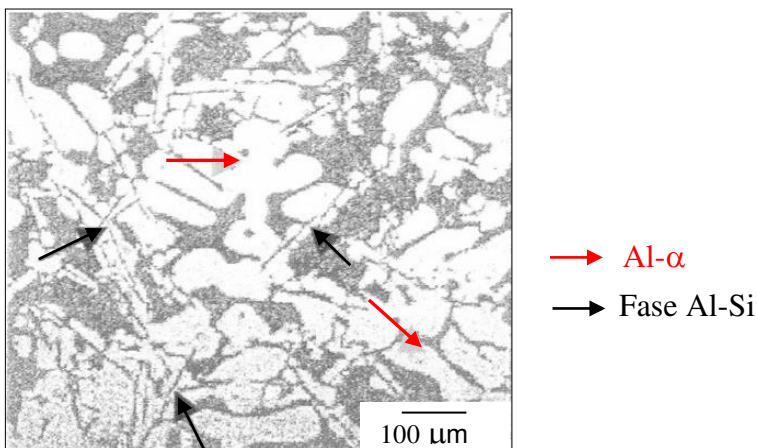


Figura 2.10 -- Crecimiento adyacente del eutéctico Al-Si en la fase primaria Al- α . [9].

El crecimiento de grano es de gran importancia en la formación de la estructura primaria, dado que es parte fundamental de las propiedades mecánicas que pueda adquirir la aleación.

Estructura dendrítica.

El crecimiento en forma dendrítica es una respuesta a la inestabilidad generada por el sobre enfriamiento constitucional en la interfase de solidificación. Esta estructura es la forma de solidificación más común en las piezas vaciadas [24].

En la figura 2.11a se observa una morfología dendrítica típica nucleando en la pared de un molde, mostrando sus brazos primarios (tronco principal) y secundarios. Normalmente el tamaño de las dendritas es caracterizado por su espaciamiento dendrítico secundario (SDAS, por sus siglas en inglés) figura 2.11b.

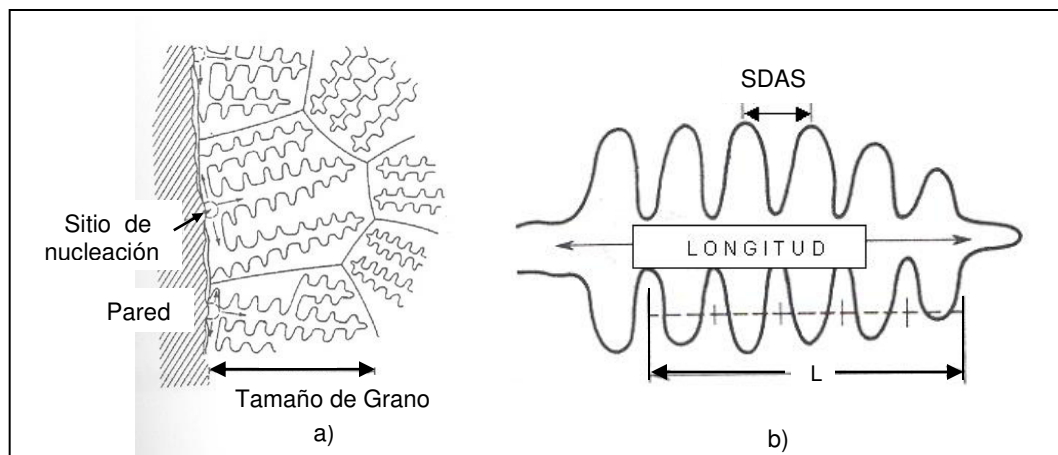


Figura 2.11 -- a) Representación esquemática de dendritas solidificadas en la pared de un molde. b) Medición del espacio dendrítico en los brazos dendríticos secundarios SDAS [10-15].

El tamaño de las dendritas se ve afectado directamente por la velocidad con la cual se extrae el calor de la pieza vaciada (velocidad de enfriamiento). A mayores enfriamientos (tiempos cortos de solidificación) el espaciamiento dendrítico secundario será menor.

La ecuación para la obtención del SDAS es la siguiente:

$$\text{SDAS} = \frac{L}{\# \text{ de brazos de dendritas}} \times \frac{1}{\text{aumento de microscopio}}$$

Se ha encontrado que el SDAS y el tiempo de solidificación (t_s), así como la velocidad de enfriamiento (V_s) se encuentran relacionados de la siguiente manera:

$$\text{SDAS} = k (t_s)^n \qquad \text{SDAS} = m(V_s)^o \quad [11]$$

Donde k , m , n y o son constantes que dependen de la composición del metal o de la aleación, $\text{SDAS} = \mu\text{m}$, $t_s = \text{segundos}$, y $V_s = ^\circ\text{C/segundo}$

El tiempo requerido para la solidificación de una fundición simple puede ser calculado utilizando la regla de Chvorinov [10].

$$t_s = B(V/A)^2$$

Donde t_s es el tiempo de solidificación total, V es el volumen de la fundición, A es el área de la pieza fundida en contacto con el molde y B es una constante que depende del molde.

En la mayoría de las piezas vaciadas las propiedades mecánicas están directamente relacionados con el espaciamiento dendrítico secundario (ver figura 2.12). Se ha encontrado que mientras más pequeños es el SDAS, propiedades como el esfuerzo último de tensión, ductilidad y elongación se incrementan [11]. Otro aspecto a considerar al tener SDAS pequeños en una pieza, es la buena respuesta de esta a los tratamientos térmicos. La reducción del SDAS depende principalmente de tiempos de solidificación cortos, altos gradientes de temperaturas, velocidades de enfriamiento altas, entre otros.

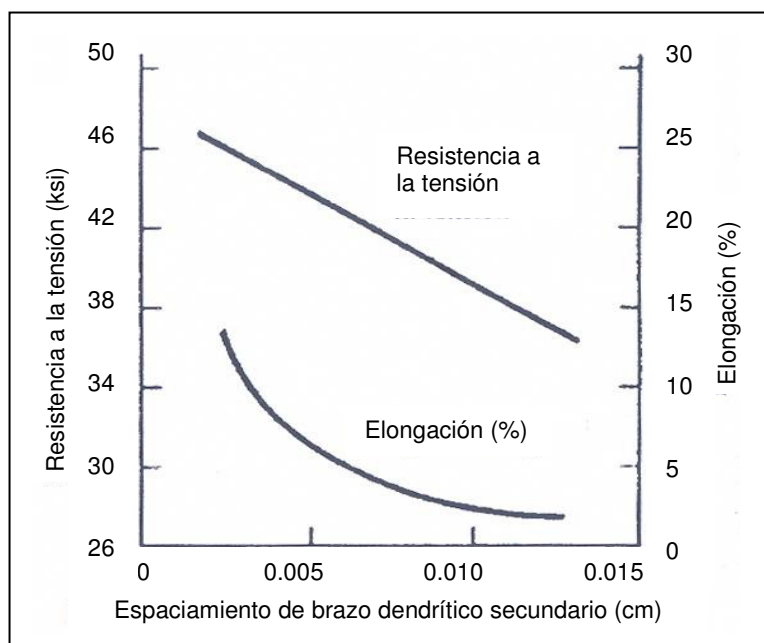


Figura 2.12 -- Relación entre SDAS y algunas propiedades mecánicas en una aleación de Al Si [11].

Modificadores de la aleación de aluminio base Al-Si-Cu.

Un elemento de aleación que se le añade a una solución sólida siempre ocasionara un esfuerzo al metal solvente. El esfuerzo producido por un elemento en el aluminio depende primero de la diferencia en el tamaño entre el soluto y la matriz. El esfuerzo de la solución sólida se vuelve menos efectivo a altas temperaturas en donde la difusión se vuelve más rápida.

Cuando la diferencia de tamaños es pequeña, la interacción electrostática debido a la diferencia entre los átomos del soluto y la matriz se vuelve importante. El efecto de los elementos aleantes en el aluminio se hace en pequeñas concentraciones y se vuelve menos efectivo por el gran porcentaje de elementos aleantes que contiene la aleación (ver tabla 2.4).

Tabla 2.4 -- Máxima solubilidad de elementos aleantes en aluminio [2].

Elemento Soluta	Máxima Solubilidad	$(r_3 - r_{Al})/r_{Al}^*$ (X100)	Volumen Factor* (%)	$(r_3 - r_{Al})/r_{Al}^*$ (X100)	Cambio Volumétrico (%)
Ag	23.8	+0.46	0 ^δ		
Co	<0.01	-12.64		-12.7	
Cr	0.4	-5.36		-10.1	
Cu	2.48	-5.35	-18.9	-10.8	-37
Fe	0.025	-5.92		-11.4	
Ge	2.3	+0.53	+13.4		+23
Li	13.9	+4.20	+3.2		
Mg	16.26	+5.92	+32.2		+30
Mn	0.9	-5.64	-51.2	-9.5	
Ni	0.023	-13.21		-12.7	
Si	1.59	-1.89	-12.5		
Zn	66.4	-3.15	-5.9	-3.2	-1

Los datos de la tabla 2.4 se muestran graficados en la figura 2.13 en donde los elementos que tienen el mismo número de electrones de valencia caen en la misma línea, y la línea para los elementos que tienen dos electrones de valencia pasa por el origen, esto hace una excelente referencia a lo que antes se mencionaba, acerca de la interacción electroestática.

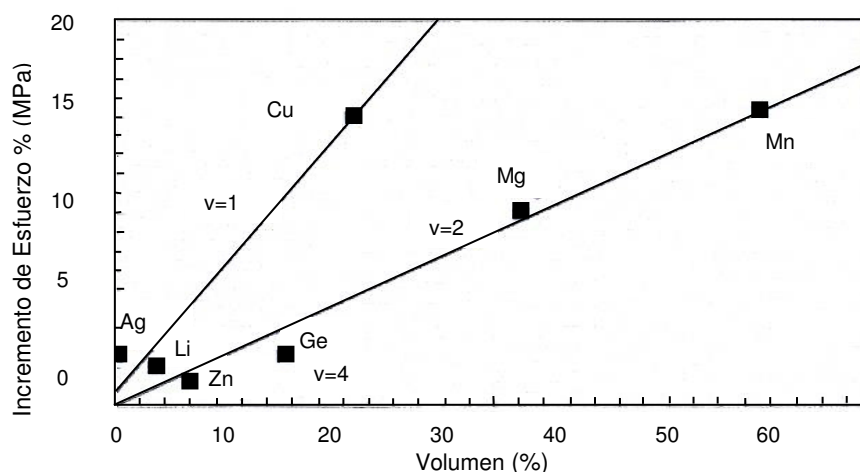


Figura 2.13 -- Incremento del esfuerzo de cedencia, suponiendo la adición de elementos aleantes en un porcentaje atómico y de peso respectivamente [2].

Se puede notar en estas gráficas que todos los elementos inicialmente incrementan el esfuerzo, pero el efecto de concentración no es lineal; y no todos los elementos son igualmente efectivos. Tomando como base el porcentaje de átomos, el Mn y el Cu son los más efectivos a un nivel de 0.5% de átomos o menor. La adición del cobre en aleaciones sin tratamiento está normalmente entre el 0.3% de peso (0.1% de átomos), para así poder evitar posibles formaciones del Al-Cu-Fe. El cobre tiene una alta solubilidad en el aluminio tomando como base el porcentaje del peso (ver figura 2.14 a y b).

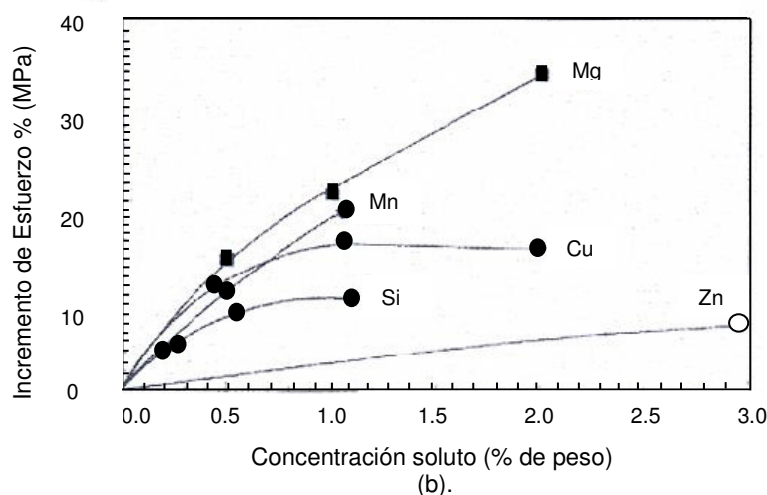
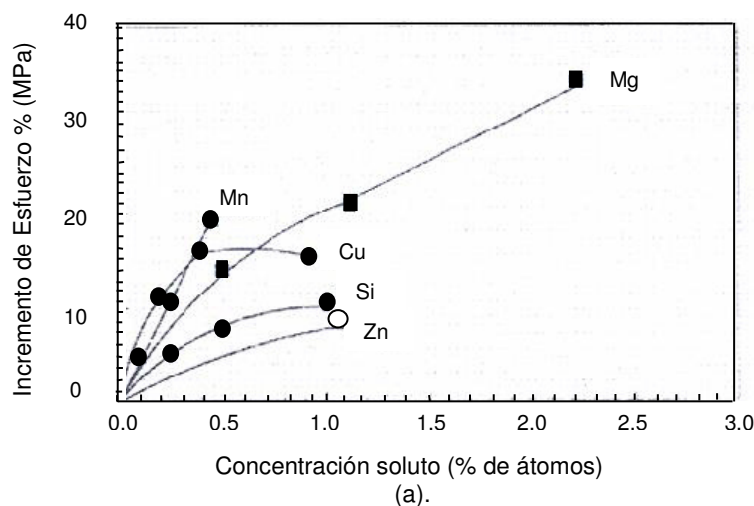


Figura 2.14 -- Solubilidad de elementos aleantes, a) Gráfico del incremento de esfuerzo de cedencia según el porcentaje de átomos que contenga el elemento, b) Gráfico del incremento de esfuerzo de cedencia según el % en peso del elemento [2].

Influencia del estroncio en la solidificación del eutéctico Al-Si.

En las aleaciones industriales de aluminio-silicio, la nucleación del eutéctico está influenciada por impurezas que están presentes en el metal. Se ha demostrado que si se adicionan algunos elementos como el sodio o el estroncio al metal líquido, causa un cambio en el proceso de solidificación, es decir, cambia el modo de nucleación y crecimiento del eutéctico de silicio repercutiendo al patrón de segregación de las fases eutécticas de silicio, cobre y porosidad. Dado que las aleaciones a estudiar son A319 y

A356 modificadas con estroncio, es de vital importancia el análisis de la formación del eutéctico en las aleaciones hipoeutécticas. El autor Dahle [9] ha estado investigando la formación del eutéctico en las aleaciones hipoeutécticas del aluminio, resume los posibles mecanismos de solidificación eutéctica. En el primer mecanismo, el eutéctico Al-Si nuclea directamente de las dendritas primarias del aluminio (ver figura 2.15a); en el segundo mecanismo el eutéctico nuclea en substratos existentes en el líquido interdendrítico (ver figura 2.15b); y en el tercer mecanismo, el eutéctico Al-Si puede nuclear en regiones sobre enfriadas cerca de las paredes del molde y crecer opuestamente al gradiente térmico, (ver figura 2.15c). Las regiones negras de la figura 2.15 muestran el eutéctico Al-Si durante la solidificación [16].

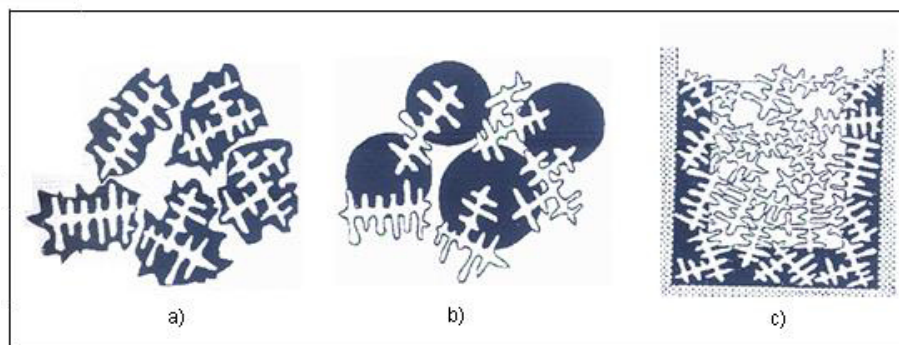


Figura 2.15 -- Posibles mecanismos de nucleación y crecimiento del eutéctico Al-Si. a) Adyacente a las dendritas primarias de Al (modo I), b) En partículas heterogéneas del líquido interdendrítico (modo II), c) Opuesto al gradiente (modo III) [16].

Si el eutéctico nuclea en las dendritas de aluminio primarias, el aluminio eutéctico tiene la misma orientación cristalográfica que la fase primaria porque se da un crecimiento igual hacia todas las direcciones (equiaxial). En contraste, con la adición del estroncio, el eutéctico nuclea de manera independiente en núcleos dentro del líquido interdendrítico, el aluminio que forma el grano eutéctico, no tiene ninguna semejanza de orientación con la fase primaria de aluminio y tiene diferentes orientaciones cristalográficas que permiten obtener una microestructura dual. El estroncio influye directamente sobre las impurezas presentes en el líquido, a medida que va solidificándose la fase primaria de aluminio, se van segregando partículas a la interfase,

entre ellas las de estroncio que en el líquido remanente activará a las impurezas facilitando la nucleación del eutéctico Al-Si dentro del líquido interdendrítico.

Influencia del estroncio en la segregación de precipitados de cobre.

Las aleaciones hipoeutécticas de aluminio-silicio del tipo A319, contienen cobre, hierro entre algunos otros elementos aleantes. El diagrama de Al-Cu mostrado en la figura 2.2, muestra que a una temperatura de 548°C, la solubilidad máxima de cobre en una solución sólida del aluminio es de 5.7%. Este valor disminuye conforme la temperatura desciende.

Durante el proceso de solidificación, las partículas intermetálicas de cobre precipitan en dos formas diferentes: en forma de círculos de eutéctico fino (Al+Al₂Cu) y en forma de polígonos gruesos irregulares o bloques (Al₂Cu) (ver figura 2.16).

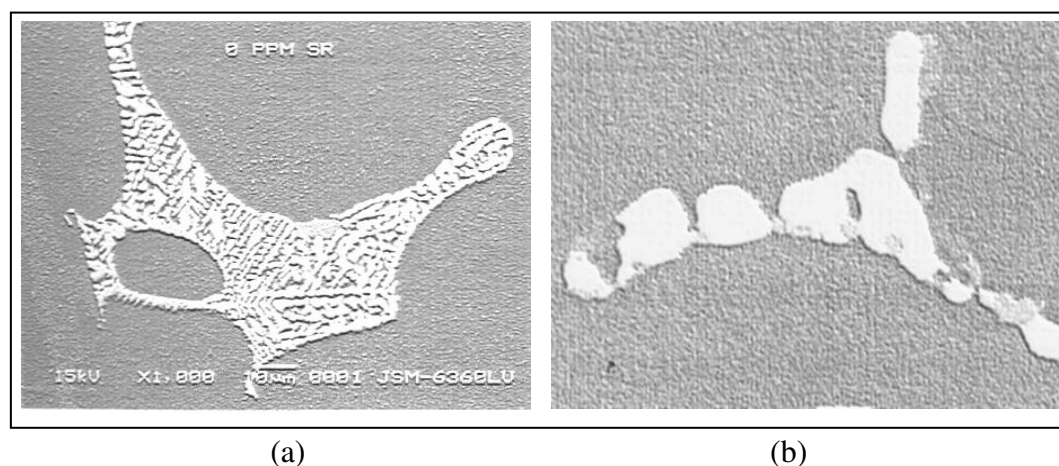


Figura 2.16 -- Morfología de la fase de Al₂Cu: (a) en forma de eutéctico fino, (b) en forma de polígonos gruesos irregulares o bloques [16].

La formación y la distribución de las fases presentes en la microestructura están controladas por la concentración de los elementos de aleación y de las impurezas presentes. Estudios reportan que cuando se agrega estroncio, en una cantidad mayor a 30 ppm, la fase Al₂Cu que predomina en la microestructura es la que está en forma de bloques (ver figura 2.17).

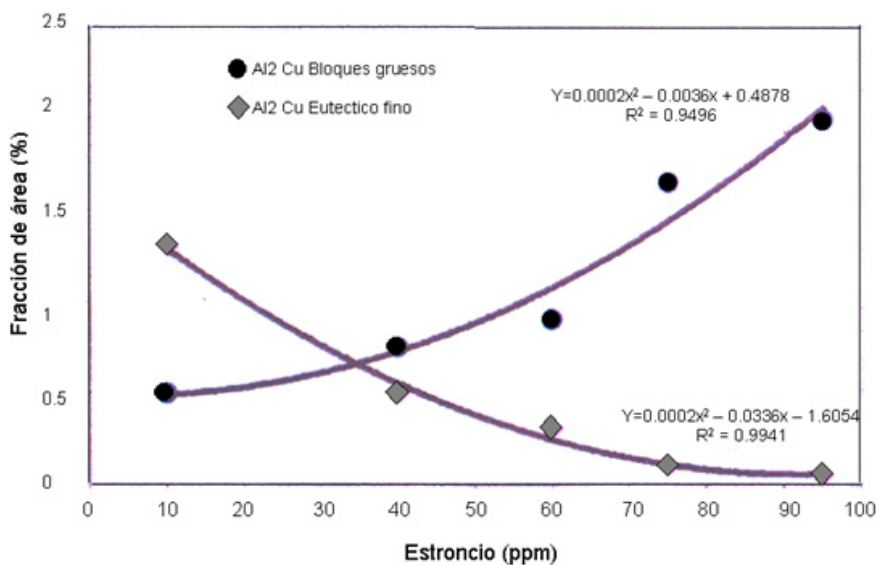


Figura 2.17 -- Influencia del estroncio sobre la morfología de las fases Al₂Cu [8].

Durante la solidificación del metal, se forman algunos compuestos intermetálicos de hierro en forma de placas alargadas (β -Al₅FeSi) que disminuye las propiedades mecánicas. Se ha observado que la presencia de este tipo de intermetálicos actúa como sitios preferenciales de nucleación de la fase Al₂Cu (ver figura 2.18).

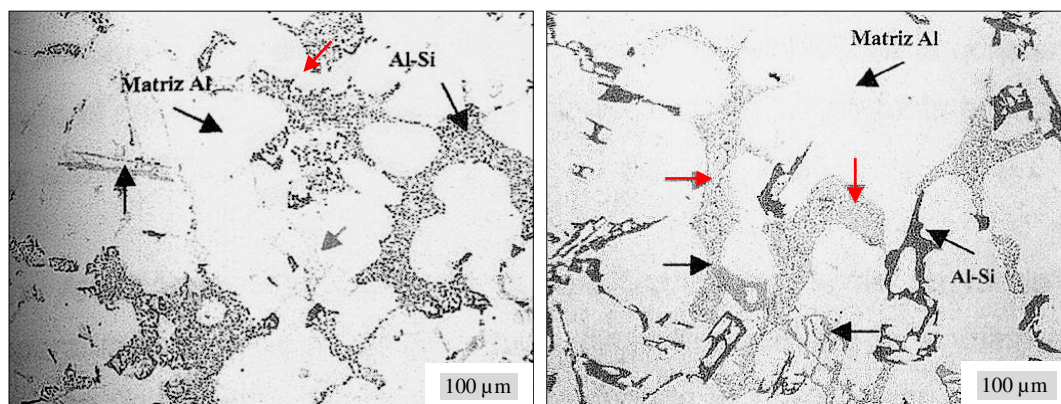


Figura 2.18 -- Nucleación del Al₂Cu (flechas rojas) en fase β -Al₅FeSi (flechas negras). [16].

La presencia de estos compuestos intermetálicos de la fase Al₂Cu con morfología de polígonos gruesos irregulares predomina cuando la velocidad de solidificación disminuye, y cuando aumenta la precipitación de los intermetálicos de hierro en forma de

hojuelas. La morfología de las fases de cobre Al_2Cu depende de la segregación y de la dispersión causada por la presencia de elementos de aleación con un efecto despreciable en la composición estequiométrica de la fase Al_2Cu .

Principios de análisis térmico.

La solidificación de un metal puro o una aleación está acompañada de la evolución de calor (calor latente de fusión) y la magnitud de la cual dependen las distintas fases que se forman durante el enfriamiento. Si uno mide la temperatura de una aleación solidificándose, la gráfica temperatura-tiempo que es obtenida arrojará información importante acerca de cómo la aleación se enfría. Dicha gráfica es llamada curva de enfriamiento y el nombre general dado a dicha técnica es análisis térmico.

Algunos ejemplos idealizados de sencillas curvas de enfriamiento son presentados en la figura 2.19. Un metal puro como el aluminio se solidifica a una temperatura única así que la curva de enfriamiento desarrolla una constante a esta temperatura (ver figura 2.19a). La solidificación comienza al inicio de la constante cuando el calor latente finalizó. Aleaciones de solución sólida se solidifican a través de un rango de temperaturas en lugar de una temperatura fija. Las curvas de enfriamiento muestran únicamente cambios de pendiente cuando la solidificación empieza o termina.

Por ejemplo, en la figura 2.19b, la solidificación comienza en el punto A donde el rango de enfriamiento decrece a causa de la evolución del calor latente. La solidificación finaliza en el punto B donde el calor latente ha sido totalmente liberado y el rango del cambio de temperatura incrementa. En las aleaciones eutécticas binarias, como la composición exacta eutéctica de aluminio-silicio solidifica a una temperatura bien definida, su curva de enfriamiento será parecida a un metal puro [17]. Por lo tanto, las curvas de enfriamiento son muy similares a las de metales puros, con el valor de temperatura constante indicando la temperatura de enfriamiento.

Las curvas de enfriamiento de aleaciones hipoeutécticas o hipereutécticas tienen formas características que son la combinación de las mostradas en figuras 2.19b y 2.19c. La solidificación de la primera fase toma lugar en un rango de temperaturas y es asociado con cambios de pendientes 2.19b puntos A y B. La solidificación eutéctica sigue un comportamiento primario y su curva de enfriamiento también arroja una constante (ver figuras 2.19c y 2.19d) que termina cuando la solidificación está completa. Las curvas mostradas en la figura 2.19 son idealizadas y son para aleaciones que solidifican extremadamente lento, por ejemplo cerca del equilibrio. Los rangos de solidificación usados en análisis térmico de fundición son relativamente altos con el resultado de que las curvas reales parten de alguna manera de las formas simples de la figura 2.19, el principio más importante parte de que las reacciones de solidificación no comienzan exactamente en la temperatura de enfriamiento de equilibrio.

Es usualmente necesario para la temperatura ubicarse debajo del valor de equilibrio antes de que la solidificación comience. Este fenómeno es conocido como “sobre enfriamiento”. Cuando la solidificación comienza, el calor latente es liberado y la temperatura incrementa a un valor cercano al de equilibrio, esto es conocido como “recalescencia”. Cualquier proceso de solidificación puede presentar “sobre enfriamiento” y “recalescencia”.

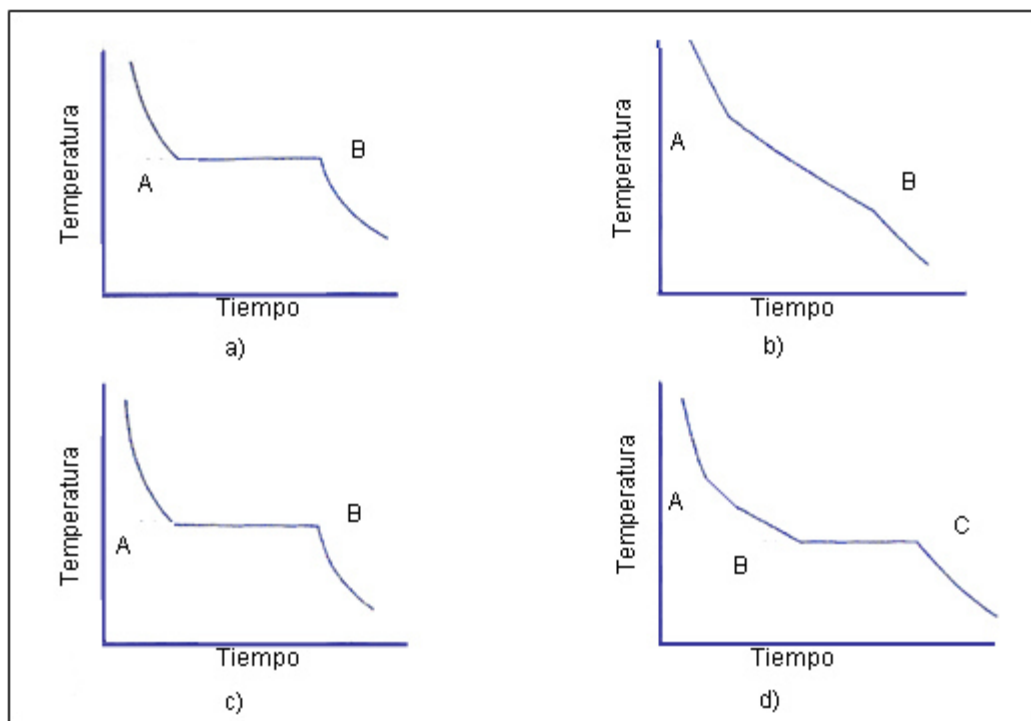


Figura 2.19 -- Curvas de Enfriamiento a) metales puros, b) soluciones sólidas, c) idealizadas para aleaciones eutécticas, d) soluciones solidas con reacción eutéctica [17].

Si la cantidad de calor asociada con una reacción es muy pequeña o liberada rápidamente es muy posible que no se observe “recalescencia” en la curva de enfriamiento. En dicho caso la temperatura a la que la reacción ocurrirá será menor que el valor de temperatura de equilibrio verdadero para esta reacción, esto se convierte en una consideración importante mientras el rango de enfriamiento del análisis térmico de la muestra aumenta. A rangos de enfriamientos altos, las pérdidas de calor de la muestra son tan grandes que el calor latente nunca oscilará cerca del equilibrio. Todas las temperaturas obtenidas de dichas curvas de enfriamiento serán mucho menores a las de equilibrio y las reacciones que involucran una pequeña fracción del volumen total de la muestra pueden no aparecer en la curva de enfriamiento. Es evidente que curvas de enfriamiento obtenidas en rangos lentos de solidificación son más precisas y arrojan más información que las obtenidas bajo condiciones de solidificación rápida. Finalmente es claro que la curva de enfriamiento será más compleja mientras más compleja sea la aleación. Aleaciones reales de fundición son mucho más complicadas que simples aleaciones binarias. Su comportamiento de solidificación se caracteriza por una serie de

reacciones en bajas temperaturas. Estas reacciones son usualmente eutécticas, involucrando dos o más fases sólidas.

Cambios de fases mayores son usualmente obvios en una curva de enfriamiento, pero dependiendo de la composición, algunas de las reacciones menores pueden ser difícilmente visibles. Para poder revelar las temperaturas exactas a las cuales ocurran dichas reacciones, es normal emplear la derivada de la curva. En dicha curva, la pendiente de la curva de enfriamiento (dT/dt) es graficada como una función del tiempo, pequeños cambios en la curva de enfriamiento, aparecen como picos que sobresalen en la curva de la derivada, un ejemplo es mostrado en la figura 2.20 donde son obvias las ventajas de utilizar derivadas de curvas para enfatizar pequeños cambios de pendiente.

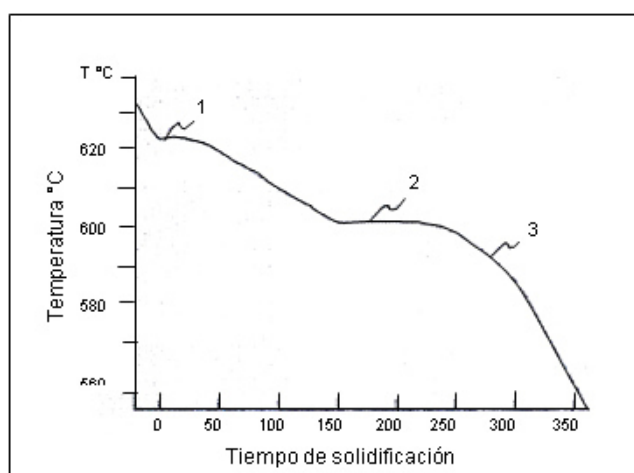


Figura 2.20 – Puntos de cambio de fase en la curva de enfriamiento [17].

Análisis térmico de aleaciones A-319, sin y con modificación con estroncio.

Curvas típicas son presentadas en la figura 2.21 para aleaciones modificadas y no modificadas por estroncio en temperatura y tiempo y sus curvas derivadas respectivamente.

Su curva típica de enfriamiento es caracterizada por las siguientes reacciones:

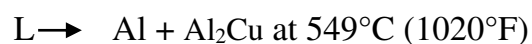
Reacción 1: Formación de aluminio primario a aproximadamente 608°C.

Reacción 2: La reacción eutéctica que forma al silicio a aproximadamente 563°C.

Reacción 3: La formación de Al_2Cu a aproximadamente 550°C (reacción 1).

Reacción 4: Una reacción eutéctica muy compleja a aproximadamente 520°C, (reacción 2).

La reacción 1 ocurre cerca de la temperatura de formación de Al_2Cu a través de la reacción: [17]



Es muy probable que esta sea la reacción primaria de formación de Al_2Cu particularmente en forma de bloques lo que es muy probablemente primario. La reacción 2 es una reacción eutéctica multicomponente reportada por Mondolfo [17] como:



Finalmente, dispersado el Al_2Cu es formado $\beta\text{-AlFeSi}$ que es innecesario junto con algunos depósitos de silicio. La dificultad para detectar la reacción 1 con modificaciones eutécticas, es debido a la disminución de temperatura eutéctica debido a la adición del estroncio. En la figura 2.21, ninguna fase desaparece de la microestructura, así esta reacción es probablemente sumergida en la reacción eutéctica principal.

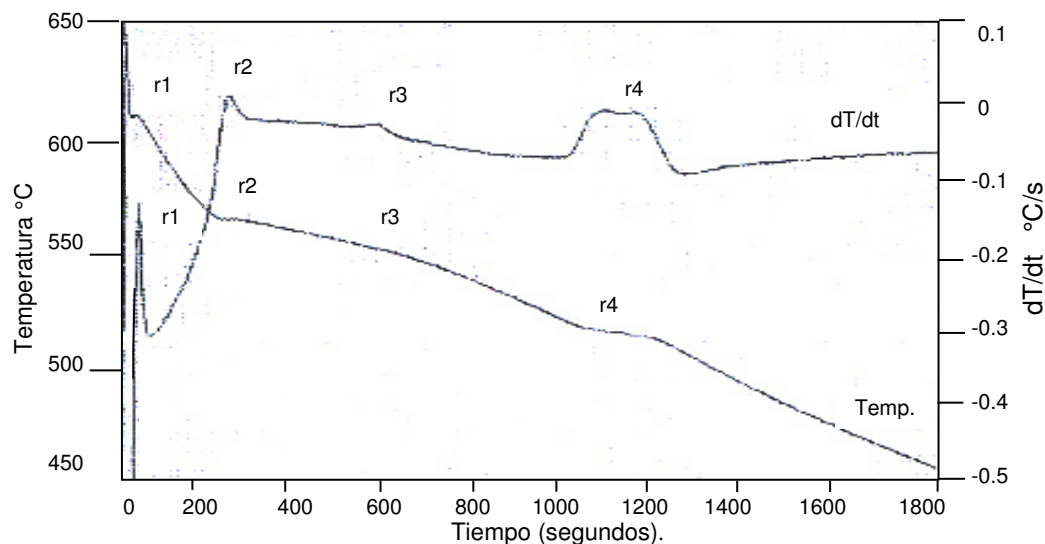


Figura 2.21 -- Ilustración de curva de enfriamiento con su primera derivada (curva de velocidad de enfriamiento) [17].

El aumento de la concentración de cobre a 4% alargara el tiempo requerido para completar la reacción a 520 °C (reacción 2) y ayudará a que la reacción 1 en aleaciones no modificadas suceda, de esta manera se confirma que el Al_2Cu es una de las fases formadas a estas temperaturas. Modificaciones de estroncio en aleaciones de alto hierro ($\text{Fe} = 0.6\%$) disminuye la temperatura eutéctica a 557 °C y oculta la reacción 1 como se muestra en las figuras 2.22 y 2.23. Un punto de inflexión aparecerá en la curva a 563 °C.

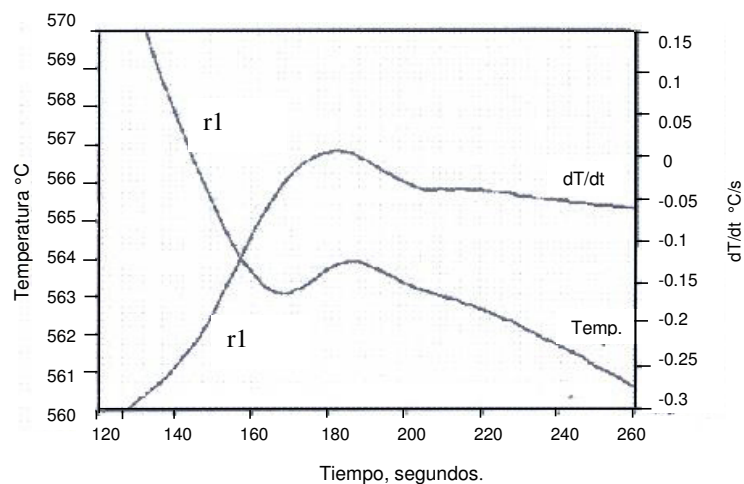


Figura 2.22 –Región eutéctica de la curva de enfriamiento y su derivada no modificada en la aleación 319.2, que contiene Fe (0.60%) a 0.8°Cs^{-1} [17].

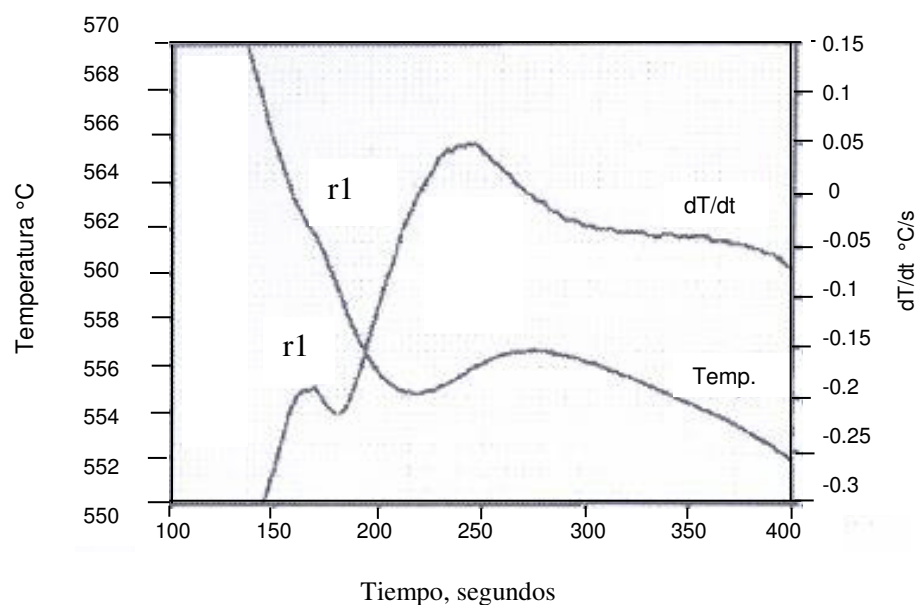
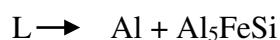


Figura 2.23 -- Región eutéctica de la curva de enfriamiento y su derivada modificada (0.012% de estroncio) en la aleación 319.2 con alto contenido de Fe a $0.8^{\circ}\text{C/s}^{-1}$ [17].

La formación de $\beta\text{-AlFeSi}$ es indicada por el punto de inflexión a 563°C a través de la reacción (Ver figura 2.23).



La aleación 319.2 modificada arroja tres fases además de la solución sólida de aluminio: Si, Al_2Cu y $\beta\text{-AlFeSi}$ (Al_5FeSi), como se muestran en la figura 2.24. El incremento del rango de enfriamiento tiene un muy pequeño efecto en estas tres fases lo contrario a lo esperado a la fase de refinamiento (en una aleación modificada) como se puede ver en las figuras 2.25 a la 2.27. La reacción $\beta\text{-AlFeSi}$ usualmente ocurre como agujas muy finas. La Al_2Cu puede aparecer como formación de pequeños bloques que es probablemente la primera fase o como la fase eutéctica fina “intercalado” con aluminio (ver figura 2.28). Las 3 fases, SiCuAl_2 y $\beta\text{-AlFeSi}$ usualmente coexisten indicando que son formadas a través de una complicada reacción eutéctica a final de la solidificación, (ver figuras 2.27 y 2.29).

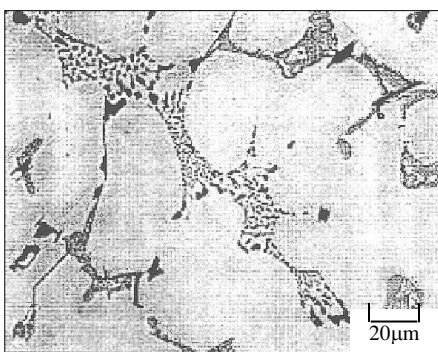


Figura 2.24 -- Microestructura de la aleación 319.2 modificada a $3.5^{\circ}\text{Cs}^{-1}$ [17].

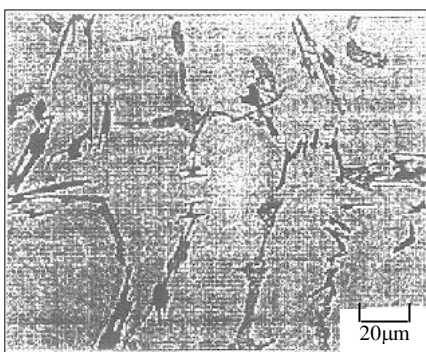


Figura 2.25 -- Microestructura de la aleación 319.2 no modificada a $3.5^{\circ}\text{Cs}^{-1}$ [17].

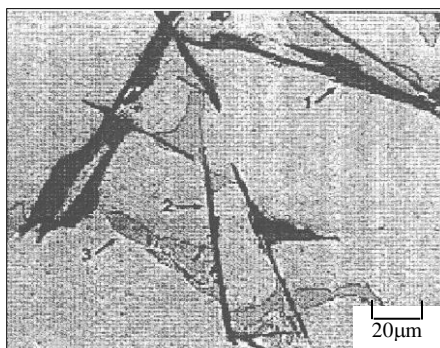


Figura 2.26 -- Microestructura de la aleación 319.2 no modificada a $0.1^{\circ}\text{Cs}^{-1}$ muestra 1) Si Eutético, 2) $\beta\text{-AlFeSi}$ y 3) Al_2Cu [17].

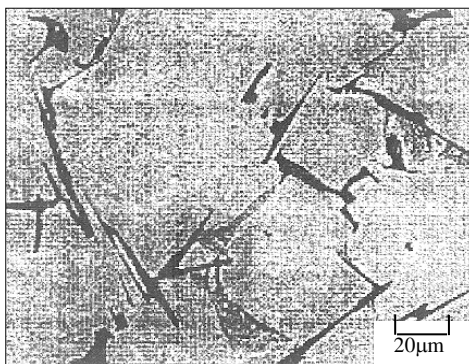


Figura 2.27 -- Microestructura de la aleación 319.2 a $0.8^{\circ} \text{Cs}^{-1}$, se muestra el eutéctico de silicio no modificado [17].

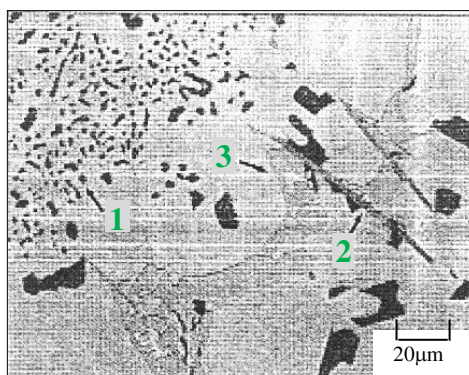


Figura 2.28 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.013% de estroncio a $0.1^{\circ} \text{Cs}^{-1}$ muestra: 1) eutéctico de silicio modificado, 2) $\beta\text{-AlFeSi}$, y 3) AlCu [17].

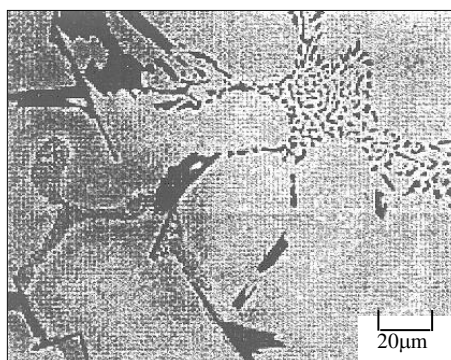


Figura 2.29 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.011% de estroncio a $0.8^{\circ} \text{Cs}^{-1}$ [17].

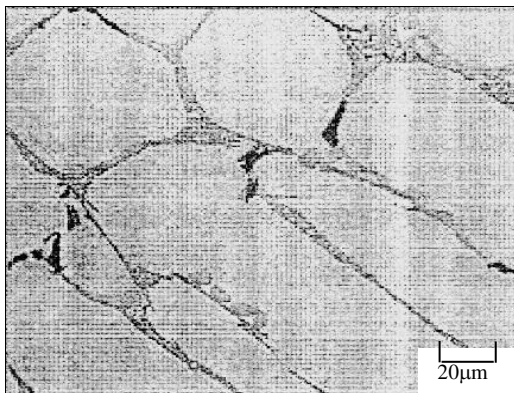


Figura 2.30 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.013% de estroncio a $0.1^{\circ} \text{Cs}^{-1}$ [17].

Excepto por la modificación de la fase de silicio, el estroncio tiene muy poca influencia en la microestructura. Existe una tendencia a que se formen más bloques de Al_2Cu cuando existe la presencia del modificador además de formas dispersadas. También se presenta una tendencia a incrementar la micro segregación de Al_2Cu cuando es usado estroncio, en rangos muy bajos de enfriamiento y microestructuras como las mostradas en la figura 2.30 se pueden encontrar regiones con muy poco silicio pero que contienen cantidades significativas de Al_2Cu .

2.2 Simulación de procesos de fundición de aluminio.

2.2.1 Introducción.

En los últimos años, los procesos de fundición han sido objeto de una gran evolución y en la actualidad están sometidos a niveles elevados de exigencia en materia de calidad y precio. Además, en un mercado como el actual, las empresas deben ser flexibles y capaces de responder con rapidez ante sus clientes, por ello es imprescindible optimizar la etapa del diseño de molde.

En fundición, existen dos factores determinantes para la obtención de piezas de elevada calidad: el diseño de colada (configuración de los canales de colada, sistemas de ataque, sistema de salida de gases), equilibrio térmico del molde (temperatura superficial, temperatura de colada, tiempo de solidificación, etcétera).

La optimización de estos factores tiene cierto grado de complejidad, debido fundamentalmente al elevado número de variables que intervienen en el proceso y a la dificultad de predecir su comportamiento. En la actualidad existen herramientas de simulación que permiten la optimización de estos factores, a la vez que reducen considerablemente el tiempo empleado en el diseño de molde y garantizan su eficacia en producción desde las primeras coladas.

2.2.2 Simulación de procesos de fundición.

La simulación de procesos de fundición consiste en reproducir en un ámbito computacional todas las etapas involucradas en el proceso de obtención de una pieza, tanto para materiales ferrosos como no ferrosos: la generación del modelo, la fabricación del molde y el diseño del proceso (por gravedad, inyección u otra técnica).

Una de las principales razones por las que se pueden destacar los beneficios de la simulación de la fundición es que la técnica prueba-error está cada vez más desestimada

por antieconómica. Mediante la simulación, es posible mejorar e incluso prevenir que aparezcan defectos en piezas.

Las principales ventajas de la simulación son:

- 1) Detección en forma virtual de posibles defectos de fundición (ferrosos y no ferrosos), entre otros, micro y macro rechupes, porosidad gaseosa y mal llenado de las piezas.
- 2) Ensayo de soluciones en forma interactiva y rápida antes de fundir.
- 3) Minimización de la técnica prueba-error.
- 4) Obtención de información de variables físicas (presión, velocidad, temperatura) en zonas que por lo general es casi imposible medir en un proceso real.
- 5) Permite visualizar como sería el llenado del molde y la solidificación del metal.
- 6) Estimación de las propiedades mecánicas, esfuerzos térmicos y distorsiones, así como de la microestructura resultante de las piezas.
- 7) Se mejora la productividad y calidad del producto, disminuyendo el tiempo de desarrollo de nuevos diseños y desarrollando partes de mayor complejidad.
- 8) Definir alternativas de proceso de fundición a utilizar.

La implementación de los programas de simulación computacional en los procesos de fundición establece una nueva forma de encarar el diseño de las piezas.

Ahora debe incluirse dentro del esquema productivo una nueva etapa: la simulación, la cual tendría como herramienta fundamental el programa de simulación.

Bajo este nuevo esquema, se establece un flujo de información interactiva entre las divisiones o sectores involucrados en los procesos de fundición que redundará en una optimización del proceso y por ende en la reducción de costos productivos.

La técnica prueba-error es costosa pues el diseño del proceso es probado en condiciones normales: esto implica insumo de materiales, gastos energéticos y de operación. Si aparece un error, la pieza debe volver al área de diseño, ser modificada y luego probada nuevamente. Cuantos más ciclos se involucren en el proceso, más costos

se generan. La técnica de simulación permite realizar la optimización en ambiente computacional con mucha velocidad y sin costos de insumos materiales y de energía. Claro que para ello hay que contar con un programa de simulación, dado que se están representando casos reales en ambiente virtual.

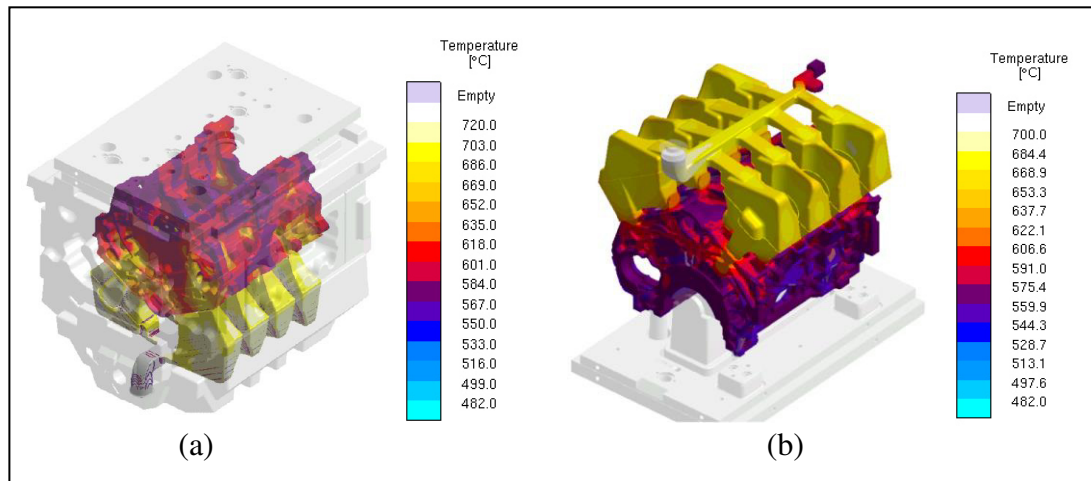


Figura 2.31 -- Distribución de temperatura durante (a) el llenado del molde, (b) el proceso de solidificación de una pieza.

En la figura 2.31(a) se aprecia el llenado de molde para obtener monoblocks, en este sistema el metal fluye de abajo hacia arriba. En la figura 2.31 (b), se representa la variación de la temperatura con respecto al tiempo durante la solidificación del molde.

2.2.3 Método de elemento finito (FEM) y Método diferencias finitas (FDM).

Comparación de dos métodos para la simulación de procesos de pieza.

Ambos métodos FEM y FDM son aproximaciones numéricas para hacer calculable ciertos procedimientos físico/técnicos. A menudo tales procedimientos sólo pueden ser descritos por ecuaciones (parciales) diferenciales. Ambos métodos tienen en común que la geometría, para ser calculada, tiene que ser fraccionada en pequeños elementos básicos. En FDM se utiliza la geometría de cubos como los elementos básicos, mientras que en FEM uno puede usar elementos arbitrarios básicos (cubos

triángulos, hexaedros, etc.) En la figura 2.32 se describen las diferencias de mallado para los métodos FEM y FDM utilizando como elemento básico de mallado el cubo.

Malla para diferencias finitas:

A: 48 nodos - 108 elementos; B: 176 nodos - 296 elementos; C: 632 nodos - 876 elementos.

Malla para elemento finito:

A: 8 nodos - 4 elementos; B: 32 nodos - 16 elementos; B: 192 nodos - 128 elementos (C).

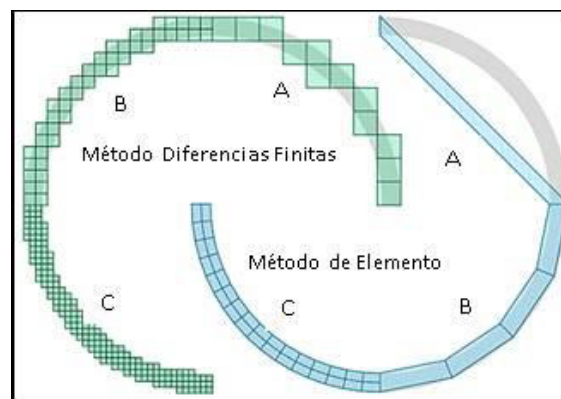


Figura 2.32 -Método de Elemento Finito (FEM) y Método Diferencias Finitas (FDM) [18].

La utilización de cubos para modelar la geometría puede generar problemas durante la solución de un problema, pero con mallas más finas se logra acercarse a resultados óptimos de la simulación. Sin embargo una desventaja del mallado en elementos finitos, es que se complica el proceso para piezas complejas, llevándonos a tiempos de preparación de malla muy complejos.

2.2.4 Características de los softwares de simulación.

Para simular los procesos de fabricación de piezas de fundición existen diferentes softwares en el mercado, entre los más utilizados se encuentran el Procast®, Flow3d® y MAGMAsoft®, los cuales se describen a continuación:

Simulación en software ProCAST®.

Es un programa de simulación de fundición que usa el Método de los Elementos Finitos. Las funciones múltiples del programa permiten a los usuarios predecir problemas de porosidad, solidificación, rechupes y esfuerzos residuales. Por ejemplo, el programa puede simular el flujo del material en el molde, temperatura y cambios en el tiempo. ProCAST® puede importar la geometría de moldes y fundición usando Interfases múltiples como STL, IGES, UNIVERSAL, STEP y PARASOLIDS.

El software ofrece flexibilidad y exactitud del análisis de elementos finitos, combinación de cálculos térmicos, de fluidos y de modelación de microestructuras, cálculo de esfuerzos térmicos, simula cualquier material fundible en cualquier proceso (ver figura 2.33).

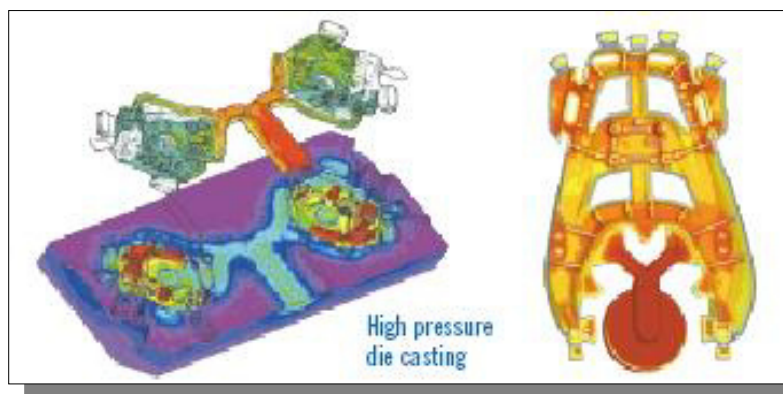


Figura 2.33 – Simulación de una pieza (Alta presión) [20].

Solucionador de flujo.

Los resultados generados por los modelos de elementos finitos permiten predecir el flujo de metal dentro del molde y permiten la predicción precisa de: erosión de arena, turbulencias, aire atrapado y desbordamiento de posicionamiento.

Solucionador térmico.

El solucionador térmico proporciona el cálculo de flujo de calor, teniendo en cuenta la conducción, convección y radiación. El calor asociado a la emisión con cambios de fase tales como la solidificación y transformaciones de fase sólida se describe con una formulación de entalpía. Los resultados de la pieza abordadas por el solucionador térmico son: puntos calientes, macro y micro contracción, optimización del calentamiento y enfriamiento del molde, diseño de colada y mazarota.

Solucionador de esfuerzos residuales.

El solucionador de la técnica de esfuerzos residuales es capaz de unirse térmicamente, es decir las simulaciones de fluido y de esfuerzos con el comportamiento de los materiales elasto-plástico o elasto-viscoplástico o modelos como el material elástico o rígido también pueden ser tomados en cuenta. Los cálculos de un par de esfuerzos puede predecir: contactos térmicos y mecánicos, distorsiones y deformaciones, rebabas y grietas, concentraciones de esfuerzos residuales en pieza y molde.

Software Flow3D®.

Este software utiliza el método de diferencias finitas (FDM), las aleaciones de aluminio en los moldes de metal utilizan procesos tales como el proceso de gravedad, baja presión y alta presión en piezas que tienen formas complejas y que requieren un mínimo de mecanizado.

Aquí se predicen con exactitud los fenómenos de llenado. Una de sus aplicaciones importantes es el vaciado de alta presión donde gran cantidad del metal entra en la cavidad a alta velocidad (ver figura 2.34). El efecto de generar turbulencias en el metal a través de la cavidad del molde conduce a defectos de porosidad, pliegues e inclusiones. En el software se pueden aislar áreas donde exista mayor probabilidad de defectos y hacer cambios correctivos antes de hacer pruebas de diseño en campo.

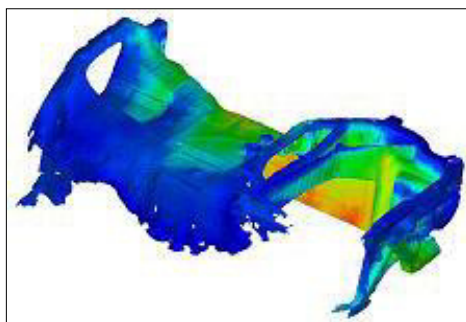


Figura 2.34 -- Simulación de pieza en Flow-3D® por el proceso de alta presión [21].

Las características fundamentales del software permiten entender mejor sus procesos que son: malla estructurada en diferencias finitas, mallado con embebidos o unidos con bloques, áreas fraccionales / volúmenes para la eficiente y precisa definición de la geometría, solucionador para llenado y solidificación, entre otras.

Software MAGMAsoft®.

MAGMAsoft® es una herramienta flexible de la simulación para la producción tecnológica y la calidad enfocada de piezas de fundición por medio de las diferencias finitas. Las capacidades de la simulación muestran el camino proporcionando una

comprensión mejor del llenado del molde, solidificación, propiedades mecánicas, las tensiones y las distorsiones térmicas y mucho más (ver figura 2.35).

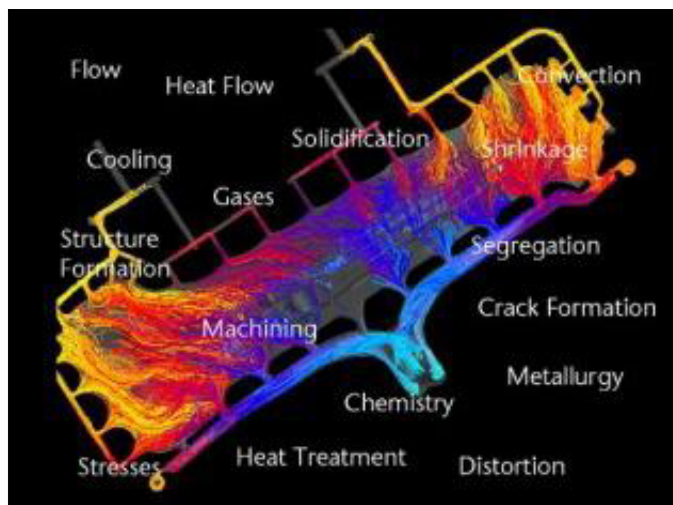


Figura 2.35 – Pieza de fundición y los procesos de simulación [22].

MAGMA® ayuda a evitar problemas en la colada y el alimentador, predice la calidad de la pieza de fundición (ver figura 2.36) ayuda al diseño del molde permanente, análisis de tratamiento térmico, entre otras ventajas.

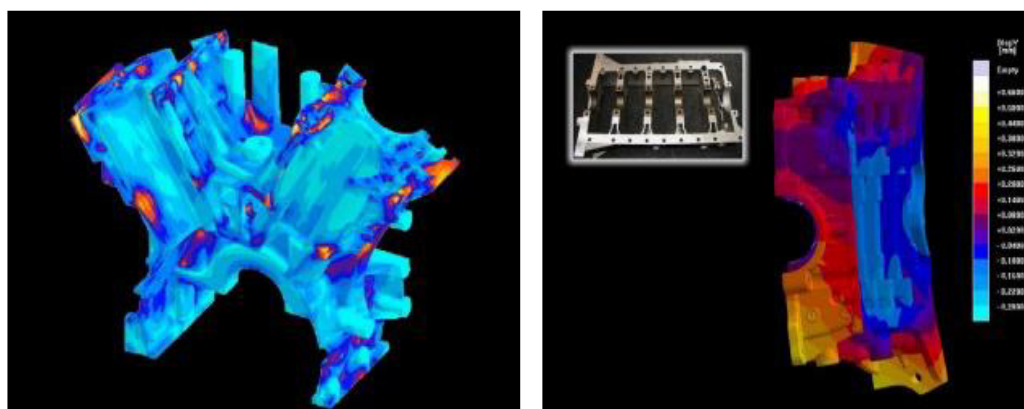


Figura 2.36 -- Ejemplos de simulaciones en el Software MAGMASoft® [22].

Este “software” fue el primer programa de simulación de piezas de fundición con una interfase de usuario gráfico. A través de la implementación de funciones de criterios

de análisis, MAGMA® también jugó un papel principal en la obtención de resultados de la simulación significativos para la industria de la fundición (ver figura 2.37).

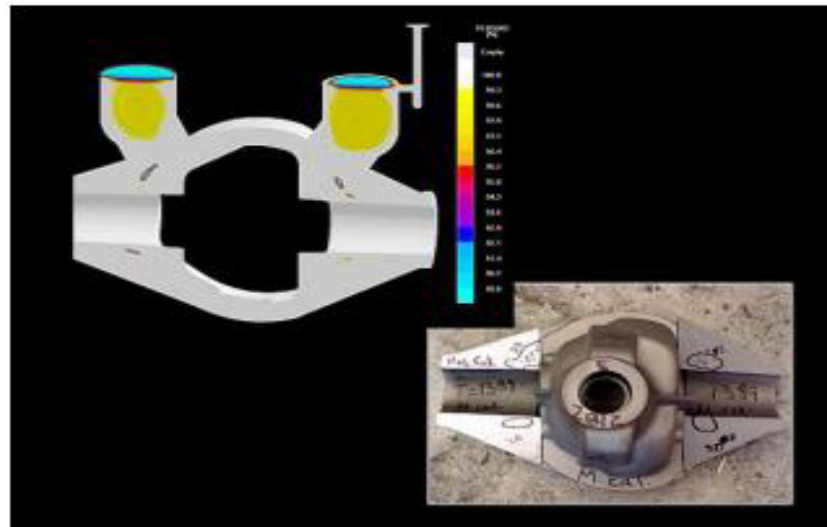


Figura 2.37 -- Predicción de defectos en pieza con Software MAGMASoft® [22].

Procesos especiales de fundición.

- Colada continua.
- Proceso centrífugo.
- Piezas semisólidas.

Geometrías sistema pieza molde.

La construcción de diferencias finitas con alto nivel de malla fina garantiza una alta aproximación geométrica y conduce a resultados muy exactos.

Forma de llenado.

Comportamiento del llenado, cambios en la temperatura, velocidad, presión, principios de llenado, aire atrapado, etc.

Solidificación.

Tiempo y velocidad de solidificación, campos de temperatura, isoterma, gradiente de temperatura, defectos y criterios de porosidad, zonas de fluidos en reposo, microestructura de granos macroscópicos, presión de expansión, enfriamiento sólido.

Control de proceso de piezas.

Volumen, peso, datos termo físicos y termo mecánicos, calidad en las características de los procesos de tiempo y temperatura.

Interfases geométricas.

Interfases con modelos IGES, STL, FEM, ASCII.

2.2.5 Aplicaciones de softwares de simulación en fundición.

Se ha reportado que a través del uso de software Procast[®] se determinó el “Modelado y optimización directa de vaciado para reducir el agrietado en lingotes” estudio realizado por Sudodh K. Das [27].

El proceso de vaciado vertical directo se utiliza para producir lingotes con secciones geométricas grandes, debido a que los lingotes presentaban altos esfuerzos residuales tendían a formar grietas.

Este proyecto se centró en el desarrollo y comprensión fundamental del efecto de agrietado, mediante modelos detallados acerca de la solidificación, evolución micro estructural y el desarrollo de la tensión durante la transición inicial en el proceso de vaciado con aleaciones de aluminio 3004 y 5182.

Las capacidades de cómputo avanzadas de los laboratorios fueron utilizadas para realizar simulaciones haciendo uso del software ProCast®, analizando las transformaciones termodinámicas y cinéticas presentes en las fases, el traspaso térmico, el comportamiento del fluido, solidificación y evolución de la tensión-deformación durante el vaciado de lingotes (ver figura 2.38).

Los logros del proyecto fueron los siguientes: Se identificó la naturaleza de la formación de las grietas, se desarrolló un método nuevo para determinar las características mecánicas de una aleación en la zona débil de desequilibrio de la pieza, se determinaron los coeficientes de transferencia térmica (HTCs), los cuales fueron medidos entre el lingote de solidificación y el caudal de agua de enfriamiento, se determinó el modelo constitutivo para el material a altas temperaturas mediante los modelos desarrollados, además se generó una base de datos para predecir la formación de las grietas y determinar las condiciones óptimas para el lingote.

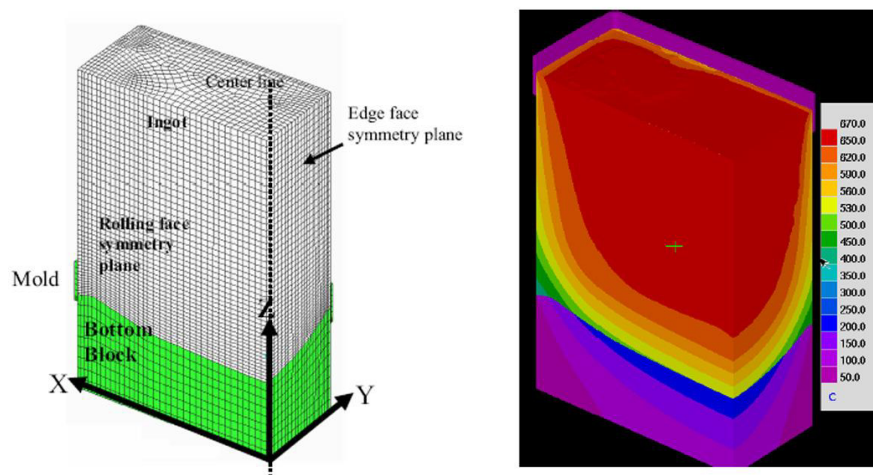


Figura 2.38 -- Geometria, mallado y análisis de temperaturas empleando el simulador ProCast®.

En una investigación posterior P. Scambar de la Universidad de Alabama en Birmingham y el comité de la Sociedad Americana de fundidores (AFS) estudiaron el

proceso de fundición a la cera perdida. Su estudio se enfocó a aumentar la exactitud de predicción de la porosidad en las piezas obtenidas por esa técnica.

Las aleaciones de aluminio utilizadas en este estudio fueron C-356 y A-319 y la validación de porosidad fue en la producción de un monoblock de aluminio para motor.

Lo anterior se logró usando un código de simulación comercial, una matriz de piezas moldeadas experimentalmente usando también datos termo-físicos para una aleación A-319 los cuales fueron modificados haciendo uso del software Flow-3D el cual ayudó a estimar como la temperatura cambia con respecto al tiempo en forma progresiva.

Para poder predecir las macro porosidades, se insertaron códigos en los puntos calientes presentes en las cavidades donde existían partes líquidas durante la solidificación. Como resultado de este análisis se logró reducir las piezas defectuosas en el proceso debido a que se controlaron las macro porosidades, (ver figura 2.39).

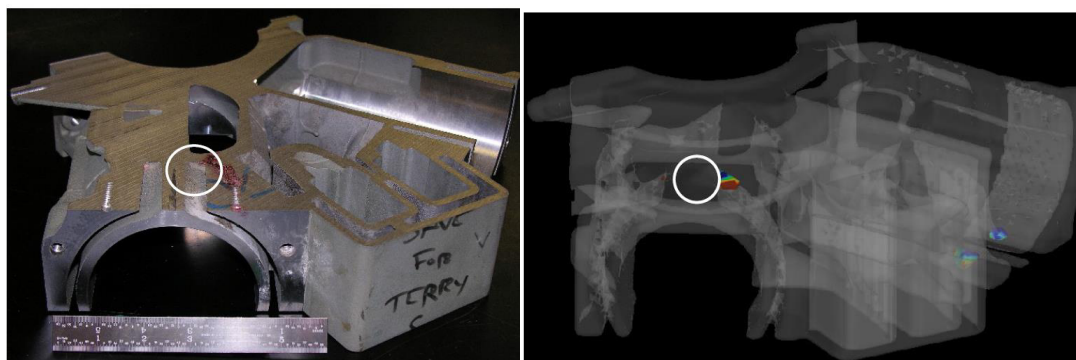


Figura 2.39 -- Se muestra la imagen de un block en donde a) representa una imagen de la simulación de la misma área y b) representa las áreas coloreadas en la imagen de la simulación en donde se observa la macro porosidad.

J. Ziolkowski, estudio la correlación entre el espaciamiento de brazo dendrítico en función del enfriamiento para la aleación de aluminio D357 en MAGMASoft® [29].

Una de las principales influencias en el resultado de las propiedades mecánicas en fundiciones de aluminio donde se utilizan piezas moldeadas en arena, es lo que sucede con el metal fundido cuando se enfría en el molde para lograr la microestructura de la pieza.

El proceso posterior al vaciado del metal puede cambiar las propiedades mecánicas, debido a que la estructura inicial de una pieza se modifica, lo cual da lugar a la necesidad de un proceso posterior para mejorar las propiedades.

Se sabe que la microestructura inicial primordialmente está en función de la composición química, el refinamiento de grano y el método de solidificación (la principal forma de control de solidificación en este proceso es mediante el control del tiempo de solidificación).

En la presente investigación se determinó la relación entre el tamaño dendrítico de brazo secundario (SDAS), utilizando una placa de prueba la cual fue enfriada en un extremo y equipada con termopares espaciados en intervalos, también los tiempos locales de la solidificación fueron registrados, posteriormente la pieza fue cortada y los valores de SDAS fueron medidos.

Las geometrías y los materiales del molde fueron constantes. Se concluyó que había cierta dificultad para la obtención de valores definidos de SDAS debido a la naturaleza de la medición además se obtuvo que la correlación del tiempo de solidificación y el SDAS siguen el comportamiento de la ley de energía, con esto se pretende seguir haciendo más repeticiones pero ahora conociendo el traspaso térmico en la pieza, (ver figura 2.40).

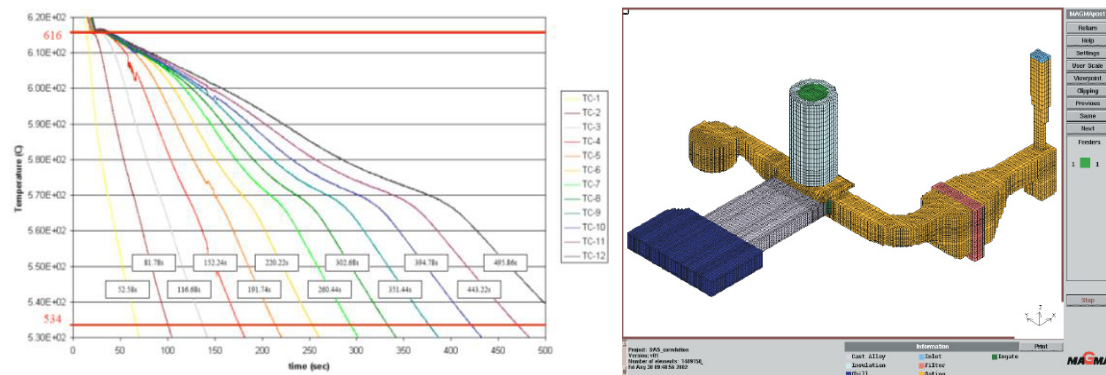


Figura 2.40 -- a) Datos de termopares respecto al tiempo durante la solidificación, b) Pieza mallada utilizada en el software MAGMA®.

2.3 Diseño de experimentos y optimización

2.3.1 Introducción.

En esta sección se explica la metodología a seguir para aplicar las diversas técnicas de análisis de diseños de experimentos en el módulo de simulación MAGMAoptimization®, así mismo se describen la formulación y solución del algoritmo de optimización de procesos y productos.

2.3.2 Módulo de Optimización.

Fundamentos de la optimización del diseño.

La optimización del diseño es una variante de un proceso de fundición o de otra operación simulada con MAGMAsoft®, como un tratamiento térmico para el acero o el esfuerzo residual de un componente.

La tarea es encontrar el mejor diseño, por ejemplo la mejor variante para la producción o para el maquinado de una pieza considerando ciertos grados de libertad.

Un número de variantes de un proyecto con diferentes arreglos será calculado, donde el objetivo es lograr los mejores diseños utilizando ciertos algoritmos. Los arreglos pueden ser parámetros geométricos y/o valores del proceso.

El módulo de optimización se utiliza para la optimización del diseño dentro del software MAGMAsoft®. Para el proceso de solución el primer paso es definir que el problema se resuelva por medio de optimización. Una vez que el problema es conocido, los parámetros que pueden o deberían ser variados son definidos. Estos son normalmente aquellos parámetros de un proceso real, tales como geometrías, dimensiones o los ajustes del proceso, y son llamados variables del diseño.

El problema también revela el resultado/criterios que son usados para la evaluación de las variantes. Esos valores son llamados variables/parámetros/valores de salida.

Formulación de la optimización de objetivos.

Todos los procesos dentro de la industria de la fundición desarrollados empíricamente, basados en prueba y error, y en la experiencia práctica necesitan ser transferidas dentro de términos matemáticos, para que por optimización lleven a la solución del problema.

Además ciertas restricciones se adicionan (si se requieren) sobre una base opcional, por ejemplo, para límites geométricos en medidas o para límites físicos que restrinjan ciertos parámetros. Una vez que esta información es disponible, el proceso de optimización es iniciado. Si la optimización que corre ha terminado, una buena solución entre los diseños calculados es encontrada con la ayuda de las herramientas integradas de evaluación.

Algoritmo de optimización.

El módulo de optimización no es la herramienta mágica que al usuario se le provee para optimizar con un botón. La optimización es acertada si se ha pensado previamente en el proceso que se está simulando. En particular la optimización de objetivos necesita elegirse y formularse cuidadosamente.

Además, el razonable uso del módulo de optimización es también dependiente del tiempo disponible para el cálculo. Una simulación de varias horas resultará en correr una optimización por varias semanas, dependiendo del número de diseños que necesiten ser calculados. Generalmente, el problema no debería ser muy complejo para resolverse en un tiempo aceptable.

2.3.3 Consideraciones para el uso de optimización.

Definición del proyecto.

La figura 2.41 muestra un diagrama que contiene la secuencia de la definición para la optimización de un proyecto. En el primer paso es necesario seleccionar el problema en forma de una plantilla. La plantilla en este contexto trabaja como un filtro que ayuda a enfocar el punto principal del problema. Después, se definen las variables del diseño, estos son los parámetros que se quiere variar. El paso siguiente es la definición de los valores de salida que queremos considerar para la evaluación del diseño, y finalmente se formula los objetivos y las fronteras opcionales del problema. La optimización termina con la evaluación. A continuación, se describen algunos hechos básicos y consideraciones para el uso de la optimización del diseño.

Tamaño del espacio del diseño.

El tamaño del espacio del diseño juega un papel importante cuando se considera la complejidad de un problema de la optimización, y se determina solo si hay un número finito de variables a considerar.

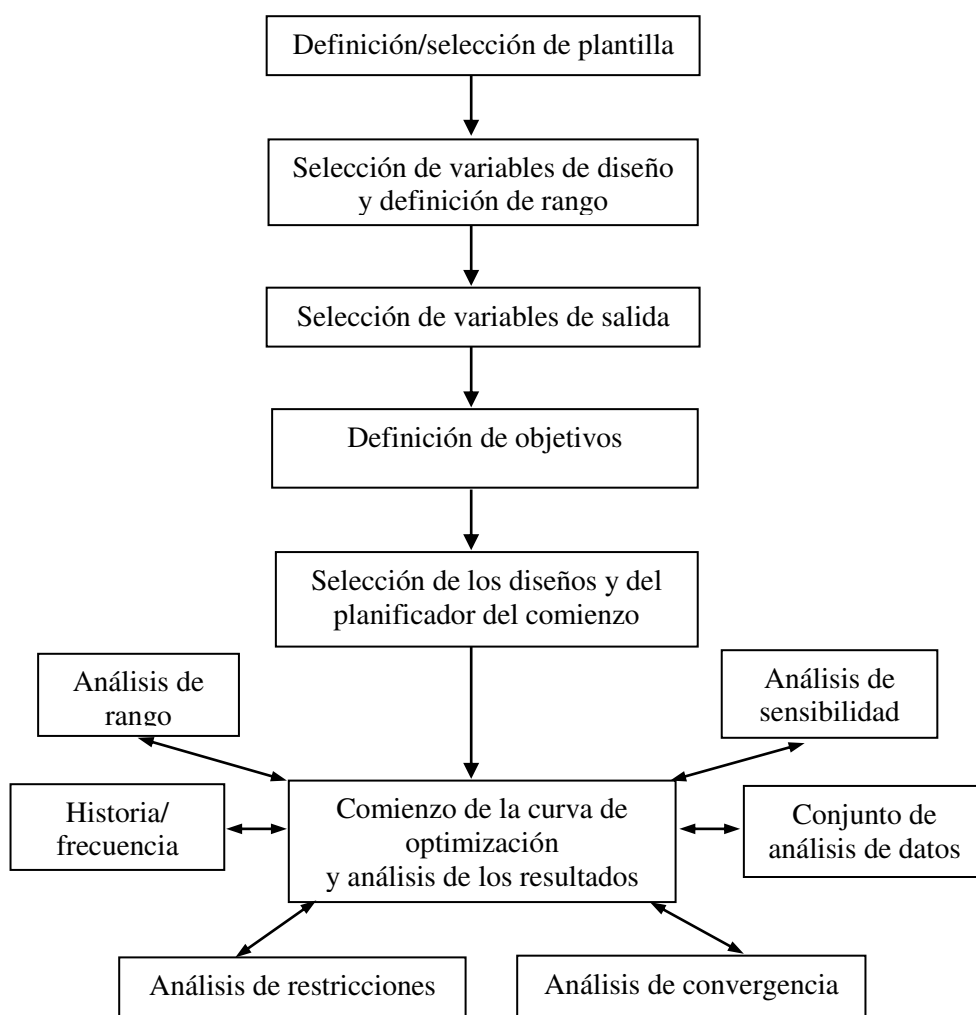


Figura 2.41 -- Diagrama que demuestra la secuencia de la definición para la optimización de un diseño [1].

El espacio de diseño crece exponencialmente con el número de variables de diseño. Siempre se debe considerar cuando determinar cuál y cuántos parámetros se deberían variar.

Adicionalmente, un amplio espacio de diseño automáticamente requiere una fase de larga búsqueda, antes de que el algoritmo pueda apuntar exactamente al objetivo. Las variables de diseño necesitan ser cuidadosamente seleccionadas, considerando la complejidad del problema necesitan ser seleccionadas en valores pequeños. Las restricciones para las variables de diseño pueden minimizar el espacio del diseño y así reducir el tamaño y la complejidad del problema.

Ciertas combinaciones de las variables de diseño en ocasiones no son las deseadas o no son bien aceptadas desde el comienzo por el módulo. El módulo de optimización provee la posibilidad de evaluar las restricciones para las variables de diseño antes de la simulación, el tiempo de cómputo puede ser ahorrado. Hay también la posibilidad de definir las dependencias de los parámetros de diseño usando el editor de expresión. Esto también reduce el número de variables libres y así la complejidad del problema si las dependencias entre las variables son conocidas.

Dependencias del mallado.

Este tópico necesita ser considerado para una optimización satisfactoria. A más fina malla, más exactos son los resultados. Con una resolución en el incremento de la malla los resultados de la simulación coinciden sobre un valor que corresponde a la solución real.

Como el tiempo de cálculo se incrementa con el refinamiento de la malla, se busca generalmente un acuerdo entre la resolución de la malla y el tiempo de cálculo, de tal manera que los resultados están disponibles en una estructura aceptable de tiempo y tienen una precisión satisfactoria. Por tanto, si esperamos obtener resultados en un futuro cercano, no se puede calcular siempre con mallas que son refinadas para muy alta precisión. Por otro lado, no puede usarse mallas que son tan gruesas, porque los resultados pueden ser no suficientemente exactos para usarlos en la optimización.

Antes de comenzar la optimización se debe revisar, cual resolución de mallado es razonable para cierto problema. Esto se lleva a cabo calculando con una malla fina y después calculando con una malla gruesa, hasta que las discrepancias distintivas puedan ser vistas en los resultados. La malla que aún crea buenos resultados en comparación a la malla fina debería ser seleccionada para la optimización.

En este contexto el ámbito del problema es también importante. El proyecto puede contener solo el cálculo de la solidificación o adicionalmente el cálculo del llenado. Para simulaciones de llenado normalmente hay mayor resolución de mallado. Para el proceso de solidificación normalmente requiere que la malla no sea tan fina, disminuyendo el tiempo de cálculo, comparado con la simulación de llenado.

Después de ejecutar, se sugiere verificar los resultados de la optimización usando malla fina para asegurarse que los buenos resultados de la optimización no dependen de la malla aplicada.

2.3.4 Método inverso.

Existen algunos problemas en el campo de la ingeniería virtual en los cuales no se cuentan con los parámetros de los materiales o las condiciones frontera, necesarias para reproducir con precisión la simulación del proceso de fundición. En muchos de los casos no es posible medir esta información directamente de los materiales, así que se utiliza la influencia que tienen en las curvas de enfriamiento para poder determinar las condiciones frontera que lleven a tener un nivel óptimo de correlación comparado contra el proceso real de fundición.

Para poder estimar estas condiciones frontera, es necesario realizar mediciones experimentales en piezas vaciadas reales. Usualmente estas mediciones son curvas de enfriamiento o curvas de presión medidas en piezas vaciadas bajo condiciones reales de operación y obtenidas a partir de moldes instrumentados. En otras palabras, los

problemas de ingeniería inversa son tareas de optimización de diseño donde mediciones experimentales del proceso son usadas para obtener los parámetros de la simulación.

Las mediciones experimentales necesitan ser añadidas a la simulación en forma de curvas de temperatura para correlacionar el historial térmico predicho virtualmente contra el obtenido de manera experimental. Una vez que se tiene la comparación de las curvas de temperatura, la optimización inversa es utilizada para establecer las características que definen la transferencia de calor en la simulación con el objetivo de disminuir al mínimo la diferencia obtenida entre las curvas de temperatura reales y las simuladas. Dicho de otro modo la optimización inversa no es la optimización de la pieza vaciada o del proceso de fundición; sino la optimización de los parámetros que definen la transferencia de calor en la simulación. El objetivo es encontrar correlación entre los datos medidos contra los simulados [30].

Hay dos cosas que se necesitan antes de comenzar a definir una optimización inversa basado en datos experimentales:

- 1.- Los datos medidos experimentalmente deben estar disponibles en forma de archivos que contienen pares de valores ASCII similares al formato TXT o CSV.
- 2.- Hay que definir puntos de control para los termopares en la geometría y asegurar que coincidan físicamente durante la experimentación.

Ya que los datos se han preparado para ser importados, hay que cargarlos al programa. Un buscador de archivos se abrirá donde es posible seleccionar el archivo correspondiente (CSV o TXT) donde se encuentren los datos medidos. La curva se asignará de manera automática a la primer curva de temperatura disponible en cualquier punto de control y una línea de comando para entrada de curva aparecerá en el área de trabajo de datos medidos (ver figura 2.42).

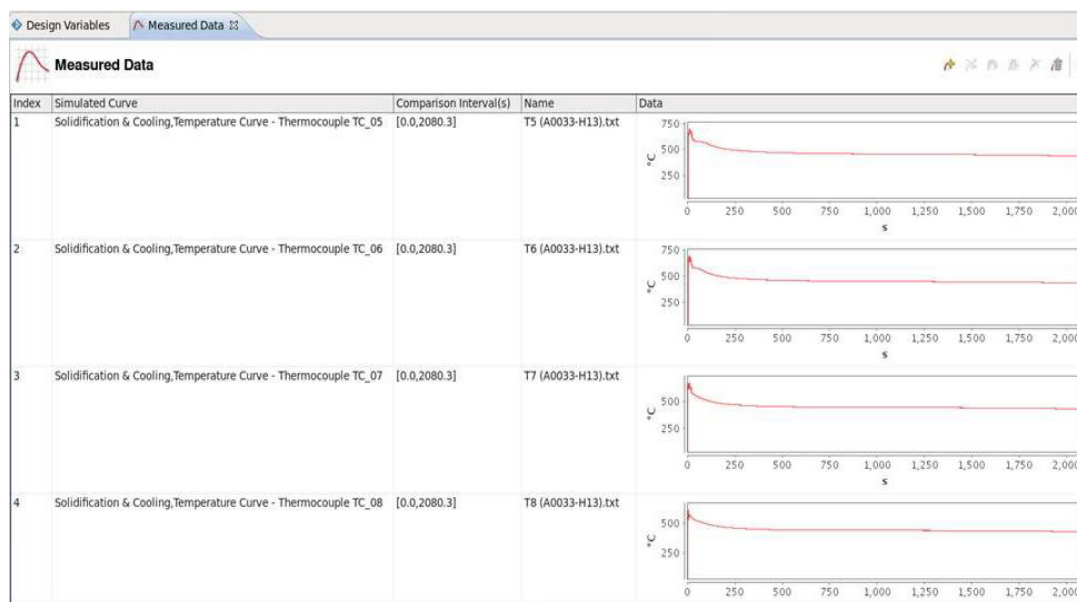


Figura 2.42 -- Área de trabajo para el procesamiento de los datos medidos [30].

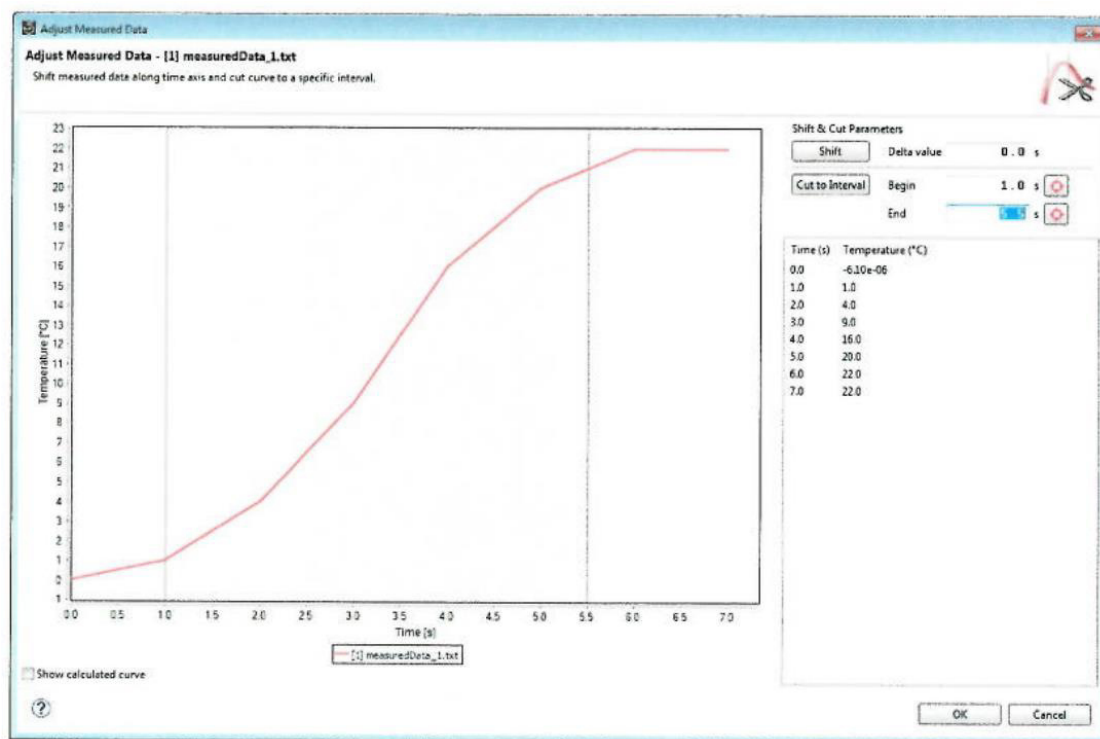


Figura 2.43 -- Ajuste de los datos medidos [30].

En la gráfica 2.43 se puede hacer lo siguiente:

- Recortar las curvas medidas para remover los datos redundantes.
- Mover / Cambiar la curva en la dirección – x (eje del tiempo) para obtener una correlación cronológica entre los datos medidos y la simulación.

Los datos medidos no solo deberían ser ajustados para alcanzar buena correlación con la curva de enfriamiento desplegada. Con respecto a las acciones de movimiento, las curvas medidas pueden entonces solo ser ajustadas (movidas en la dirección – x) si es cierto que los datos medidos representan un periodo de tiempo diferente que el que se quiere simular, por ejemplo si las mediciones se han realizado antes o después del proceso simulado. La curva medida puede ser rotada de manera horizontal y cortada a los extremos.

La parte izquierda de la ventana muestra la curva medida y opcionalmente la curva calculada de termopares. Las coordenadas de la curva aparecen de nuevo en la lista a la derecha.

2.3.5 Reducción de datos medidos.

Frecuentemente los datos medidos contienen cierta cantidad de “ruido acústico” (oscilaciones de altas frecuencias irregulares, causadas por señales externas débiles que confunden el sensor), las cuales pueden afectar la comparación con los datos simulados, ver figura 2.44. Estas oscilaciones pueden ser eliminadas aplicando dos parámetros:

- "Smoothing Factor": Este es el número de curvas suavizadas. Durante cada paso de suavizado, el valor promedio de cada punto y sus vecinos es calculado para reemplazar al conjunto de datos originales. Hay que tener cuidado con el uso de este parámetro, ya que el uso excesivo puede ocasionar una línea recta en medio del rango del valor original.

- “Reduction Tolerance”: Con la ayuda de este parámetro, aquellos puntos de datos que están cercanos al valor promedio de sus vecinos son removidos. También se debe ser cuidadoso con el uso de este parámetro, ya que el uso en exceso puede llevar a una función lineal con solo dos puntos de datos.

Suavizar solamente no reduce el número de conjuntos de datos; los datos suavizados contienen los mismos puntos base que se tenían antes del proceso de suavizado. La reducción tiene como objetivo remover los datos redundantes sin influenciar de manera notable los datos medidos. Esta es la razón por la cual se tiene que especificar una tolerancia de reducción.

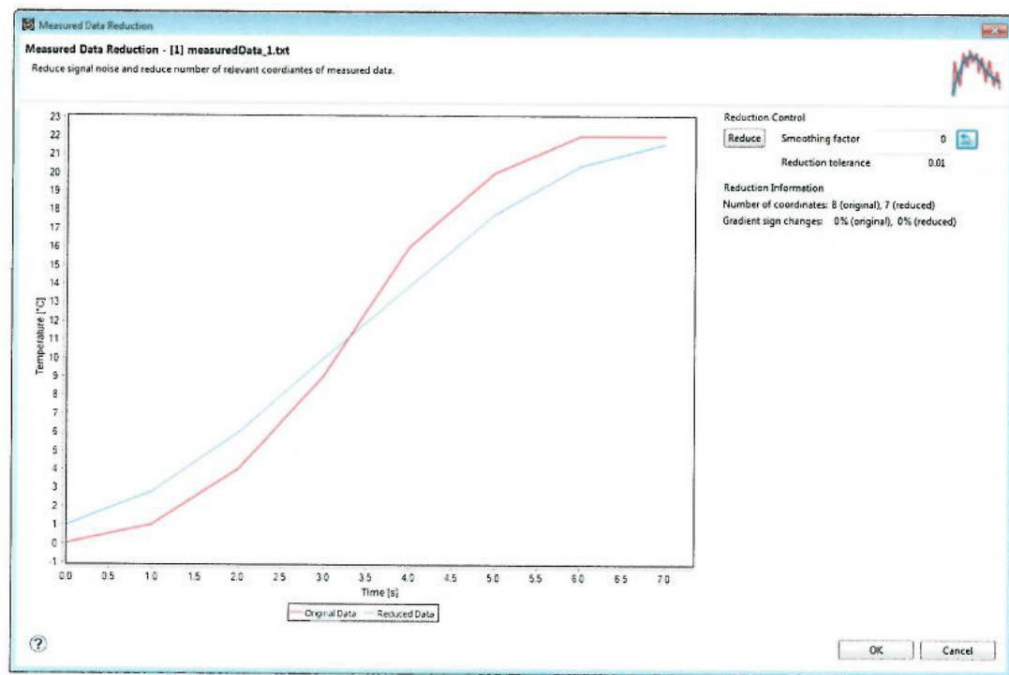


Figura 2.44 -- Reducir y suavizar la curva medida [30].

2.3.6 Definir intervalos de comparación.

Las curvas medidas y calculadas pueden ser comparadas dentro de cualquier intervalo. Esto significa que no es necesario comparar el curso completo de las curvas y que se pueden comparar las curvas en múltiples partes. Esto permite enfocar el análisis en aquellas áreas que son de interés especial para la optimización.

El intervalo completo de la curva medida es definido automáticamente como un valor para la comparación de intervalos durante la importación de los datos. Es posible especificar intervalos adicionales o diferentes para la curva seleccionada en el área de trabajo, ver figura 2.45.

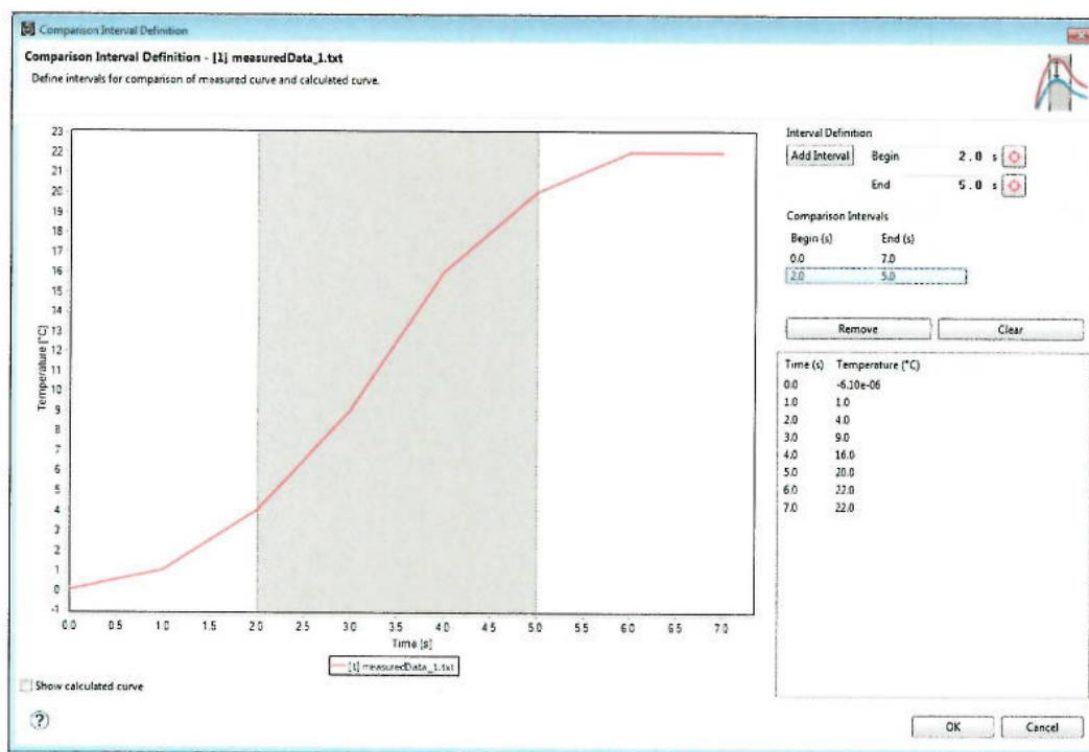


Figura 2.45 -- Definición de los intervalos de comparación para las curvas medidas [30].

2.3.7 Términos de error para datos medidos.

Cuando se formulan objetivos de optimización para un problema inverso, se pueden usar varios términos de error para calcular la desviación entre los datos medidos y los calculados. Existen cuatro tipos de estos errores.

- “Delta Gradient”: Este es la suma de las diferencias en la primera desviación. Tal gradiente acumula todos los valores absolutos de los gradientes entre las intersecciones de las curvas medidas y calculadas. Este término puede ser cero si las dos curvas tienen una forma idéntica, pero son separadas por un desplazamiento horizontal. Es muy sensible a ruido acústico en la curva medida.
- “Delta Integral”: Esta es la integral de Riemann entre la curva medida y la simulada representando el área entre ambas curvas. Ya que es un criterio en general, puede ser confuso si se aplica a la curva completa. Por ejemplo, si se tienen dos curvas simuladas una con gran diferencia contra la curva medida al final y la otra con una diferencia grande al inicio de la curva pero el valor integral podría ser el mismo. Si este es el caso, habrá que definir varios intervalos pequeños.
- “Delta Maximum”: Es la distancia máxima vertical entre el punto base de las dos curvas. Si las curvas tienen diferentes puntos base, es necesario utilizar interpolación lineal para obtener los puntos faltantes. Este término es útil solamente cuando se trabaja con curvas medidas suavizadas.
- “Delta Quadratic”: Este término es igual a la suma de las distancias cuadráticas entre cada punto base dentro del intervalo común de ambas curvas. El término se enfoca en picos locales en alguna de las dos curvas y por lo tanto es muy sensible al ruido acústico.

2.4 Coeficientes de transferencia de calor

2.4.1 Introducción.

La transferencia de calor es aquella ciencia que busca predecir la transferencia de energía que puede ocurrir entre cuerpos materiales, como resultado de una diferencia de temperatura. La termodinámica enseña que esta transferencia de energía se define como calor. La ciencia de la transferencia de calor no sólo trata de explicar cómo puede ser transferida la energía calorífica, sino también trata de predecir la rapidez a la que se realizará este intercambio bajo ciertas condiciones especificadas. El hecho de que un régimen de transferencia de calor sea el objetivo deseado de un análisis, señala la diferencia entre la transferencia de calor y la termodinámica. La termodinámica se ocupa de sistemas en equilibrio; se puede utilizar para predecir la cantidad de energía requerida para pasar un sistema de un estado de equilibrio a otro; no puede usarse para predecir qué tan rápido se realizará un cambio, ya que el sistema no se encuentra en equilibrio durante el proceso. La transferencia de calor completa al primer y segundo principios de la termodinámica, al proporcionar reglas experimentales adicionales que se pueden utilizar para establecer rapidezces de transferencia de energía. Tal como en la ciencia de la termodinámica, las reglas experimentales utilizadas como base del tema de la transferencia de energía son muy simples y se les puede ampliar con facilidad para que abarquen -diversas situaciones prácticas [31].

La transferencia de energía como calor siempre se produce del medio que tiene la temperatura más elevada hacia el de temperatura más baja, y la transferencia de calor se detiene cuando los dos medios alcanzan la misma temperatura. El calor se puede transferir en tres modos diferentes: conducción, convección y radiación. Todos los modos de transferencia de calor requieren la existencia de una diferencia de temperatura y todos ellos ocurren del medio que posee la temperatura más elevada hacia uno de temperatura más baja.

2.4.2 Conducción.

La conducción es la transferencia de energía de las partículas más energéticas de una sustancia hacia las adyacentes menos energéticas, como resultado de interacciones entre esas partículas. La conducción puede tener lugar en los sólidos, líquidos o gases. En los gases y líquidos la conducción se debe a las colisiones y a la difusión de las moléculas durante su movimiento aleatorio. En los sólidos se debe a la combinación de las vibraciones de las moléculas en una retícula y al transporte de energía por parte de los electrones libres. Por ejemplo, llegará el momento en que una bebida enlatada fría en un cuarto cálido se caliente hasta la temperatura ambiente como resultado de la transferencia de calor por conducción, del cuarto hacia la bebida, a través del aluminio. La rapidez o razón de la conducción de calor a través de un medio depende de la configuración geométrica de éste, su espesor y el material de que esté hecho, así como de la diferencia de temperatura a través de él. Se sabe que al envolver un tanque de agua caliente con fibra de vidrio (un material aislante) se reduce la razón de la pérdida de calor de ese tanque. Entre más grueso sea el aislamiento, menor será la pérdida de calor. También se conoce que un tanque de agua caliente perderá calor a mayor rapidez cuando se baja la temperatura del cuarto en donde se aloja. Además, entre más grande sea el tanque, mayor será el área superficial y, por consiguiente, la razón de la pérdida de calor.

Considere una conducción de estado estacionario de calor a través de una pared plana grande de espesor $\Delta x = L$ y área A , como se muestra en la figura 2.46. La diferencia de temperatura de uno a otro lado de la pared es $\Delta T = T_2 - T_1$. Los experimentos han demostrado que la razón de la transferencia de calor, Q , a través de la pared se duplica cuando se duplica la diferencia de temperatura ΔT de uno a otro lado de ella, o bien, se duplica el área A perpendicular a la dirección de la transferencia de calor; pero se reduce a la mitad cuando se duplica el espesor L de la pared. Por tanto, se concluye que la razón de la conducción de calor a través de una capa plana es proporcional a la diferencia de temperatura a través de ésta y al área de transferencia de calor, pero es inversamente proporcional al espesor de esa capa; es decir,

$$\text{Razón de conducción del calor} \propto \frac{(\text{Área})(\text{Diferencia de temperatura})}{\text{Espesor}}$$

O bien,

$$\dot{Q}_{cond} = -kA \frac{T_1 - T_2}{\Delta x} = -kA \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (\text{W}) \quad 2-42$$

En donde la constante de proporcionalidad k es la conductividad térmica del material, que es una medida de la capacidad de un material para conducir calor (figura 2.47). En el caso límite de $\Delta x \rightarrow 0$, la ecuación que acaba de darse se reduce a la forma diferencial:

$$\dot{Q}_{cond} = -kA \frac{dT}{dx} \quad (\text{W}) \quad 2-43$$

La cual se llama ley de Fourier de la conducción del calor, en honor de J. Fourier, quien la expresó por primera vez en su texto sobre transferencia de calor en 1822. Aquí, dT/dx es el gradiente de temperatura, el cual es la pendiente de la curva de temperatura en un diagrama T - x (la razón de cambio de T con respecto a x), en la ubicación x . La relación antes dada indica que la razón de conducción del calor en una dirección es proporcional al gradiente de temperatura en esa dirección. El calor es conducido en la dirección de la temperatura decreciente y el gradiente de temperatura se vuelve negativo cuando esta última decrece al crecer x . El signo negativo en la ecuación 2-43 garantiza que la transferencia de calor en la dirección x positiva sea una cantidad positiva.

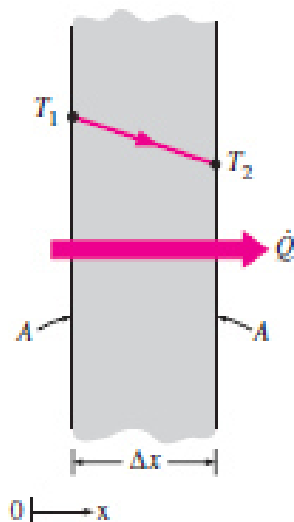


Figura 2.46 -- Conducción de calor a través de una pared plana grande de espesor Δx y área A .

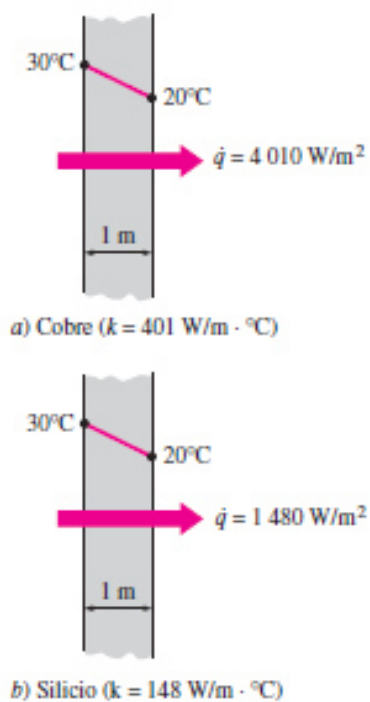


Figura 2.47 -- La razón de conducción del calor a través de un sólido es directamente proporcional a su conductividad térmica [31].

2.4.3 Convección.

La convección es el modo de transferencia de energía entre una superficie sólida y el líquido o gas adyacentes que están en movimiento y comprende los efectos combinados de la conducción y el movimiento de fluidos. Entre más rápido es el movimiento de un fluido, mayor es la transferencia de calor por convección. En ausencia de cualquier movimiento masivo de fluido, la transferencia de calor entre una superficie sólida y el fluido adyacente es por conducción pura. La presencia de movimiento masivo del fluido acrecienta la transferencia de calor entre la superficie sólida y el fluido, pero también complica la determinación de las razones de esa transferencia.

Considere el enfriamiento de un bloque caliente al soplar aire frío sobre su superficie superior (figura 2.48). La energía se transfiere primero a la capa de aire adyacente al bloque, por conducción. Enseguida, esta energía es acarreada alejándola de la superficie, por convección; es decir, por los efectos combinados de la conducción dentro del aire, que se debe al movimiento aleatorio de moléculas de éste, y del movimiento masivo o macroscópico de ese aire que remueve el aire calentado cercano a la superficie y lo reemplaza por otro más frío.

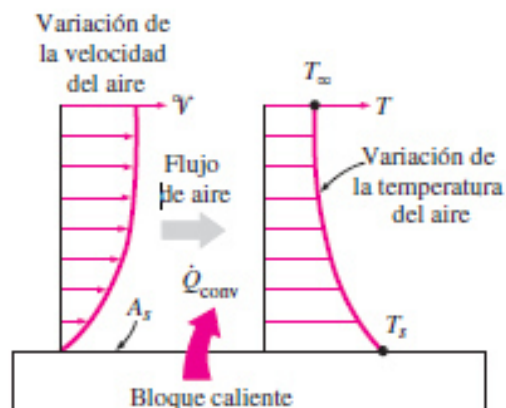


Figura 2.48 -- Transferencia de calor de una superficie caliente hacia el aire por convección [31].

La convección recibe el nombre de convección forzada si el fluido es forzado a fluir sobre la superficie mediante medios externos como un ventilador, una bomba o el viento. Como contraste, se dice que es convección natural (o libre) si el movimiento del fluido es causado por las fuerzas de empuje que son inducidas por las diferencias de densidad debidas a la variación de la temperatura en ese fluido (figura 2.49).

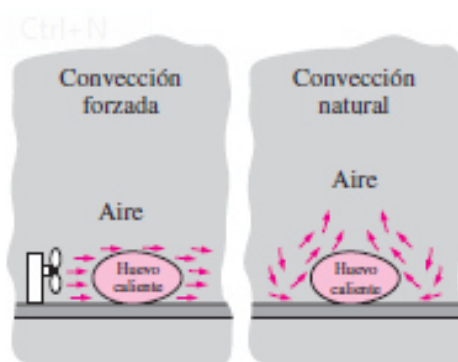


Figura 2.49 -- Enfriamiento de un huevo cocido por convección forzada y convección natural [31].

Los procesos de transferencia de calor que comprenden cambio de fase de un fluido también se consideran como convección a causa del movimiento de ese fluido inducido durante el proceso, como la elevación de las burbujas de vapor durante la ebullición o la caída de las gotitas de líquido durante la condensación. A pesar de la complejidad de la convección, se observa que la rapidez de la transferencia de calor por convección es proporcional a la diferencia de temperatura y se expresa en forma conveniente por la ley de Newton del enfriamiento como:

$$\dot{Q}_{\text{conv}} = hA_s (T_s - T_{\infty}) \quad (\text{W}) \quad 2-43$$

En donde h es el coeficiente de transferencia de calor por convección, en $\text{W/m}^2\text{°C}$ o $\text{Btu/h}\cdot\text{ft}^2\cdot\text{°F}$, A_s es el área superficial a través de la cual tiene lugar la transferencia de calor por convección, T_s es la temperatura de la superficie y T_{∞} es la temperatura del fluido suficientemente alejado de esta superficie. Note que en la superficie la temperatura del fluido es igual a la del sólido.

El coeficiente de transferencia de calor por convección h , no es una propiedad del fluido. Es un parámetro que se determina en forma experimental y cuyo valor depende de todas las variables que influyen sobre la convección, como la configuración geométrica de la superficie, la naturaleza del movimiento del fluido, las propiedades de éste y la velocidad masiva del mismo. En la tabla 2.4 se dan valores típicos de h .

Tabla 2.4 -- Valores típicos del coeficiente de transferencia de calor por convección.

Tipo de convección	h , $W/m^2 \cdot ^\circ C^*$
Convección libre de gases	2–25
Convección libre de líquidos	10–1 000
Convección forzada de gases	25–250
Convección forzada de líquidos	50–20 000
Ebullición y condensación	2 500–100 000
*Multiplíquese por 0.176 para convertir a $Btu/h \cdot ft^2 \cdot ^\circ F$.	

2.4.4 Radiación.

La radiación es la energía emitida por la materia en forma de ondas electromagnéticas (o fotones) como resultado de los cambios en las configuraciones electrónicas de los átomos o moléculas. A diferencia de la conducción y la convección, la transferencia de calor por radiación no requiere la presencia de un medio interventor. De hecho, la transferencia de calor por radiación es la más rápida (a la velocidad de la luz) y no sufre atenuación en un vacío. Ésta es la manera en la que la energía del sol llega a la Tierra. En los estudios de transferencia de calor es de interés la radiación térmica, que es la forma de radiación emitida por los cuerpos debido a su temperatura. Es diferente de las otras formas de radiación, como los rayos x, los rayos gamma, las microondas, las ondas de radio y de televisión, que no están relacionadas con la

temperatura. Todos los cuerpos a una temperatura arriba del cero absoluto emiten radiación térmica.

La radiación es un fenómeno volumétrico y todos los sólidos, líquidos y gases emiten, absorben o transmiten radiación en diversos grados. Sin embargo, la radiación suele considerarse como un fenómeno superficial para los sólidos que son opacos a la radiación térmica, como los metales, la madera y las rocas, ya que las radiaciones emitidas por las regiones interiores de un material de ese tipo nunca pueden llegar a la superficie, y la radiación incidente sobre esos cuerpos suele absorberse en unas cuantas micras hacia adentro de dichos sólidos.

La razón máxima de la radiación que se puede emitir desde una superficie a una temperatura termodinámica T_s (en K) es expresada por la ley de Stefan-Boltzmann como:

$$\dot{Q}_{\text{emitida, max}} = \sigma A_s T_s^4 \quad (\text{W}) \quad 2-43$$

Donde $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}$, o bien, $0.1714 \times 10^{-8} \text{ Btu/h ft}^2 \text{ R}$ es la constante de Stefan-Boltzmann. La superficie idealizada que emite radiación a esta razón máxima se llama cuerpo negro y la radiación emitida por éste es la radiación del cuerpo negro (figura 2.50). La radiación emitida por todas las superficies reales es menor que la emitida por un cuerpo negro a la misma temperatura y se expresa como:

$$\dot{Q}_{\text{emitida}} = \epsilon \sigma A_s T_s^4 \quad (\text{W}) \quad 2-44$$

En donde ϵ es la emisividad de la superficie. La emisividad cuyo valor está en el intervalo $0 \leq \epsilon \leq 1$, es una medida de cuán próxima está una superficie de ser un cuerpo negro, para el cual $\epsilon = 1$. En la tabla 2.5, se dan las emisividades de algunas superficies.

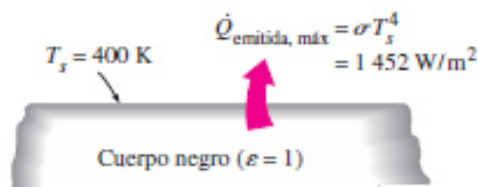


Figura 2.50 -- La radiación del cuerpo negro representa la cantidad máxima de radiación que puede ser emitida desde una superficie a una temperatura específica [31].

Tabla -- 2.5 Emisividades de algunos materiales a 300K.

Material	Emisividad
Hoja de aluminio	0.07
Aluminio anodizado	0.82
Cobre pulido	0.03
Oro pulido	0.03
Plata pulida	0.02
Acero inoxidable pulido	0.17
Pintura negra	0.98
Pintura blanca	0.90
Papel blanco	0.92–0.97
Pavimento de asfalto	0.85–0.93
Ladrillo rojo	0.93–0.96
Piel humana	0.95
Madera	0.82–0.92
Suelo	0.93–0.96
Agua	0.96
Vegetación	0.92–0.96

Otra importante propiedad relativa a la radiación de una superficie es su absorptividad α , la cual es la fracción de la energía de radiación incidente sobre una superficie que es absorbida por ésta. Como la emisividad, su valor está en el intervalo $0 \leq \alpha \leq 1$. Un cuerpo negro absorbe toda la radiación incidente sobre él. Es decir, un cuerpo negro es un absorbente perfecto ($\alpha = 1$) del mismo modo que es un emisor perfecto. En general, tanto ε como α de una superficie dependen de la temperatura y de la longitud de onda de la radiación. La ley de Kirchhoff de la radiación afirma que la emisividad y la absorptividad de una superficie a una temperatura y longitud de onda dadas son iguales. En muchas aplicaciones prácticas, las temperaturas de la superficie y

de la fuente de radiación incidente son del mismo orden de magnitud, y la absorptividad promedio de una superficie se considera igual a su emisividad promedio. La razón a la cual una superficie absorbe la radiación se determina a partir de (figura 2.51).

$$\dot{Q}_{\text{absorbida}} = \alpha \dot{Q}_{\text{incidente}} \quad (\text{W}) \quad 2-43$$

Donde; $\dot{Q}_{\text{incidente}}$ es la razón a la cual la radiación incide sobre la superficie y α es la absorptividad de la superficie. Para las superficies opacas (no transparentes), la parte de la radiación incidente no absorbida por la superficie se refleja.

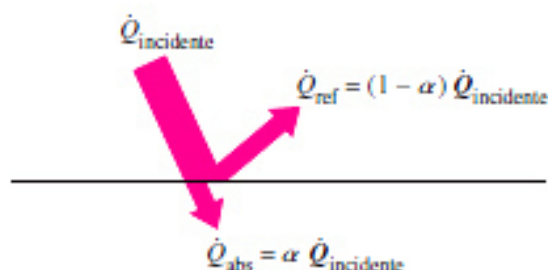


Figura 2.51 -- Absorción de la radiación incidente sobre una superficie opaca de absorptividad α [31].

La diferencia entre las razones de la radiación emitida por la superficie y la radiación absorbida es la transferencia neta de calor por radiación. Si la razón de absorción de la radiación es mayor que la de emisión, se dice que la superficie está ganando energía por radiación. De lo contrario, se dice que la superficie está perdiendo energía por radiación. En general, la determinación de la razón neta de la transferencia de calor por radiación entre dos superficies es un asunto complicado, ya que depende de las propiedades de las superficies, de la orientación de una con respecto a la otra y de la interacción del medio que existe entre ellas con la radiación.

Cuando una superficie de emisividad ϵ y área superficial A_s , a una temperatura termodinámica T_s , está por completo encerrada por una superficie mucho más grande (o negra), a una temperatura termodinámica T_{alred} y separada por un gas (como el aire) que

no interfiere con la radiación, la razón neta de la transferencia de calor por radiación entre estas dos superficies se da por (figura 2.52)

$$\dot{Q}_{\text{rad}} = \varepsilon \sigma A_s (T_s^4 - T_{\text{alred}}^4) \quad (\text{W}) \quad (1-28)$$

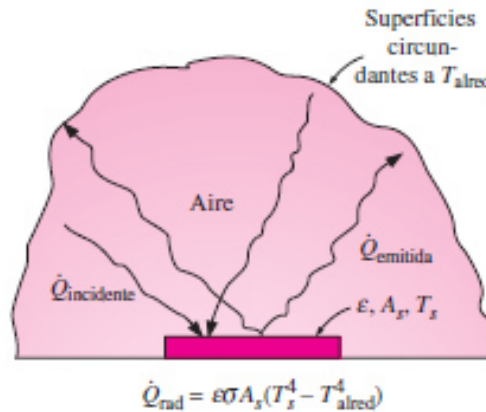


Figura 2.52 -- Transferencia de calor por radiación entre una superficie y las superficies que la circundan [31].

En este caso especial la emisividad y el área superficial de la superficie circundante no tienen efecto sobre la transferencia neta de calor por radiación. La transferencia de calor por radiación hacia una superficie, o desde ésta, rodeada por un gas como el aire, ocurre paralela a la conducción (o convección, si se tiene un movimiento masivo del gas) entre esa superficie y el gas. Por tanto, la transferencia total de calor se determina al sumar las contribuciones de los dos mecanismos de transferencia. Por sencillez y conveniencia esto se lleva a cabo con frecuencia mediante la definición de un coeficiente combinado de transferencia de calor, $h_{\text{combinado}}$, que incluye los efectos tanto de la convección como de la radiación. Entonces, la razón total de transferencia de calor hacia una superficie, o desde ésta, por convección y radiación se expresa como:

$$\dot{Q}_{\text{total}} = h_{\text{combinado}} A_s (T_s - T_{\infty}) \quad (\text{W}) \quad (1-29)$$

En esencia, el coeficiente combinado de transferencia de calor es un coeficiente de transferencia de calor por convección modificado para incluir los efectos de la radiación. La radiación suele ser significativa con relación a la conducción o a la convección natural, pero despreciable con relación a la convección forzada. Por tanto, en las aplicaciones de convección forzada se suele descartar la radiación, en especial cuando las superficies que intervienen tienen emisividades bajas y temperaturas de bajas a moderadas.

2.4.5 Ecuación de la conducción de calor

La transferencia de calor tiene dirección y magnitud. La razón de la transferencia de calor por conducción en una dirección específica es proporcional al gradiente de temperatura, el cual es la razón del cambio de la temperatura con respecto a la distancia, en esa dirección. En general, la conducción de calor en un medio es tridimensional y depende del tiempo, y la temperatura en un medio varía con la posición y con el tiempo. Se dice que la conducción en un medio es estacionaria (algunos autores emplean el término estable) cuando la temperatura no varía con el tiempo, y no estacionaria o transitoria, cuando lo hace. Se dice que la conducción de calor en un medio es unidimensional cuando la transferencia de calor por conducción es significativa sólo en una dimensión y despreciable en las otras dos direcciones primarias, bidimensional cuando la conducción en la tercera dimensión es despreciable y tridimensional cuando la conducción en todas las dimensiones es significativa.

Aun cuando la transferencia de calor y la temperatura están íntimamente relacionadas, son de naturaleza diferente. A diferencia de la temperatura, la transferencia de calor tiene dirección así como magnitud y, por tanto, es una cantidad vectorial (figura 2.53). Por consiguiente, se debe especificar tanto la dirección como la magnitud con el fin de describir por completo la transferencia de calor en un punto. Por ejemplo, al decir que la temperatura en la superficie interior de una pared es de 18°C , se describe en su totalidad la temperatura en ese lugar. Pero si se dice que el flujo de calor sobre esa superficie es de 50 W/m^2 , “¿en qué dirección?”, la conducción de calor es hacia el

interior (indicando ganancia de calor) o hacia el exterior (con lo que se indica pérdida de calor).

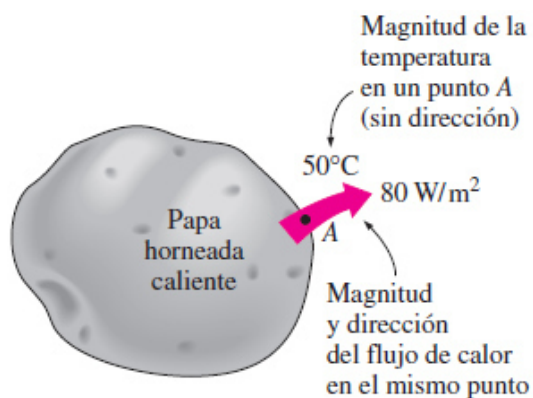


Figura 2.53 -- La transferencia de calor tiene dirección así como magnitud y, por tanto, es una cantidad vectorial [31].

Se recomienda trabajar con un sistema de coordenadas e indicar la dirección con los signos más o menos. La convención en general aceptada es que la transferencia de calor en la dirección positiva de un eje de coordenadas es positiva y en la dirección opuesta es negativa. Por lo tanto, una cantidad positiva indica la transferencia de calor en la dirección positiva y una cantidad negativa indica transferencia de calor en la dirección negativa (figura 2.54).

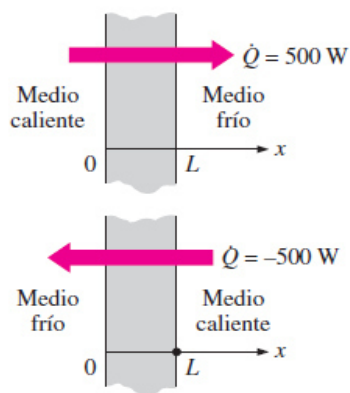


Figura 2.54 -- Indicación de la dirección para la transferencia de calor (positiva en la dirección positiva; negativa en la dirección negativa) [31].

La fuerza impulsora para cualquier forma de transferencia de calor es la diferencia de temperatura, y entre mayor sea esa diferencia, mayor es la razón de la transferencia. En algunos problemas de transferencia de calor en ingeniería se requiere la determinación de la distribución de temperatura (la variación de la temperatura) de uno a otro lado del medio para calcular algunas cantidades de interés, como la razón local de transferencia de calor, la expansión térmica y el esfuerzo térmico, en algunos lugares críticos en momentos específicos. La especificación de la temperatura en un punto en un medio requiere en primer lugar la determinación de la ubicación de ese punto. Esto se puede hacer al elegir un sistema adecuado de coordenadas, como las rectangulares, cilíndricas o esféricas, (figura 2.55) dependiendo de la configuración geométrica que intervenga, y un punto conveniente de referencia (el origen).

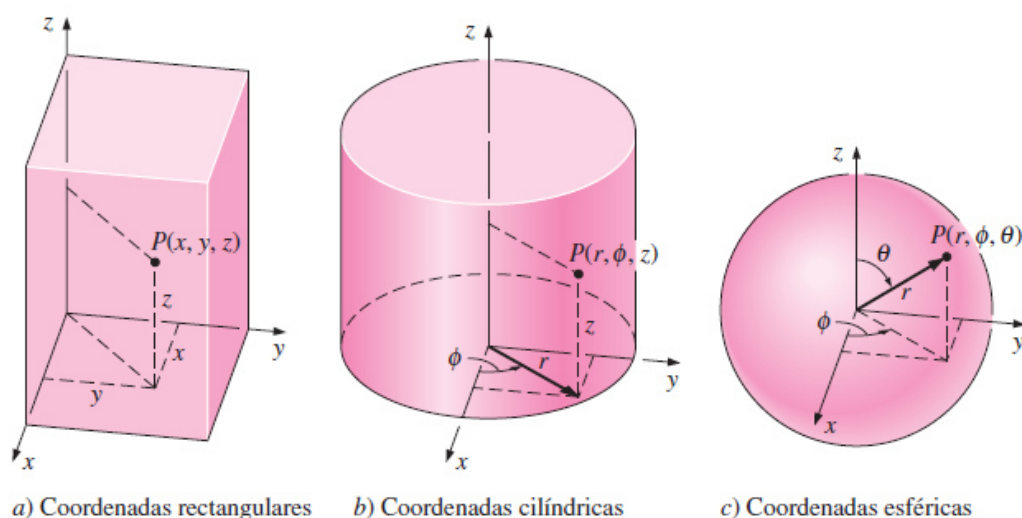


Figura 2.55 -- Diversas distancias y ángulos que intervienen al describir la ubicación de un punto en los diferentes sistemas de coordenadas [31].

Transferencia de calor estacionaria en comparación con la transferencia transitoria.

Los problemas de transferencia de calor a menudo se clasifican como estacionarios (también llamados estables) o transitorios (también llamados no estables o no estacionarios). El término estacionario implica que no hay cambio con el tiempo en cualquier punto dentro del medio, en tanto que transitorio implica variación con el tiempo o dependencia con respecto al tiempo. Por lo tanto, la temperatura o el flujo de calor permanecen inalterados con el transcurso del tiempo durante la transferencia de calor estacionaria a través de un medio, en cualquier ubicación, aunque las dos cantidades pueden variar de una ubicación a otra. La mayoría de los problemas de transferencia de calor que se encuentran en la práctica son de naturaleza transitoria, pero suelen analizarse bajo condiciones que se suponen estacionarias, ya que los procesos estacionarios son más fáciles de analizar y suministran respuestas a nuestras preguntas. Por ejemplo, la transferencia de calor a través de las paredes y el techo de una casa típica, nunca es estacionaria, puesto que las condiciones en el exterior, como la temperatura, la velocidad y dirección del viento, la ubicación del sol, etcétera, cambian en forma constante.

Transferencia de calor multidimensional.

Los problemas de transferencia de calor también se clasifican como unidimensionales, bidimensionales o tridimensionales, dependiendo de las magnitudes relativas de las razones de transferencia en las diferentes direcciones y del nivel de exactitud deseado. En el caso más general la transferencia de calor a través de un medio es tridimensional. Es decir, la temperatura varía a lo largo de las tres direcciones primarias dentro del medio durante el proceso de transferencia de calor. En algunos casos la temperatura en un medio varía principalmente en dos direcciones primarias y la variación de la temperatura en la tercera dirección (y, por tanto, la transferencia de calor en esa dirección) es despreciable. En ese caso, se dice que un problema de transferencia

de calor es bidimensional. Se dice que un problema de transferencia de calor es unidimensional si la temperatura en el medio varía en una sola dirección y, por tanto, el calor se transfiere en esa misma dirección; al mismo tiempo, la variación de temperatura y como consecuencia, la transferencia de calor en otras direcciones es despreciable o cero.

Generación de calor.

En un medio a través del cual se transfiere calor puede tenerse la conversión de energía mecánica, eléctrica, nuclear o química en calor (o energía térmica). En el análisis de la conducción de calor, esos procesos de conversión son caracterizados como generación de calor (o de energía térmica). Una gran cantidad de calor se genera en los elementos combustibles de los reactores nucleares, como resultado de la fisión nuclear que sirve como fuente de calor para las plantas nucleares de generación eléctrica. La desintegración natural de los elementos radiactivos en desechos nucleares o en otro material radiactivo también resulta en la generación de calor a través de todo el cuerpo. El calor generado en el sol como consecuencia de la fusión del hidrógeno para formar helio hace que el sol sea un gran reactor nuclear que suministra calor a la Tierra. Otra fuente de generación de calor en un medio son las reacciones químicas exotérmicas que pueden ocurrir en él. En este caso la reacción química sirve como una fuente de calor para el medio. Sin embargo, en el caso de las reacciones químicas endotérmicas el calor se absorbe en lugar de ser liberado y, por tanto, dicha reacción sirve como un sumidero de calor. En este caso el término generación de calor se convierte en una cantidad negativa.

A menudo también es conveniente considerar la absorción de la radiación, por ejemplo la energía solar o los rayos gamma, como generación de calor, cuando penetra profundo en el cuerpo mientras es absorbida de manera gradual. Por ejemplo, la absorción de calor en las masas grandes de agua se puede tratar como generación de calor en todo el líquido con una velocidad igual a la rapidez de absorción, que varía con

la profundidad (figura 2.56). Pero la absorción de la energía solar por un cuerpo opaco ocurre dentro de unas cuantas micras de la superficie, en este caso la energía que penetra en el medio se puede tratar como un flujo específico de calor sobre esa superficie.

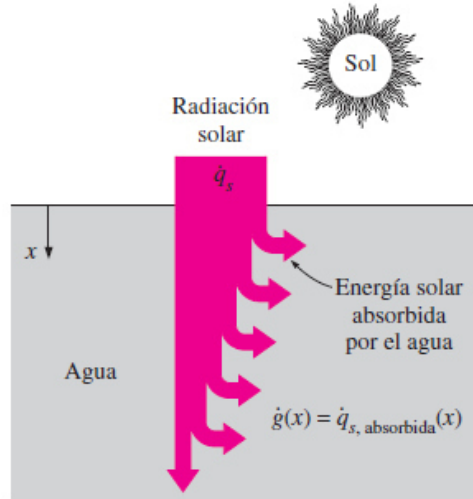


Figura 2.56 -- La absorción de la radiación solar por el agua se puede considerar como generación de calor [31].

La generación de calor es un fenómeno volumétrico. Es decir, ocurre en todo el medio. Por lo tanto, la velocidad de generación de calor en un medio suele especificarse por unidad de volumen y se denota por \dot{e}_{gen} , cuya unidad es el W/m^3 o $\text{Btu/h} \cdot \text{ft}^3$. La velocidad de generación de calor en un medio puede variar con el tiempo y con la posición dentro de él. Cuando se conoce la variación de la generación de calor con la posición, la velocidad total de esa generación en un medio de volumen V se puede determinar a partir de:

$$\dot{E}_{\text{gen}} = \int_V \dot{e}_{\text{gen}} dV \quad (\text{W}) \quad (2-5)$$

En el caso especial de una generación uniforme de calor, como en el caso del calentamiento por resistencia eléctrica en todo un material homogéneo, la relación de la ecuación (2-5) se reduce a $\dot{E}_{\text{gen}} = \dot{e}_{\text{gen}} V$, en donde \dot{e}_{gen} es la velocidad constante de generación del calor por unidad de volumen.

2.4.6 Ecuación unidimensional de la conducción de calor.

Considerando la conducción de calor a través de una pared plana grande, como la de una casa, el vidrio de una ventana de una sola hoja, la placa metálica de la base de una plancha, un tubo para vapor de agua de hierro fundido, un elemento cilíndrico de combustible nuclear, una resistencia eléctrica de alambre, la pared de un recipiente esférico o una bola metálica que está siendo templada por inmersión o revenida. La conducción de calor en estas y muchas otras configuraciones geométricas se puede considerar unidimensional, ya que la conducción a través de ellas será dominante en una dirección y despreciable en las demás. Enseguida, se desarrollará la ecuación unidimensional de la conducción de calor en coordenadas rectangulares, cilíndricas y esféricas.

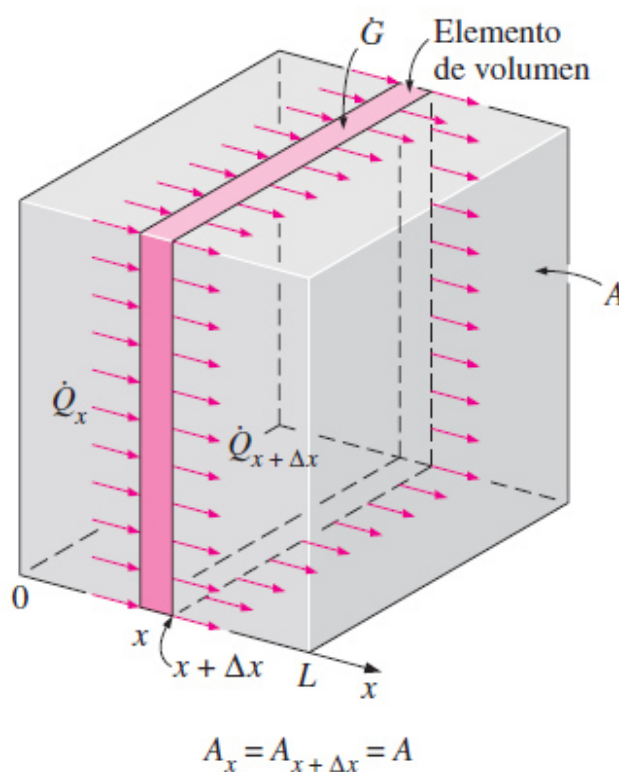


Figura 2.57 -- Conducción unidimensional de calor a través de un elemento de volumen en una pared plana grande [31].

Ecuación de la conducción de calor en una pared plana grande.

Considere un elemento delgado de espesor Δx en una pared plana grande, como se muestra en la figura 2.57. Suponga que la densidad de la pared es ρ , el calor específico es C y el área de la pared perpendicular a la dirección de transferencia de calor es A . Un balance de energía sobre este elemento delgado, durante un pequeño intervalo de tiempo Δt , se puede expresar como:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción} \\ \text{del calor en } x \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción del} \\ \text{calor en } x + \Delta x \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Velocidad de} \\ \text{generación} \\ \text{de calor en} \\ \text{el interior del} \\ \text{elemento} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Razón} \\ \text{de cambio del} \\ \text{contenido} \\ \text{de energía del} \\ \text{elemento} \end{array} \right)$$

O bien,

$$\dot{Q}_x - \dot{Q}_{x+\Delta x} + \dot{E}_{\text{gen, elemento}} = \frac{\Delta E_{\text{elemento}}}{\Delta t} \quad (2-6)$$

Pero el cambio en el contenido de energía interna del elemento y la velocidad de generación de calor dentro del elemento se pueden expresar como:

$$\Delta E_{\text{elemento}} = E_{t+\Delta t} - E_t = mc(T_{t+\Delta t} - T_t) = \rho c A \Delta x (T_{t+\Delta t} - T_t) \quad (2-7)$$

$$\dot{E}_{\text{gen, elemento}} = \dot{e}_{\text{gen}} V_{\text{elemento}} = \dot{e}_{\text{gen}} A \Delta x \quad (2-8)$$

Al sustituir en la ecuación (2-6), se obtiene:

$$\dot{Q}_x - \dot{Q}_{x+\Delta x} + \dot{e}_{\text{gen}} A \Delta x = \rho c A \Delta x \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} \quad (2-9)$$

Al dividir entre $A \Delta x$ da:

$$-\frac{1}{A} \frac{\dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_x}{\Delta x} + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} \quad (2-10)$$

Al tomar el límite cuando $\Delta x \rightarrow 0$ y $\Delta t \rightarrow 0$ se obtiene:

$$\frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x} \left(kA \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-11)$$

Por la definición de derivada y a partir de la ley de Fourier de la conducción del calor:

$$\lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{\dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_x}{\Delta x} = \frac{\partial \dot{Q}}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(-kA \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (2-12)$$

Dado que el área A es constante para una pared plana, la ecuación unidimensional de conducción de calor en régimen transitorio en una pared de ese tipo queda:

Conductividad variable:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-13)$$

En general, la conductividad térmica k de un material depende de la temperatura T (y, por lo tanto, de x) y, por consiguiente, no se puede extraer de la derivada. No obstante, en la mayor parte de las aplicaciones prácticas se puede suponer que la conductividad térmica permanece constante en algún valor promedio. En ese caso, la ecuación antes dada se reduce a:

Conductividad constante.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-14)$$

Donde la propiedad $\alpha = k/\rho C_p$ es la difusividad térmica del material y representa la velocidad con que se propaga el calor a través del mismo. Ésta se reduce a las formas siguientes en condiciones específicas (figura 2.58):

$$\begin{array}{ll} 1) \text{ Régimen estacionario} & \frac{d^2T}{dx^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = 0 \quad (2-15) \\ (\partial/\partial t = 0) & \end{array}$$

$$\begin{array}{ll} 2) \text{ Régimen transitorio, sin generación de calor:} & \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-16) \\ (e_{\text{gen}} = 0) & \end{array}$$

$$\begin{array}{ll} 3) \text{ Régimen estacionario, sin generación de calor:} & \frac{d^2T}{dx^2} = 0 \quad (2-17) \\ (\partial/\partial t = 0 \text{ y } e_{\text{gen}} = 0) & \end{array}$$

Se reemplazan las derivadas parciales por derivadas ordinarias en el caso de conducción unidimensional y estable de calor, ya que son idénticas cuando dicha función depende de una sola variable [$T = T(x)$, en este caso].

General, unidimensional:

Sin generación	Estado estable
-------------------	-------------------

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t}$$

Estado estable, unidimensional:

$$\frac{d^2 T}{dx^2} = 0$$

Figura 2.58 -- Simplificación de la ecuación unidimensional de conducción de calor en una pared plana, para el caso de conductividad constante en estado estable, sin generación de calor [31].

Ecuación de la conducción de calor en un cilindro largo.

Considere ahora un elemento delgado con forma de casco cilíndrico, de espesor Δr , en un cilindro largo, como se muestra en la figura 2.59. Suponga que la densidad del cilindro es ρ , el calor específico es C y la longitud es L . El área del cilindro, normal a la dirección de transferencia de calor en cualquier lugar, es $A = 2\pi rL$, en donde r es el valor del radio en ese lugar. Note que el área A de la transferencia de calor depende de r en este caso y, por tanto, varía con el lugar. Un balance de energía sobre este elemento delgado con forma de casco cilíndrico, durante un pequeño intervalo de tiempo Δt , se puede expresar como:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción} \\ \text{del calor en } r \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción del} \\ \text{calor en } r + \Delta r \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Velocidad de} \\ \text{generación} \\ \text{de calor en} \\ \text{el interior del} \\ \text{elemento} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Razón} \\ \text{de cambio del} \\ \text{contenido} \\ \text{de energía del} \\ \text{elemento} \end{array} \right) \quad \text{O}$$

bien,

$$\dot{Q}_r - \dot{Q}_{r+\Delta r} + \dot{E}_{\text{gen, elemento}} = \frac{\Delta E_{\text{elemento}}}{\Delta t} \quad (2-18)$$

El cambio en el contenido de energía del elemento y la velocidad de generación de calor dentro del mismo se pueden expresar como:

$$\Delta E_{\text{elemento}} = E_{t+\Delta t} - E_t = mc(T_{t+\Delta t} - T_t) = \rho c A \Delta r (T_{t+\Delta t} - T_t) \quad (2-19)$$

$$\dot{E}_{\text{gen, elemento}} = \dot{e}_{\text{gen}} V_{\text{elemento}} = \dot{e}_{\text{gen}} A \Delta r \quad (2-20)$$

Al sustituir en la ecuación (2-18), se obtiene:

$$\dot{Q}_r - \dot{Q}_{r+\Delta r} + \dot{e}_{\text{gen}} A \Delta r = \rho c A \Delta r \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} \quad (2-21)$$

Donde $A =$

$$2\pi rL$$

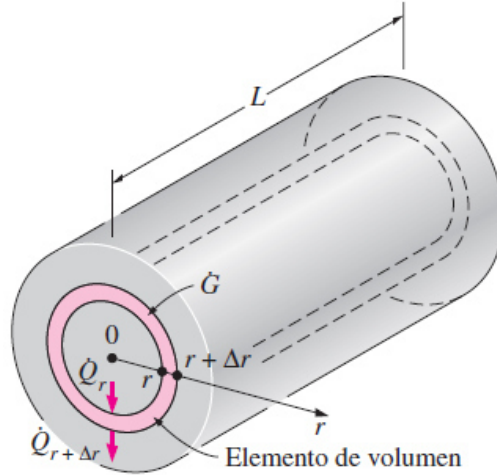


Figura 2.59 -- Conducción unidimensional del calor a través de un elemento de volumen en un cilindro largo [31].

Puesto que el área de transferencia de calor en este caso es $A = 2\pi rL$, la ecuación unidimensional de conducción de calor en régimen transitorio en un cilindro queda:

Conductividad variable:
$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(rk \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-25)$$

Para el caso de conductividad térmica constante, la ecuación anterior se reduce a:

Conductividad constante:
$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-26)$$

Donde una vez más la propiedad $\alpha = k/\rho C_p$ es la difusividad térmica del material. En condiciones especificadas, la ecuación 2-26 se reduce a las formas siguientes (figura 2.60):

1) Régimen estacionario

(2-27)

$$(\partial/\partial t = 0)$$

2) Régimen transitorio, sin generación de calor: (2-28)

$$(e_{\text{gen}} = 0)$$

3) Régimen estacionario, sin generación de calor: (2-29)

$$(\partial/\partial t = 0 \text{ y } e_{\text{gen}} = 0)$$

Una vez más, se reemplazan las derivadas parciales por derivadas ordinarias en el caso de la conducción unidimensional y estacionaria de calor, ya que son idénticas cuando dicha función depende de una sola variable [$T = T(r)$, en este caso].

a) La forma que es fácil de integrar

$$\frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = 0$$

b) La forma alternativa equivalente

$$r \frac{d^2 T}{dr^2} + \frac{dT}{dr} = 0$$

Figura 2.60 -- Dos formas equivalentes de la ecuación diferencial para la conducción unidimensional y estacionaria de calor en un cilindro, sin generación de calor [31].

Ecuación de la conducción de calor en una esfera

Considere ahora una esfera con densidad ρ , calor específico C_p y radio exterior R . El área de la esfera normal a la dirección de transferencia de calor, en cualquier lugar, es $A = 4\pi r^2$, en donde r es el valor del radio en ese lugar. Note que, en este caso, el área de transferencia de calor A , depende de r y, por tanto, varía con la ubicación. Al considerar un elemento con forma de casco esférico delgado de espesor Δr y repetir el procedimiento descrito con anterioridad para el cilindro, usando $A = 4\pi r^2$ en lugar de A

$= 2\pi rL$, la ecuación unidimensional de conducción de calor en régimen transitorio para una esfera se determina que es (figura 2.61)

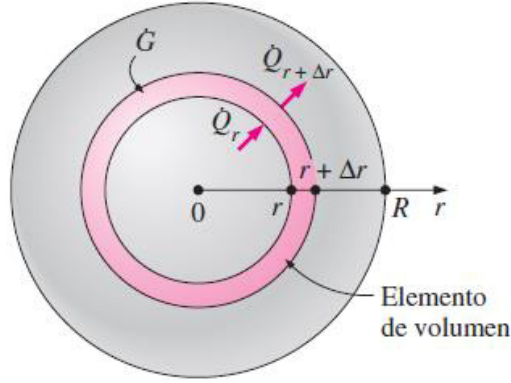


Figura 2.61 -- Conducción unidimensional de calor a través de un elemento de volumen en una esfera [31].

Conductividad variable:
$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-30)$$

La cual en el caso de conductividad térmica constante, se reduce a

Conductividad constante:
$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-31)$$

En donde, una vez más, la propiedad $\alpha = k/\rho C_p$ es la difusividad térmica del material. En condiciones especificadas, se reduce a las formas siguientes:

- 1) *Régimen estacionario:*
($\partial/\partial t = 0$)
$$\frac{1}{r^2} \frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{dT}{dr} \right) + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = 0$$
- 2) *Régimen transitorio, sin generación de calor:*
($\dot{e}_{\text{gen}} = 0$)
$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-32)$$
- 3) *Régimen estacionario, sin generación de calor:*
($\partial/\partial t = 0$ y $\dot{e}_{\text{gen}} = 0$)
$$\frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{dT}{dr} \right) = 0 \quad \text{o} \quad r \frac{d^2 T}{dr^2} + 2 \frac{dT}{dr} = 0$$

(2-33)

(2-34)

Donde de nuevo, se reemplazan las derivadas parciales por derivadas ordinarias en el caso de conducción unidimensional y estacionaria de calor.

Ecuación unidimensional combinada de la conducción de calor.

Un examen de las ecuaciones unidimensionales de conducción de calor en régimen transitorio, para la pared plana, el cilindro y la esfera, revela que las tres se pueden expresar en una forma compacta como,

$$\frac{1}{r^n} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^n k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-35)$$

Donde $n = 0$ para una pared plana, $n = 1$ para un cilindro y $n = 2$ para una esfera. En el caso de una pared plana se acostumbra reemplazar la variable r por x . Esta ecuación se puede simplificar para los casos de régimen estacionario o sin generación de calor como se describe con anterioridad.

2.4.7 Ecuación general de conducción de calor.

La mayor parte de los problemas de transferencia de calor que se encuentran en la práctica se pueden aproximar como si fueran unidimensionales, y en este texto se tratará principalmente con ese tipo de problemas. No siempre es el caso y a veces se necesita considerar la transferencia de calor también en otras direcciones. En esos casos se dice que la conducción de calor es multidimensional; en esta sección se desarrollará la

ecuación diferencial que rige tales sistemas, en coordenadas rectangulares, cilíndricas y esféricas.

Coordenadas rectangulares.

Considere un pequeño elemento rectangular de longitud Δx , ancho Δy y una altura Δz , como se muestra en la figura 2.62. Suponga que la densidad del cuerpo es ρ y el calor específico es C . Un balance de energía sobre este elemento, durante un pequeño intervalo de tiempo Δt , se puede expresar como

$$\left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción del} \\ \text{calor en } x, y \text{ y } z \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{Razón de} \\ \text{conducción del} \\ \text{calor en } x + \Delta x, \\ y + \Delta y \text{ y } z + \Delta z \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Velocidad de} \\ \text{generación} \\ \text{de calor en} \\ \text{el interior del} \\ \text{elemento} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Razón} \\ \text{de cambio del} \\ \text{contenido} \\ \text{de energía del} \\ \text{elemento} \end{array} \right)$$

O bien,

$$\dot{Q}_x + \dot{Q}_y + \dot{Q}_z - \dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_{y+\Delta y} - \dot{Q}_{z+\Delta z} + \dot{E}_{\text{gen, elemento}} = \frac{\Delta E_{\text{element}}}{\Delta t} \quad (2-36)$$

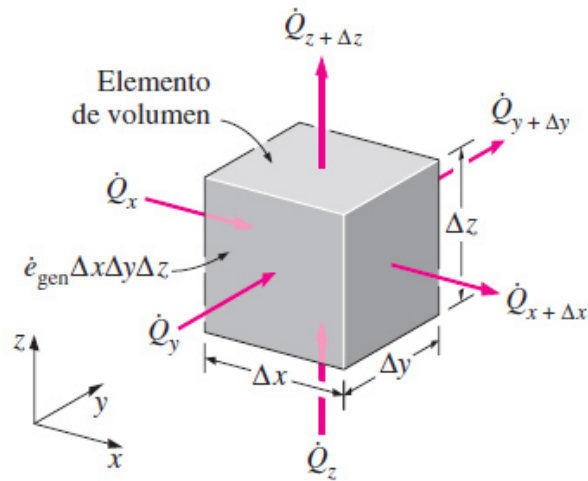


Figura 2.62 -- Conducción tridimensional del calor a través de un elemento rectangular de volumen [31].

Dado que el volumen del elemento es V_{elemento} , el cambio en el contenido de energía en dicho elemento y la velocidad de generación de calor dentro del mismo se pueden expresar como:

$$\begin{aligned}\Delta E_{\text{elemento}} &= E_{t+\Delta t} - E_t = mc(T_{t+\Delta t} - T_t) = \rho c \Delta x \Delta y \Delta z (T_{t+\Delta t} - T_t) \\ \dot{E}_{\text{gen, elemento}} &= \dot{e}_{\text{gen}} V_{\text{elemento}} = \dot{e}_{\text{gen}} \Delta x \Delta y \Delta z\end{aligned}$$

Si se sustituye en la ecuación 2-36 se obtiene:

$$\dot{Q}_x + \dot{Q}_y + \dot{Q}_z - \dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_{y+\Delta y} - \dot{Q}_{z+\Delta z} + \dot{e}_{\text{gen}} \Delta x \Delta y \Delta z = \rho c \Delta x \Delta y \Delta z \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t}$$

Al dividir entre $\Delta x \Delta y \Delta z$ da:

$$-\frac{1}{\Delta y \Delta z} \frac{\dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_x}{\Delta x} - \frac{1}{\Delta x \Delta z} \frac{\dot{Q}_{y+\Delta y} - \dot{Q}_y}{\Delta y} - \frac{1}{\Delta x \Delta y} \frac{\dot{Q}_{z+\Delta z} - \dot{Q}_z}{\Delta z} + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} \quad (2-37)$$

Dado que las áreas de transferencia de calor del elemento para la conducción de ese calor en las direcciones x , y , z ; son $A_x = \Delta y \Delta z$, $A_y = \Delta x \Delta z$ y $A_z = \Delta x \Delta y$, respectivamente, y tomando el límite cuando Δx , Δy , Δz y $\Delta t \rightarrow 0$, se obtiene

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-38)$$

Por la definición de derivada y a partir de la ley de Fourier de la conducción de calor,

$$\begin{aligned}\lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta y \Delta z} \frac{\dot{Q}_{x+\Delta x} - \dot{Q}_x}{\Delta x} &= \frac{1}{\Delta y \Delta z} \frac{\partial \dot{Q}_x}{\partial x} = \frac{1}{\Delta y \Delta z} \frac{\partial}{\partial x} \left(-k \Delta y \Delta z \frac{\partial T}{\partial x} \right) = -\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \\ \lim_{\Delta y \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta x \Delta z} \frac{\dot{Q}_{y+\Delta y} - \dot{Q}_y}{\Delta y} &= \frac{1}{\Delta x \Delta z} \frac{\partial \dot{Q}_y}{\partial y} = \frac{1}{\Delta x \Delta z} \frac{\partial}{\partial y} \left(-k \Delta x \Delta z \frac{\partial T}{\partial y} \right) = -\frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \\ \lim_{\Delta z \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta x \Delta y} \frac{\dot{Q}_{z+\Delta z} - \dot{Q}_z}{\Delta z} &= \frac{1}{\Delta x \Delta y} \frac{\partial \dot{Q}_z}{\partial z} = \frac{1}{\Delta x \Delta y} \frac{\partial}{\partial z} \left(-k \Delta x \Delta y \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -\frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)\end{aligned}$$

La ecuación general de conducción de calor en coordenadas rectangulares es la 2-38. En el caso de conductividad térmica constante, se reduce a:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-39)$$

Donde, una vez más, la propiedad $\alpha = k/\rho C_p$ es la difusividad térmica del material. La ecuación 2-39 se conoce como ecuación de Fourier-Biot y, en condiciones especificadas, se reduce a estas formas:

$$\begin{array}{ll} 1) \text{ Régimen transitorio:} & \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = 0 \\ \text{(llamada ecuación de Poisson)} & \end{array} \quad (2-40)$$

$$\begin{array}{ll} 2) \text{ Régimen transitorio,} & \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \\ \text{sin generación de calor:} & \\ \text{(llamada ecuación de difusión)} & \end{array} \quad (2-41)$$

$$\begin{array}{ll} 3) \text{ Régimen transitorio,} & \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \\ \text{sin generación de calor:} & \\ \text{(llamada ecuación de Laplace)} & \end{array} \quad (2-42)$$

Note que en el caso especial de transferencia de calor unidimensional en la dirección x, las derivadas con respecto a “y” y a “z” se cancelan y las ecuaciones antes dadas se reducen a las desarrolladas en la sección anterior para una pared plana (figura 2.63).

$$\begin{array}{l}
 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{e}_{\text{gen}}}{k} = 0 \\
 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \\
 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0
 \end{array}$$

Figura 2.63 -- Las ecuaciones tridimensionales de conducción de calor se reducen a las unidimensionales cuando la temperatura varía solo en una dimensión [31].

Coordenadas cilíndricas.

Se puede obtener la ecuación general de conducción de calor en coordenadas cilíndricas a partir de un balance de energía sobre un elemento de volumen en coordenadas cilíndricas, el cual se muestra en la figura 2.64, siguiendo los pasos que acaban de describirse. También se puede obtener directamente de la ecuación 2-38, por transformación de coordenadas, usando las relaciones siguientes entre las coordenadas de un punto en los sistemas de coordenadas rectangulares y cilíndricas:

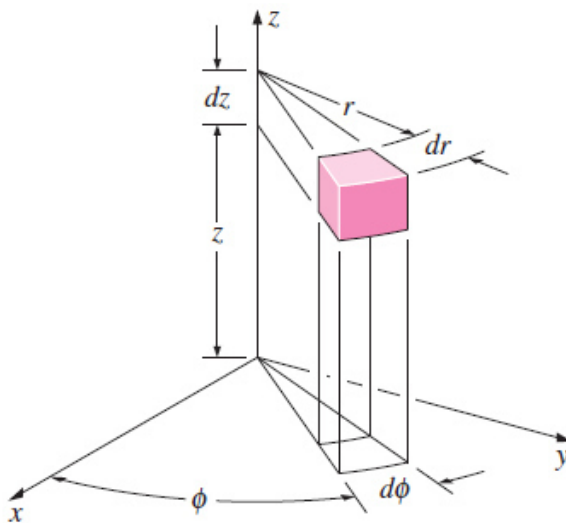


Figura 2.64 -- Un elemento diferencial de volumen en coordenadas cilíndricas [31].

$$x = r \cos \phi, \quad y = r \sin \phi \quad y \quad z = z$$

Despues de largas manipulaciones, se obtiene;

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \phi} \left(kr \frac{\partial T}{\partial \phi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-43)$$

Coordenadas esféricas.

Se puede obtener la ecuación general de conducción de calor en coordenadas esféricas a partir de un balance de energía sobre un elemento de volumen en coordenadas esféricas, el cual se muestra en la figura 2.65, siguiendo los pasos que acaban de describirse. También se puede obtener directamente de la ecuación 2-38, por transformación de coordenadas, usando las relaciones siguientes entre las coordenadas de un punto en los sistemas de coordenadas rectangulares y esféricas:

$$x = r \cos \phi \sin \theta, \quad y = r \sin \phi \sin \theta \quad y \quad z = r \cos \theta$$

Despues de largas manipulaciones, se obtiene:

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin^2 \theta} \frac{\partial}{\partial \phi} \left(k \frac{\partial T}{\partial \phi} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \sin \theta \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \dot{e}_{\text{gen}} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-44)$$

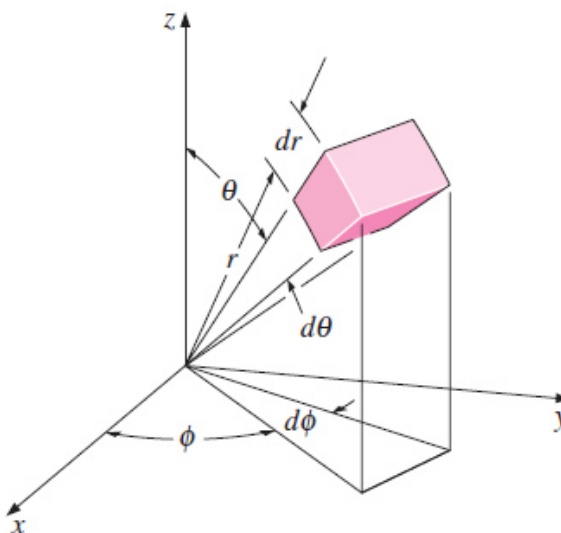


Figura 2.65 -- Un elemento diferencial de volumen en coordenadas esféricas [31].

2.4.8 CONDICIONES DE FRONTERA E INICIALES.

Las ecuaciones diferenciales no incorporan información relacionada con las condiciones sobre las superficies, como la temperatura de la superficie o un flujo específico de calor. Sin embargo, se sabe que el flujo de calor y la distribución de temperatura en un medio dependen de las condiciones en las superficies, y la descripción completa de un problema de transferencia de calor en un medio tiene que incluir las condiciones térmicas en las superficies limítrofes del mismo. La expresión matemática de las condiciones térmicas en las fronteras se llama condiciones de frontera.

Desde un punto de vista matemático, resolver una ecuación diferencial es, en esencia, un proceso de eliminar derivadas, o sea, un proceso de integración, por lo tanto es típico que la solución de una ecuación diferencial comprenda constantes arbitrarias (figura 2.66). Se deduce que para obtener una solución única para un problema, se necesita especificar más que sólo la ecuación diferencial que lo rige. Es necesario fijar algunas condiciones (como el valor de la función o de sus derivadas en algún valor de la variable independiente) de modo que al forzar a la solución a que satisfaga tales condiciones en puntos específicos arrojará valores únicos para las constantes arbitrarias

y, por tanto, una solución única. Pero puesto que la ecuación diferencial no tiene lugar para la información o condiciones adicionales, se necesita suministrarlas por separado en la forma de condiciones iniciales o de frontera.

La ecuación diferencial:

$$\frac{d^2T}{dx^2} = 0$$

Solución general:

$$T(x) = C_1x + C_2$$

↗ ↘
Constantes arbitrarias

Algunas soluciones específicas:

$$\begin{aligned} T(x) &= 2x + 5 \\ T(x) &= -x + 12 \\ T(x) &= -3 \\ T(x) &= 6.2x \\ &\vdots \end{aligned}$$

Figura 2.66 -- La solución general de una ecuación diferencial típica comprende constantes arbitrarias y, por tanto, un número infinito de soluciones [31].

Condición de frontera de temperatura específica.

La temperatura de una superficie expuesta suele ser mensurable directamente y con facilidad. Por lo tanto, una de las maneras más fáciles de especificar las condiciones térmicas sobre una superficie es mediante la temperatura. Por ejemplo, para una transferencia unidimensional de calor a través de una pared plana de espesor L , las condiciones en la frontera de temperatura específica se pueden expresar como (figura 2.67).

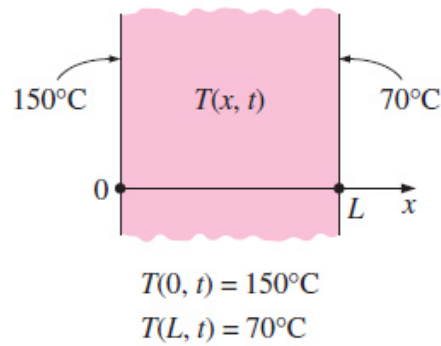


Figura 2.67 -- Condiciones de frontera de temperatura especificada en ambas superficies de una pared plana [31].

$$\begin{aligned} T(0, t) &= T_1 \\ T(L, t) &= T_2 \end{aligned} \quad (2-46)$$

Donde T_1 y T_2 son las temperaturas específicas en las superficies en $x = 0$ y $x = L$, respectivamente. Las temperaturas específicas pueden ser constantes, como en el caso de la conducción estable de calor, o pueden variar con el tiempo.

Condición de frontera de flujo específico de calor.

Cuando existe información suficiente acerca de las interacciones de energía en una superficie, puede ser posible determinar la velocidad de transferencia de calor y, por tanto, el flujo de calor, q (velocidad de transferencia de calor por unidad de área superficial, W/m^2), sobre esa superficie, y se puede usar esta información como una de las condiciones en la frontera. El flujo de calor en la dirección positiva x , en cualquier lugar del medio, incluidas las fronteras, se puede expresar por la ley de Fourier de la conducción de calor como:

$$\dot{q} = -k \frac{\partial T}{\partial x} = \left(\begin{array}{l} \text{Flujo de calor en la} \\ \text{dirección positiva } x \end{array} \right) \quad (\text{W/m}^2) \quad (2-47)$$

Entonces se obtiene la condición de frontera, en una de las fronteras, al hacer el flujo específico de calor igual a $-k(\partial T/\partial x)$ en esa frontera. El signo del flujo específico de calor se determina por inspección: positivo, si el flujo de calor es en la dirección positiva del eje coordenado y negativo, si lo es en la dirección opuesta. Notar que es en extremo importante tener el signo correcto para el flujo específico de calor, ya que el signo erróneo invertirá la dirección de la transferencia de calor y hará que la ganancia de éste se interprete como pérdida (figura 2.68).

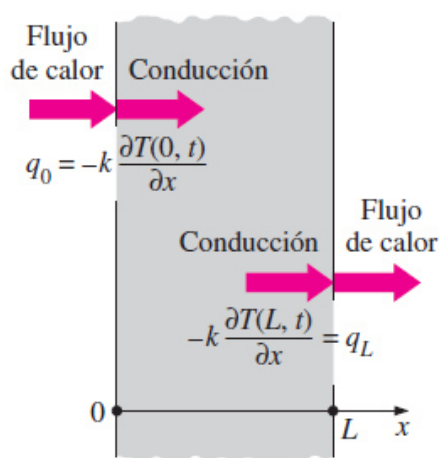


Figura 2.68 -- Condiciones de frontera de flujo de calor específico en ambas superficies de una pared plana [31].

Por ejemplo, para una placa de espesor L sujeta a un flujo de calor de 50 W/m^2 hacia su interior desde ambos lados, las condiciones de frontera de flujo específico de calor se pueden expresar como:

$$-k \frac{\partial T(0, t)}{\partial x} = 50 \quad \text{y} \quad -k \frac{\partial T(L, t)}{\partial x} = -50 \quad (2-48)$$

El flujo de calor en la superficie en x es en la dirección negativa x y, por tanto, es -50 W/m^2 .

Condición de convección de frontera.

La condición de convección de frontera se basa en un balance de energía superficial expresado como:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Conducción de calor} \\ \text{en la superficie en una} \\ \text{dirección seleccionada} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Convección de calor} \\ \text{en la superficie en la} \\ \text{misma dirección} \end{array} \right)$$

Para la transferencia de calor unidimensional en la dirección x , en una placa de espesor L , las condiciones de frontera sobre ambas superficies se pueden expresar como:

$$-k \frac{\partial T(0, t)}{\partial x} = h_1 [T_{\infty 1} - T(0, t)] \quad (2-51a)$$

Y:

$$-k \frac{\partial T(L, t)}{\partial x} = h_2 [T(L, t) - T_{\infty 2}] \quad (2-51b)$$

Donde h_1 y h_2 son los coeficientes de transferencia de calor por convección y $T_{\infty 1}$ y $T_{\infty 2}$ son las temperaturas de los medios circundantes sobre los dos lados de la placa, como se muestra en la figura 2.69.

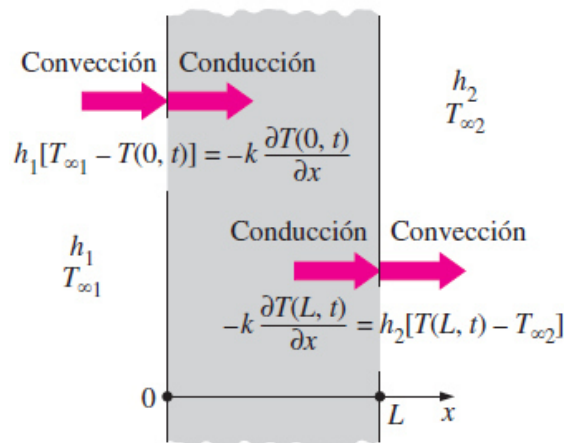


Figura 2.69 -- Condiciones de frontera de convección sobre las dos superficies de una pared plana [31].

Al escribir las ecuaciones (2-51 a y b) para las condiciones de convección de frontera se ha seleccionado la dirección de la transferencia de calor como la x positiva en ambas superficies. Pero esas expresiones son aplicables por igual cuando la transferencia de calor es en la dirección opuesta, en una o en las dos superficies, ya que la inversión de la dirección de la transferencia de calor en una superficie simplemente invierte los signos de los términos tanto de conducción como de convección. Esto es equivalente a multiplicar una ecuación por -1 , lo cual no tiene efecto sobre la igualdad (figura 2.70).

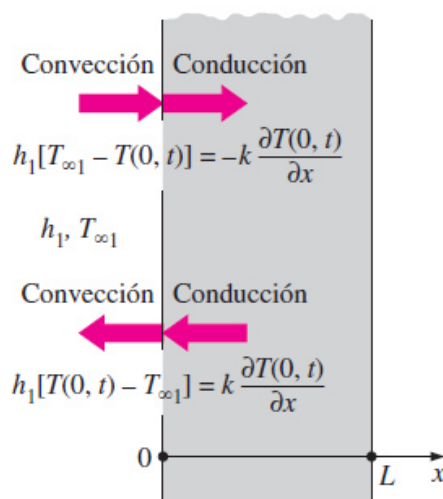


Figura 2.70 -- La dirección supuesta de la transferencia de calor en una frontera no tiene efecto sobre la expresión de la condición en la frontera [31].

Cabe mencionar que una superficie tiene espesor cero y, por tanto, no tiene masa, y no puede almacenar energía. Por lo tanto, todo el calor neto que entra en la superficie desde uno de los lados debe salir de ella por el otro lado. La condición de convección de frontera simplemente expresa que el calor sigue fluyendo de un cuerpo al medio circundante a la misma velocidad y sólo cambia de vehículos en la superficie, de conducción a convección (o viceversa, en la otra dirección).

Si no se conocen las temperaturas superficiales $T(0, t)$ y $T(L, t)$ (si se conocieran, simplemente se usarían como la temperatura específica en la condición de frontera sin tomar en cuenta la convección). Pero se puede determinar una temperatura superficial una vez que se obtiene la solución $T(x, t)$, sustituyendo en la solución el valor de x en esa superficie.

Condición de radiación de frontera.

Una superficie de transferencia de calor está rodeada por un espacio vacío y, por tanto, no se tiene transferencia por convección entre la superficie y el medio circundante. En esos casos la radiación se convierte en el único mecanismo de transferencia de calor entre la superficie y los alrededores. Utilizando un balance de energía, la condición de radiación de frontera sobre una superficie se puede expresar como:

$$\left(\begin{array}{l} \text{Conducción de calor} \\ \text{en la superficie, en una} \\ \text{dirección seleccionada} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{Intercambio de radiación} \\ \text{en la superficie, en la} \\ \text{misma dirección} \end{array} \right)$$

Para una transferencia unidimensional de calor en la dirección x , en una placa de espesor L , las condiciones de radiación de frontera sobre ambas superficies se pueden expresar como (figura 2.71).

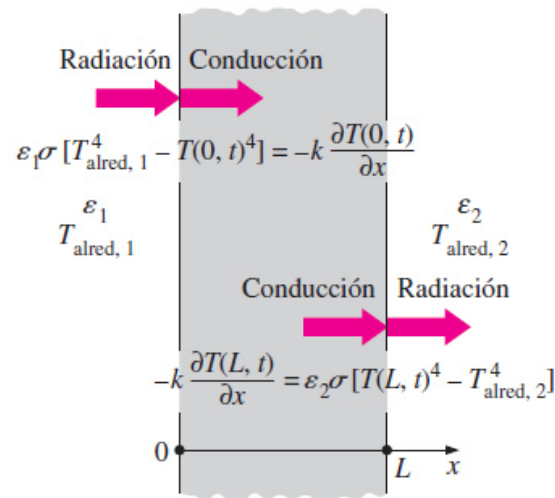


Figura 2.71 -- Condiciones de frontera de radiación sobre ambas superficies de una pared plana [31].

$$-k \frac{\partial T(0, t)}{\partial x} = \varepsilon_1 \sigma [T_{\text{alred}, 1}^4 - T(0, t)^4] \quad (2-52a)$$

Y:

$$-k \frac{\partial T(L, t)}{\partial x} = \varepsilon_2 \sigma [T(L, t)^4 - T_{\text{alred}, 2}^4] \quad (2-52b)$$

Donde ε_1 y ε_2 son las emisividades de las superficies frontera, $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ es la constante de Stefan-Boltzmann y $T_{\text{alred}, 1}$ y $T_{\text{alred}, 2}$ son las temperaturas promedio de las superficies circundantes de los dos lados de la placa, respectivamente. Note que las temperaturas en los cálculos de radiación deben expresarse en K o R (no en °C o °F).

La condición de radiación de frontera involucra la cuarta potencia de la temperatura y, por tanto, es una condición no lineal. Como resultado, la aplicación de esta condición de frontera conduce a potencias de los coeficientes desconocidos, lo cual hace que sea difícil determinarlos. Por lo tanto, resulta tentador ignorar el intercambio de

radiación en una superficie durante un análisis de transferencia de calor con el fin de evitar las complicaciones asociadas con la no linealidad. Éste es en especial el caso cuando la transferencia de calor en la superficie está dominada por la convección y el papel de la radiación es pequeño.

Condición de frontera en la interfase.

Algunos cuerpos están formados por capas de materiales diferentes y la resolución de un problema de transferencia de calor en un medio de ese tipo requiere determinar la transferencia en cada capa. Esto, a su vez, requiere la especificación de las condiciones de frontera en cada interfase.

Las condiciones de frontera en una interfase se basan en los requisitos de que 1) los dos cuerpos en contacto deben tener la misma temperatura en el área de contacto y 2) una interfase (que es una superficie) no puede almacenar energía y, por tanto, el flujo de calor sobre ambos lados de la interfase debe ser el mismo. Las condiciones de frontera en la interfase de dos cuerpos A y B, en contacto perfecto en $x = x_0$ se pueden expresar como (figura 2.72).

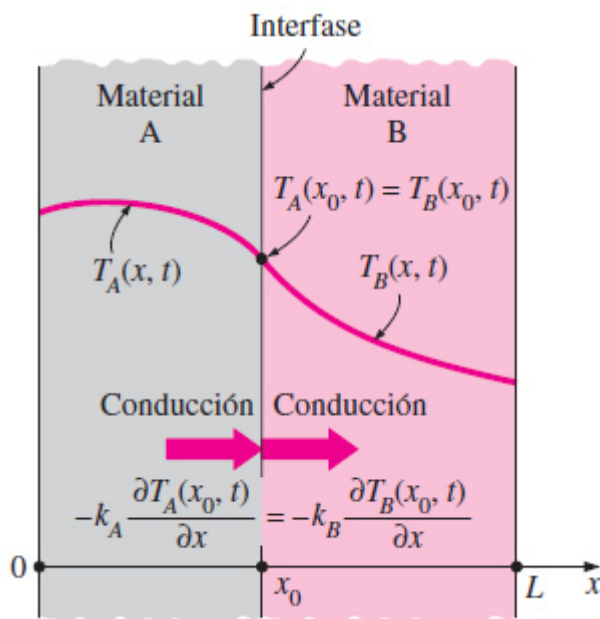


Figura 2.72 -- Condiciones de frontera en la interfase de dos cuerpos en contacto perfecto [31].

$$T_A(x_0, t) = T_B(x_0, t) \quad (2-53)$$

Y:

$$-k_A \frac{\partial T_A(x_0, t)}{\partial x} = -k_B \frac{\partial T_B(x_0, t)}{\partial x} \quad (2-54)$$

Donde k_A y k_B son las conductividades térmicas de las capas A y B, respectivamente.

Condición de frontera generalizada.

Una superficie puede comprender convección, radiación y flujo especificado de calor simultáneamente. En esos casos se obtiene una vez más la condición de frontera a partir de un balance de energía superficial, expresado como transferencia de calor hacia la superficie en todos los modos.

2.4.9 Conductividad térmica.

La conductividad térmica de un material varía con la temperatura (figura 2.73).

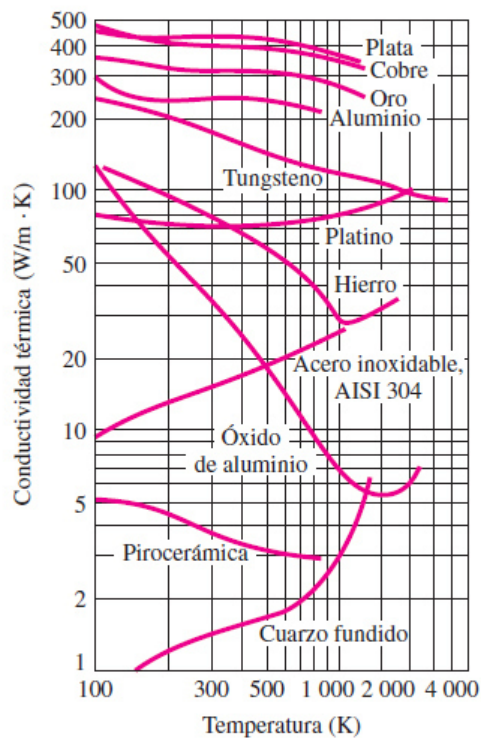


Figura 2.73 -- Variación de la conductividad térmica de algunos sólidos con la temperatura [31].

Cuando se conoce la variación de la conductividad térmica con la temperatura, $k(T)$, se puede determinar el valor promedio de la conductividad térmica en el rango de temperaturas entre T_1 y T_2 , a partir de:

$$k_{\text{prom}} = \frac{\int_{T_1}^{T_2} k(T) dT}{T_2 - T_1} \quad (2-75)$$

Esta relación se basa en el requisito de que la razón de la transferencia de calor a través de un medio con conductividad térmica promedio constante k_{prom} es igual a la razón de transferencia a través del mismo medio con conductividad variable $k(T)$.

En el caso de conductividad térmica constante $k(T) = k$, la ecuación (2-75) se reduce a $k_{\text{prom}} = k$.

CAPÍTULO 3

EXPERIMENTACIÓN

3.1 Introducción.

A continuación, se describe la metodología experimental con que se obtuvo información para desarrollar el trabajo de investigación. En primera instancia, por mediciones físicas obtenidas directamente del proceso de fundición utilizando moldes instrumentados tipo “wedges”; así como en piezas de producción (cabezas y monoblocks), vaciando con diferentes composiciones químicas, variando el contenido de silicio, cobre, hierro y estroncio en aleaciones de aluminio hipo eutécticas. Posteriormente, por medio de técnicas de optimización en el proceso de llenado y solidificación, se calcularon los coeficientes de transferencia de calor, se realizaron los análisis de defectos y de propiedades mecánicas de las piezas vaciadas y, finalmente, la aplicación en el diseño de moldes y la eliminación de defectos de fundición, correlacionando los resultados de simulación y la realidad.

3.2 Aleaciones de aluminio a analizar.

Se generó una base de datos teórica para analizarse en el programa de simulación Magmasoft®, de 72 aleaciones de aluminio hipo eutécticas (A0001, A002...A0072), variando las composiciones químicas de los aleantes Si, Cu, Fe y Sr, con la finalidad de analizar el comportamiento teórico de la variación de los elementos aleantes en las propiedades que afectan directamente la conducción de calor en el proceso de solidificación. Las propiedades termo físicas en función de la temperatura de las aleaciones se obtuvieron mediante el software JMatPro® (densidad, conductividad, capacidad calorífica, fracción sólida, difusividad, entre otras).

En la etapa experimental se prepararon 12 diferentes aleaciones de las 72 generadas en la base de datos, incluyendo las aleaciones correspondientes a los productos de cabezas y monoblocks en producción (Tabla 3.1). Con color rojo están indicadas las aleaciones que se emplearon en el presente estudio.

Tabla 3.1 – Aleaciones a analizar según su componente a variar.

Si				Cu		Fe	Sr
A0001	A0011	A0021	A0031	A0037	A0047	A0056	A0066
A0002	A0012	A0022	A0032	A0038	A0048	A0057	A0067
A0003	A0013	A0023	A0033	A0039	A0049	A0058	A0068
A0004	A0014	A0024	A0034	A0040	A0050	A0059	A0069
A0005	A0015	A0025	A0035	A0041	A0051	A0060	A0070
A0006	A0016	A0026	A0036	A0042	A0052	A0061	A0071
A0007	A0017	A0027		A0043	A0053	A0062	A0072
A0008	A0018	A0028		A0044	A0054	A0063	
A0009	A0019	A0029		A0045	A0055	A0064	
A0010	A0020	A0030		A0046		A0065	

3.3 Base de datos de aleaciones.

Las propiedades termo-físicas en función a la temperatura de las aleaciones como: conductividad térmica, densidad, capacidad calorífica, fracción sólida, viscosidad, módulo de Young, temperaturas de solidus y liquidus, calor latente de fusión, difusividad fueron calculadas en el software JMatPro®, generando una base de datos para cada aleación calculada.

Con la finalidad de obtener un mejor nivel de correlación, se fabricaron probetas con la composición química de cinco aleaciones representativas y se enviaron a analizar a un laboratorio externo para obtener mediciones reales de las propiedades termo-físicas.

Las propiedades que fueron medidas en el laboratorio fueron difusividad térmica, calor específico, conductividad térmica, densidad y expansión térmica. Cada muestra fue

medida hasta el punto de fusión el cual se tomó como la temperatura máxima para las pruebas de difusividad y expansión térmica.

La difusividad térmica (α) se midió utilizando una técnica de Flash Láser (LFA) de acuerdo a la norma ASTM E1 461[32]. El calor específico (C_p) por medio de calorimetría diferencial de barrido y la conductividad térmica (λ) se calculó con los resultados obtenidos de acuerdo a la siguiente ecuación.

$$\lambda = (\alpha) \cdot (C_p) \cdot (\rho) \quad (3.1)$$

Por último, se utilizó un dilatómetro dual de palanca (Theta Dilatronics II) usado para medir la expansión térmica de 100 a 1800 °K, siguiendo el procedimiento estándar de la ASTM E228 [32].

3.4 Instrumentación de moldes tipo "Wedge".

Para determinar los coeficientes de transferencia de calor por medio del método inverso, primero fue necesario obtener de manera experimental el historial térmico para las interfases donde ocurre la transferencia de calor. Para los procesos de fundición de cabezas y monoblocks, hay cuatro interfases esenciales que se tienen en los moldes (figura 3.1):

Interfase 1: Aleación de aluminio – Corazón de arena.

Interfase 2: Aleación de aluminio – Componentes de acero H13.

Interfase 3: Aleación de aluminio – Componentes de Hierro gris (“chills y liners”).

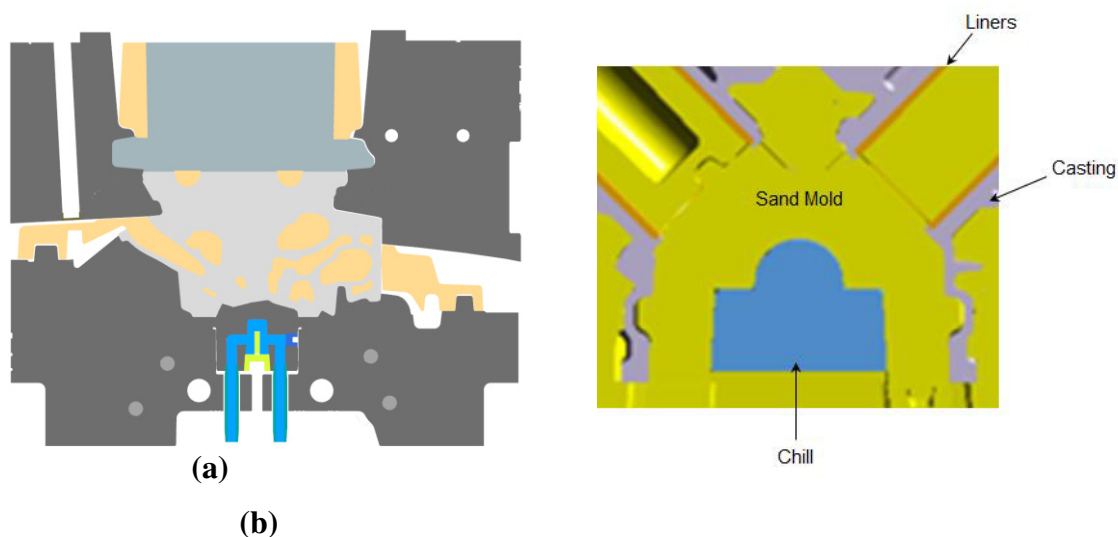


Figura 3.1 – Sección transversal de componentes en (a) molde semipermanente, y (b) molde de corazones de arena.

Para obtener el historial térmico de estas interfases se instrumentaron moldes prototipo tipo "Wedge" (figura 3.2), utilizando termopares tipo "K" en zonas determinadas para calcular los coeficientes de transferencia de calor entre los componentes. El molde prototipo está compuesto por cajas para obtener corazones de arena, se mandaron fabricar los insertos metálicos (chills) de hierro gris y acero H13, preparándolos con barrenos para colocar los termopares, cuidando estén bien fijos y no cambien de posición. Las ubicaciones de los termopares se verificaron antes de vaciar el aluminio líquido.

Para cada aleación a vaciar, se prepararon dos moldes prototipos instrumentándolos con los chills de hierro y acero, y así obtener los datos experimentales requeridos para la experimentación virtual.

La instrumentación de estos paquetes se realizó con 21 termopares de tipo 'K' proporcionados por MANLAB S.A. de C.V. con un rango de tolerancia de 0 hasta 1250 °C y a través de un convertidor análogo – digital, para trasladar la información de los termopares a datos en la computadora.

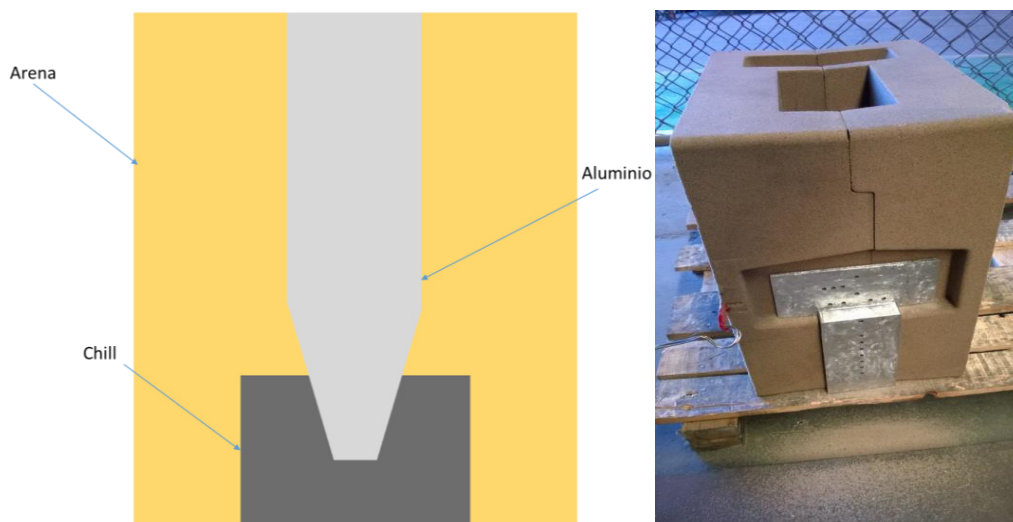


Figura 3.2 – Esquema de molde tipo “wedge”, mostrando las interfaces formadas por los diferentes tipos de materiales.

3.5 Preparación de las aleaciones y proceso de fundición.

Las aleaciones se ajustaron químicamente dentro de un crisol donde la composición química fue ajustada hasta obtener el nivel de los elementos de aleación requeridos para su análisis. La temperatura de sostenimiento en la experimentación fue de 730 °C, alcanzada esta temperatura en el horno se desgasificó el aluminio líquido por medio de inyección de nitrógeno en estado gaseoso y posteriormente se vaciaron los moldes instrumentados por gravedad.

En todos los prototipos vaciados, se verificaron las condiciones de proceso como temperatura de vaciado, temperatura inicial de los componentes del molde, con el fin de retroalimentar el proceso real. Así mismo, de las mismas aleaciones se vaciaron dos muestras (probetas), para analizar la composición química y obtener probetas que se enviaron (previamente maquinadas y preparadas según especificación del proveedor) a un laboratorio externo (TPRL – Thermophysical Properties Research Laboratory Inc.), para obtener propiedades termo-físicas de las aleaciones.

Una vez que los moldes fueron vaciados, se dejaron por un período de dos horas conectados a la tarjeta de datos para registrar las lecturas de temperaturas en cada una de las interfases de interés. El registro de las mediciones de temperatura se llevó a cabo con el uso de una tarjeta adquisidora de datos “National Instruments SCXI-1000” configurada para registrar 10 lecturas de temperatura por segundo lo cual brinda la cantidad de datos necesaria para correlacionar los coeficientes de transferencia de calor. Los datos fueron extraídos y procesados con el *software* LabView2008® con lo cual quedaron disponibles para ser analizados.

3.6 Efecto de Aleaciones en Defectos y SDAS.

En las piezas “wedges” vaciadas con diferentes aleaciones de aluminio, se analizaron defectos visuales de porosidad por contracción y análisis es rayos X y cortes de secciones de porosidades y en microscopio se analizó el SDAS. Los resultados en piezas físicas se compararon contra los resultados de simulación, con la finalidad de comprobar la influencia de los coeficientes de transferencia de calor en el comportamiento de las aleaciones durante el proceso de solidificación.

3.7 Optimización, método inverso en datos de “wedges”.

La primera etapa para calcular los coeficientes de transferencia de calor fue por medio de los datos de los termopares en los moldes prototipos instrumentados, utilizando el software de simulación Magmasoft® por medio del módulo de optimización. Las simulaciones se prepararon empleando los modelos 3D de las geometrías del molde utilizadas en las pruebas físicas, así como los parámetros de procesos y aleación correspondientes.

Para realizar el proceso de optimización se agregan los datos de los termopares (temperatura y tiempo) en la simulación para cada termopar a analizar (figura 3.3), coincidiendo con el número de termopar asignado en la simulación, por lo tanto el dato objetivo en el análisis de cada iteración de la optimización es la diferencia entre los

datos del termopar real y los de los termopares de la simulación, para finalmente, cuando la diferencia (error) es mínima, indica el coeficiente de transferencia que puede ser utilizado.

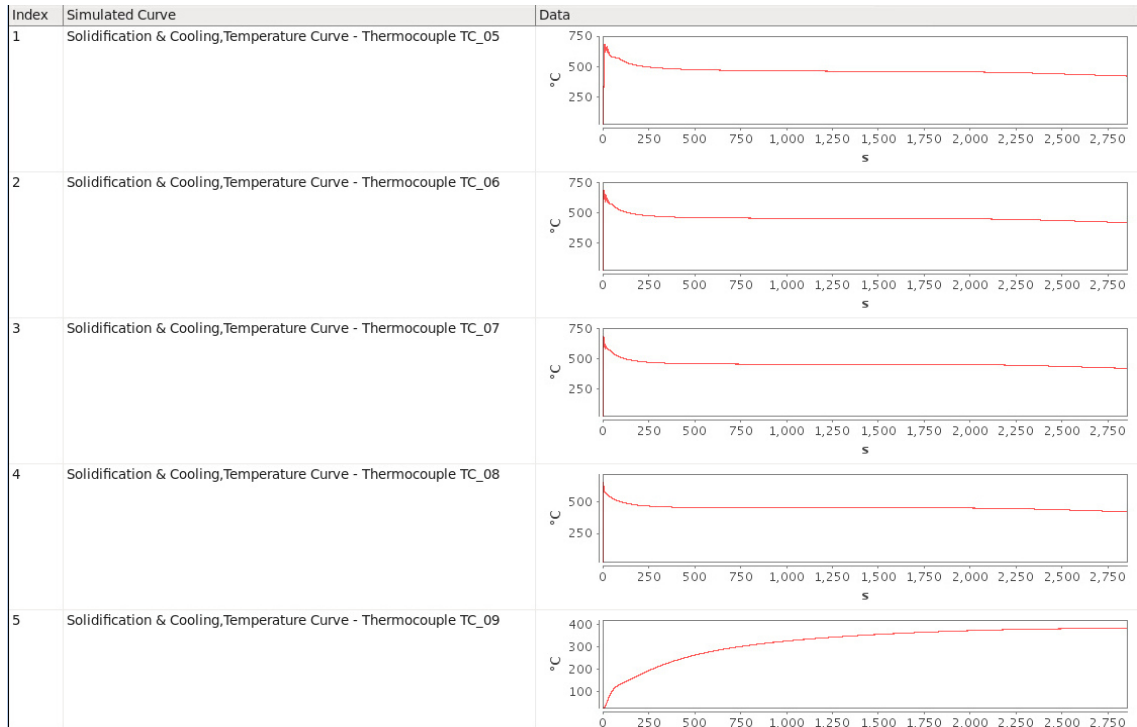


Figura 3.3 – Datos de termopares reales asignados en el simulador.

El simulador da varias gráficas que muestran las probables tendencias del comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor en función al cambio de temperatura, las cuales se utilizan como plantillas para correr optimización (anexo 3.1). Posteriormente se asignará el método de diseño de experimentos con lo que se genera la optimización, utilizando para este proyecto, los métodos factorial completo y sobol.

Los diseños de experimentos en general se aplican para estudiar el desempeño de los procesos y sistemas.

Factorial completo.

El análisis estadístico mediante la formulación de factorial completo da como resultado todas las combinaciones posibles de acuerdo a las variables y factores a analizar, la representación gráfica se muestra en la figura 3.4a.

Sobol.

El análisis estadístico mediante método sobol, ayudó a evaluar el efecto de las variables analizadas para encontrar tendencias del comportamiento de las mismas en el cálculo de los coeficientes de transferencia de calor, en la figura 3.4b, se muestra el esquema de este tipo de diseño. Las optimizaciones iniciales se realizaron con esta técnica y al analizar el comportamiento general de las variables se utilizó el de factorial completo.

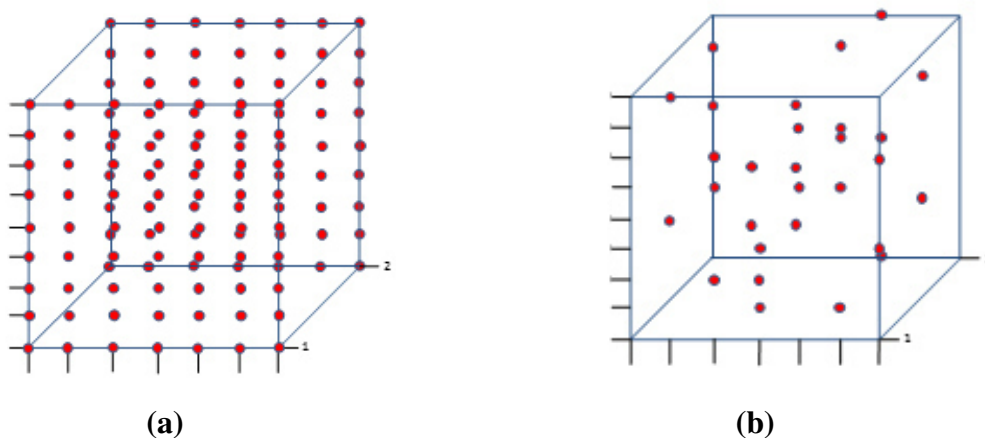


Figura 3.4 – Esquema del diseño de experimentos utilizados en el proceso de optimización: (a) Factorial completo, y (b) Sobol.

3.8 Instrumentación en monoblocks.

Para obtener retroalimentación bajo condiciones reales de operación, se instrumentaron moldes de arena en la planta productiva con termopares distribuidos como se muestra en la figura 3.5. Los paquetes fueron instrumentados con ocho termopares cuatro ubicados en contacto con el metal (M1-M4) y cuatro ubicados en contacto con corazones (C1-C4) situados en zonas de especial interés, dentro del proceso de vaciado de monoblocks.

Los valores de temperatura fueron registrados de la misma manera que se describió para los moldes tipo wedge. Estos datos fueron exportados de la tarjeta de datos e importados en el programa de simulación para correlacionar los resultados.

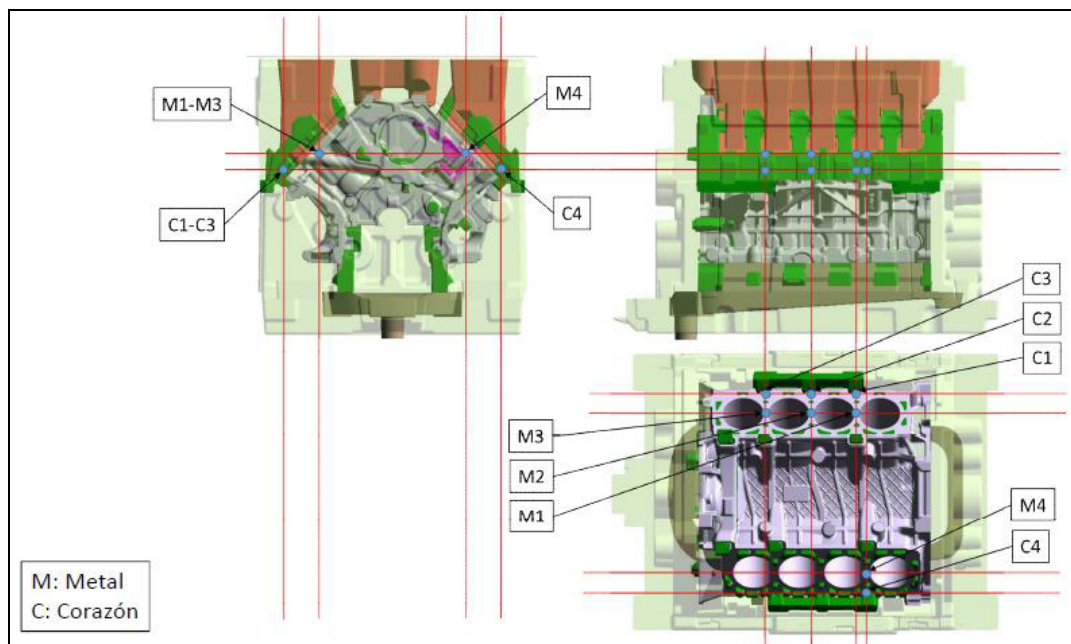


Figura 3.5 –Instrumentación de paquete de arena para monoblocks.

3.9 Vaciado de monoblocks.

En el proceso de vaciado de monoblocks se utiliza un horno de reverbero para mantener el aluminio líquido, el cual es recibido con la composición química ajustada de acuerdo a la aleación que se va a utilizar.

Los corazones de arena y las camisas de hierro son ensamblados en una línea de moldeo hasta tener completo el paquete de arena. Después los moldes son llevados hacia un inductor para el precalentado de camisas. Finalmente, el paquete es colocado encima del horno reverbero y este es llenado a presión con el uso de una bomba mecánica (proceso de baja presión).

Después del llenado de los paquetes los monoblocks son desarenados por medio de vibración antes de ser enviados a que se les remueva la mazarota y tenerlos listos para realizar una inspección de defectos por medio de un equipo de rayos-X.

Los parámetros de proceso para el vaciado y solidificación de los paquetes de arena fueron tomados para analizar en el simulador, y tener mayor certeza en el análisis de la optimización.

3.10 Comprobación y ajustes.

Los datos generados en el proceso real de los monoblocks vaciados, se alimentaron en el programa de simulaciones con la finalidad de analizar el estado actual de las simulaciones y ajustar los coeficientes de transferencia de calor. Se utilizaron los métodos estadísticos sobol y factorial completo. Comparando los resultados con los obtenidos en los “wedges” para la misma aleación y mismo tipo de arena.

Los monoblocks instrumentados y algunos no instrumentados, pero obtenidos durante la misma corrida de vaciados, se analizaron de DAS y porosidad por contracción, para comprobar los resultados de simulación en las zonas a analizar.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.1 Introducción.

El cálculo teórico y por optimización con el método inverso de los coeficientes de transferencia de calor en los procesos de solidificación de aleaciones de aluminio hipoeutécticas a partir de resultados físicos de termopares, da certeza de conocer virtualmente su comportamiento en la posible formación de defectos de fundición como porosidades, esfuerzos residuales y predicción de propiedades mecánicas como el DAS. En este capítulo se describen y analizan los resultados obtenidos en el proceso de instrumentación, generación de base de datos, simulación, resultados, análisis y obtención de modelos matemáticos para la predicción de los coeficientes y aplicación en los procesos de fundición de aluminio.

4.2 Resultados de base de datos teórica (JMatPro®).

4.2.1 Efecto del silicio en la conductividad térmica.

A partir de las curvas de conductividad térmica presentadas en la figura 4.1, se observa que a medida que se incrementa el contenido de silicio, la conductividad de la aleación tiende a disminuir. Existe una transición del comportamiento de la conductividad alrededor del rango de temperaturas de 550°C a 650°C debido a la transición entre líquido y sólido.

En la figura 4.2, se muestra la conductividad térmica de tres aleaciones, con contenido de silicio bajo, medio y alto. En ésta gráfica se observa de una mejor manera

el comportamiento previamente descrito. La aleación A0036 que tiene el mayor contenido de silicio, presenta la menor conductividad térmica, mientras que la aleación A001 con el menor contenido de silicio, presenta la mayor conductividad y el efecto en la transición entre el estado líquido y sólido.

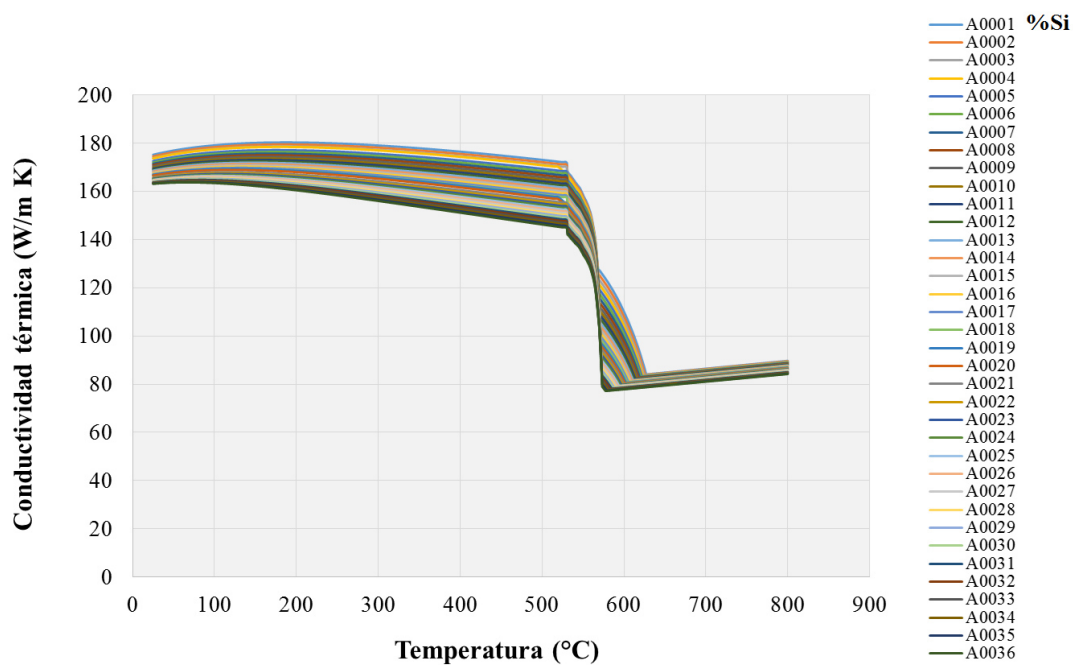


Figura 4.1 – Efecto del silicio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

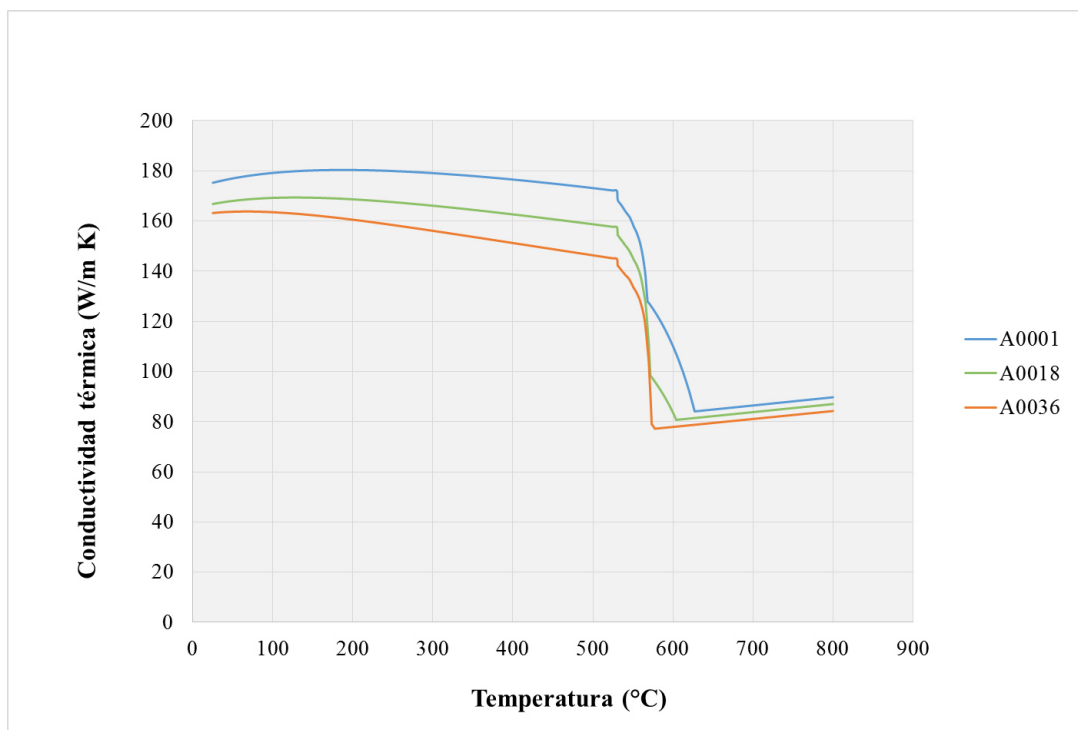


Figura 4.2 – Efecto del silicio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

4.2.2 Efecto del cobre en la conductividad térmica.

De igual forma, en la figura 4.3, se muestra el efecto principal del cobre sobre el comportamiento de la conductividad térmica de las aleaciones de aluminio. A medida que se incrementa el contenido de cobre en las aleaciones de aluminio hipoeutécticas, la conductividad térmica de la aleación tiende a disminuir. Para visualizar mejor este efecto, la figura 4.4 muestra tres aleaciones, con contenidos de cobre bajo, medio y alto. La aleación con menor contenido de cobre A0037, presenta la más alta conductividad para las aleaciones mientras que la aleación A055 con un mayor contenido de cobre, presenta el menor nivel de conductividad térmica.

Por arriba de 600°C el comportamiento de la conductividad térmica no muestra diferencias para las aleaciones en que se modifica el contenido de cobre.

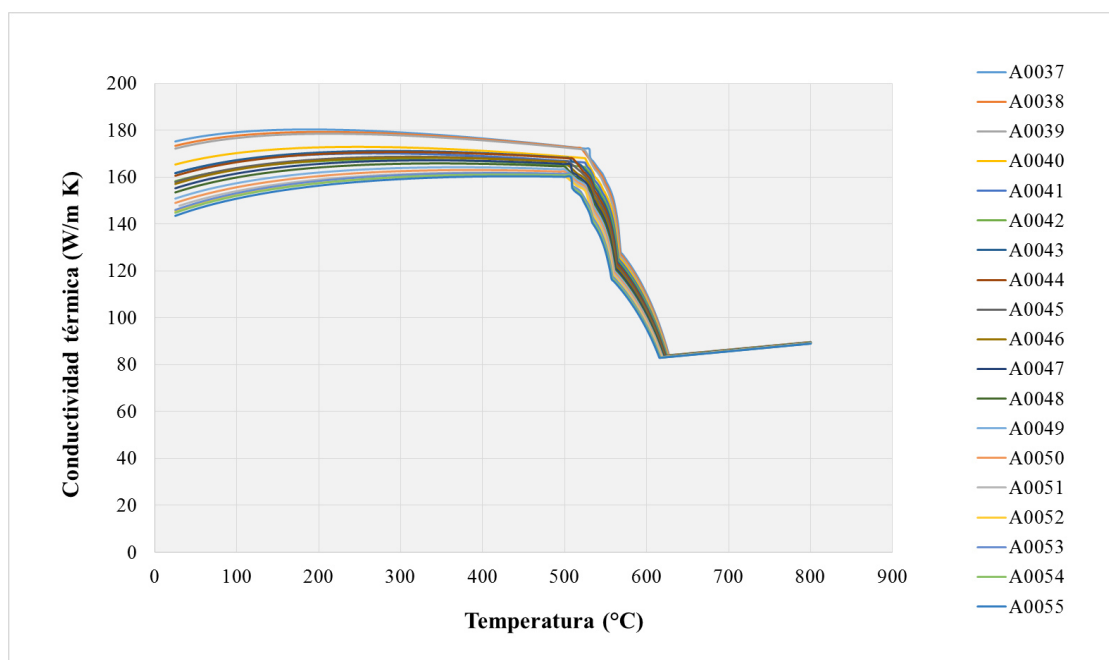


Figura 4.3 – Efecto del cobre en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

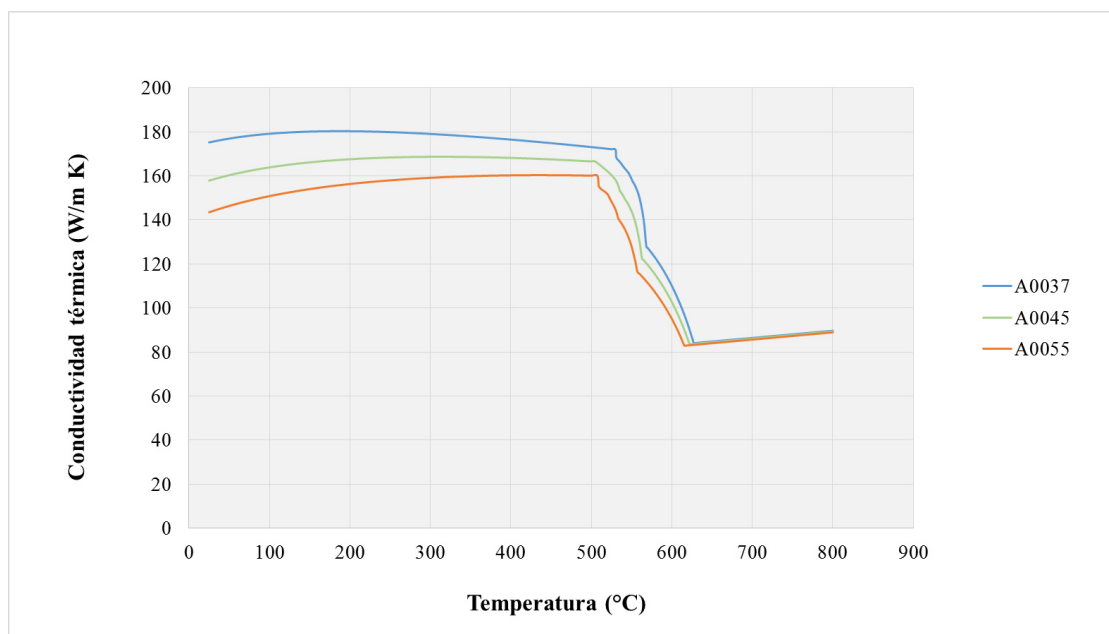


Figura 4.4 – Efecto del cobre en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

4.2.3 Efecto del hierro en la conductividad térmica.

En las figura 4.5 y 4.6, se muestra el efecto principal del hierro sobre el comportamiento en la conductividad térmica de las aleaciones de aluminio. A partir de ambas figuras se ve que el elemento hierro, no tiene un efecto significativo en el comportamiento de la conductividad térmica de las aleaciones. La mayor diferencia en la conductividad térmica se presenta a temperaturas por debajo de los 550°C, sin embargo la máxima variación es de solo 10 W/m K.

Podemos concluir que la variación en los rangos de modificación del contenido de hierro en las aleaciones de aluminio, no modifica significativamente la conductividad térmica de la aleación.

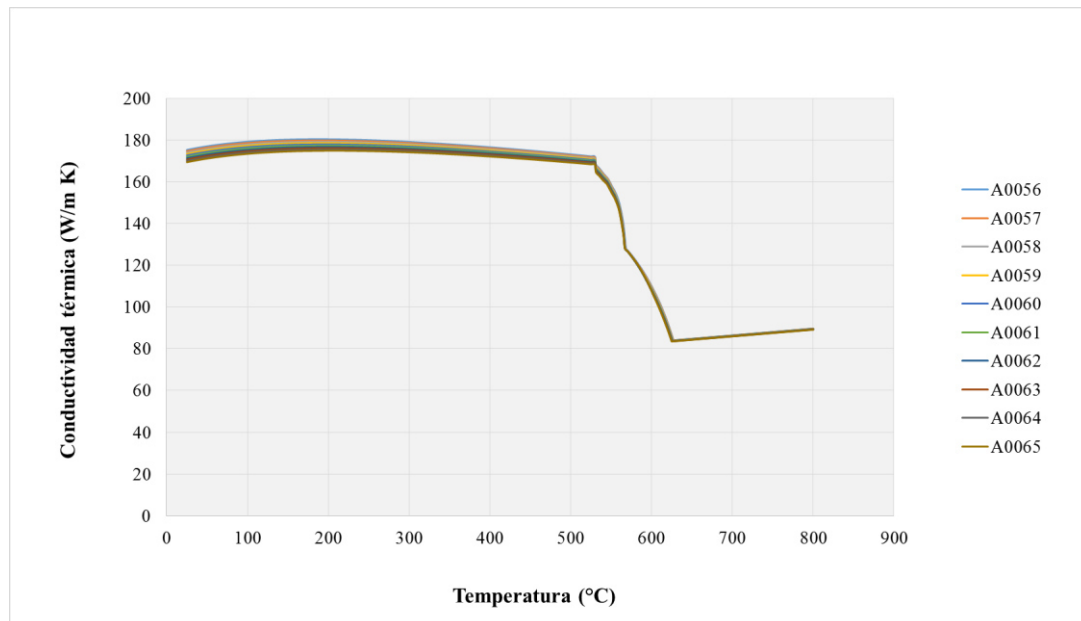


Figura 4.5 – Efecto del hierro en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

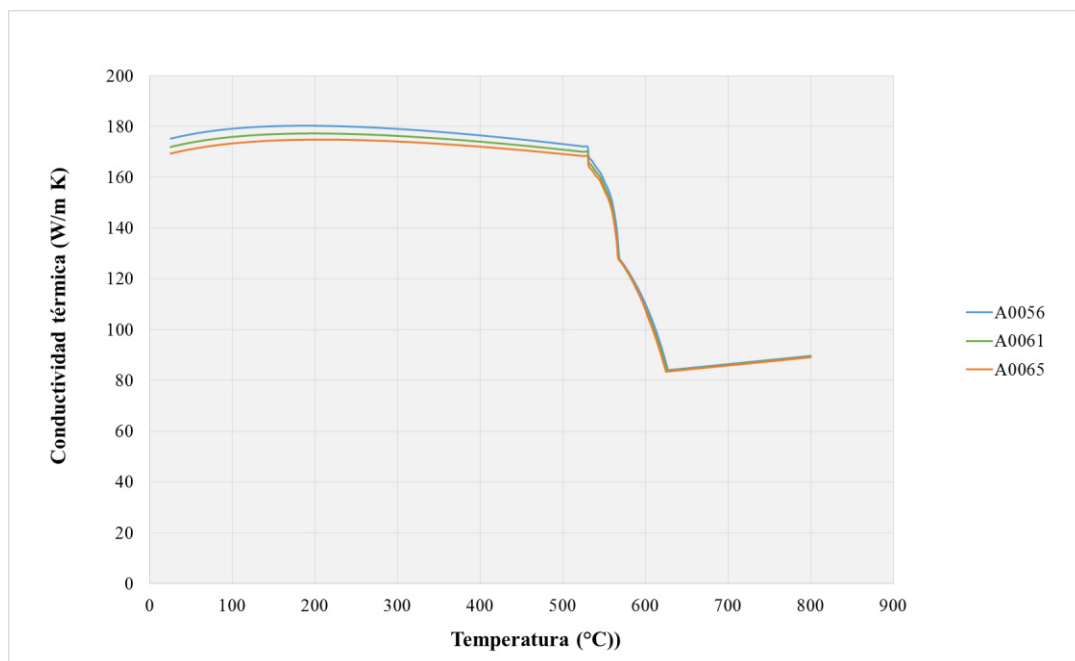


Figura 4.6 – Efecto del hierro en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutéticas (A0056 – bajo Fe; A0061 – medio Fe; A0065 – alto Fe).

4.2.4 Efecto del estroncio en la conductividad térmica.

En la figura 4.7, se muestra el comportamiento de la conductividad térmica de las aleaciones de aluminio cuando se varía el contenido de estroncio de la aleación. Se observa que una variación en el contenido de estroncio, no tiene influencia en el nivel de conductividad térmica de las aleaciones de aluminio, debido a que la variación es en partes por millón y a que el efecto del estroncio es de un modificador de metalografía de la solidificación de la aleación de aluminio.

No se aprecia ningún cambio en la conductividad de la aleación para diferentes contenidos de estroncio.

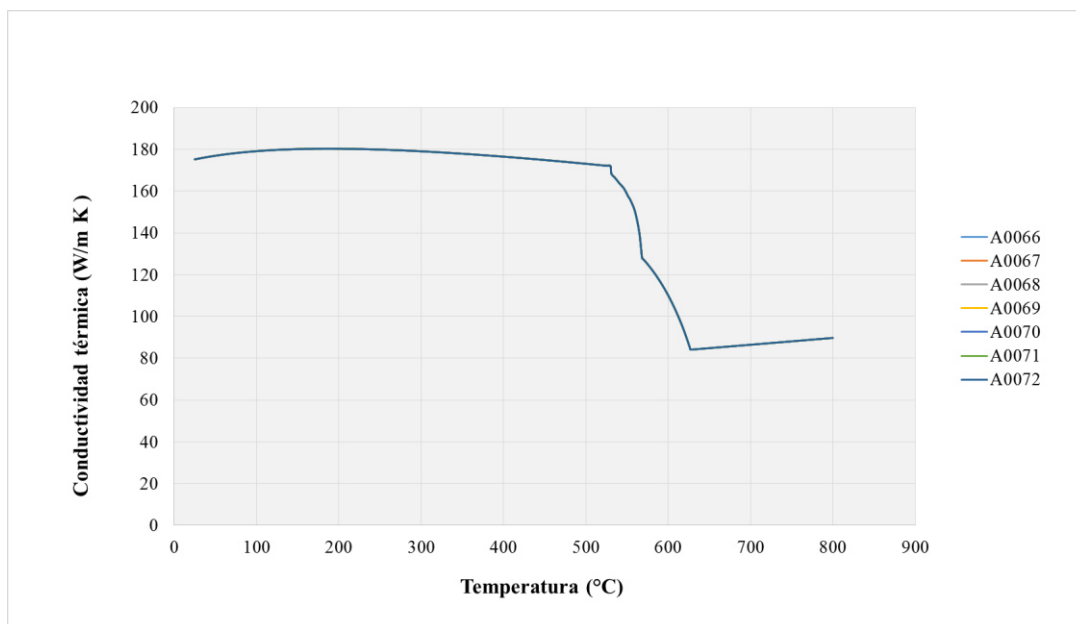


Figura 4.7 – Efecto del estroncio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

4.2.5 Efecto del silicio y cobre en la conductividad térmica.

En la figura 4.8 se presenta el comportamiento de la conductividad térmica de las aleaciones de aluminio, variando a niveles mínimos y máximos en forma combinada el silicio y el cobre. Se analiza a partir de estas interacciones que la mayor conductividad se alcanza cuando los elementos de silicio y cobre tienen sus niveles mínimos. Por lo que se comprueba que para contenidos máximos de silicio y cobre, la aleación logre su mínimo nivel de conductividad térmica. Con la observación de que esto sucede en los rangos de los elementos aleantes estudiados en las aleaciones clasificadas como Al-Si.

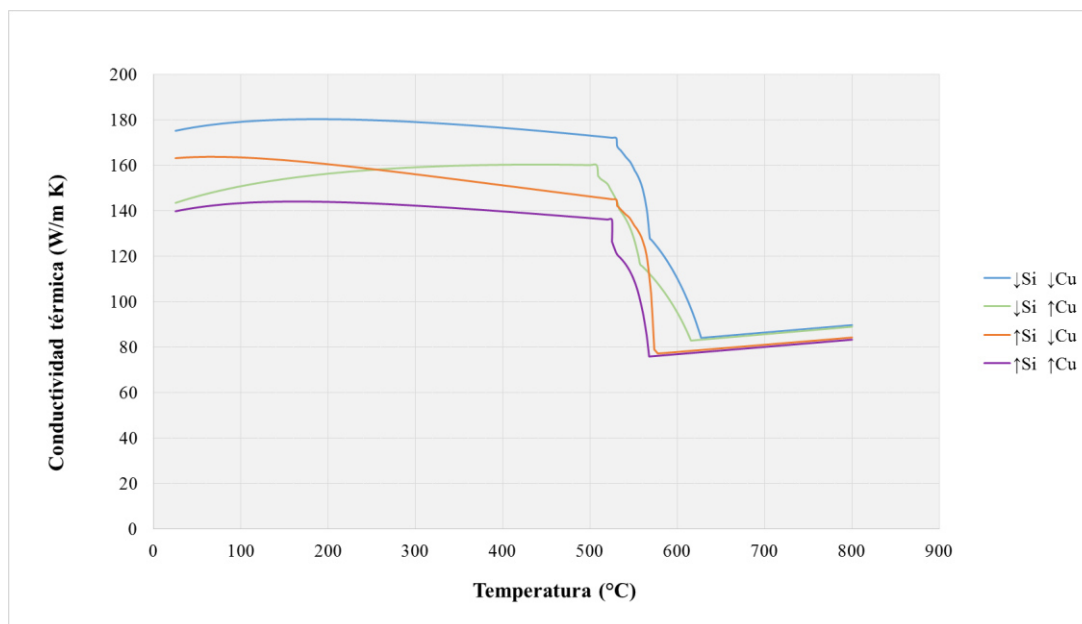


Figura 4.8 – Efecto del Si y Cu combinados, en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

4.2.6 Efecto del silicio en la capacidad calorífica.

La figura 4.9, analiza el comportamiento del calor específico de la aleación con respecto a la variación del contenido de silicio.

La figura 4.10, muestra el comportamiento de tres aleaciones, para bajo, medio y alto contenido de silicio, y en donde se observa, que la aleación A0036 con el mayor contenido de silicio, presenta el mayor incremento en el calor específico en el rango 520°C a 600°C.

Se visualiza que el efecto principal del contenido de silicio en las aleaciones de aluminio hipoeutécticas es de incrementar el calor específico de la aleación en el rango de 500°C a 600°C. Es decir, se requiere de una mayor cantidad de calor para que la temperatura de la aleación se incremente en este rango de temperaturas, cuando se tienen mayores contenidos de silicio.

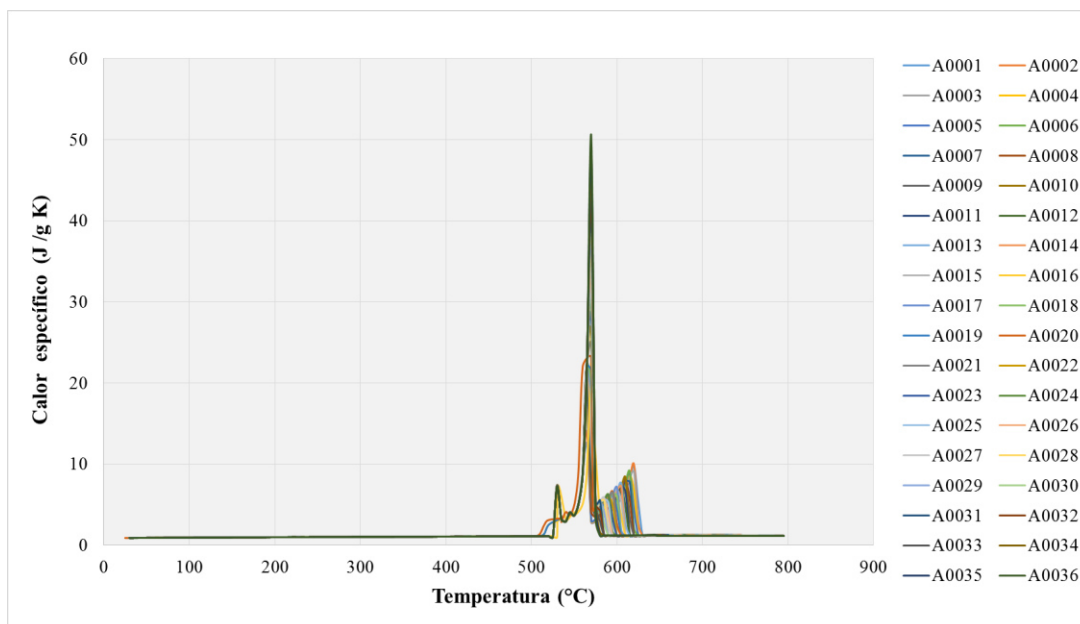


Figura 4.9 – Efecto del silicio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

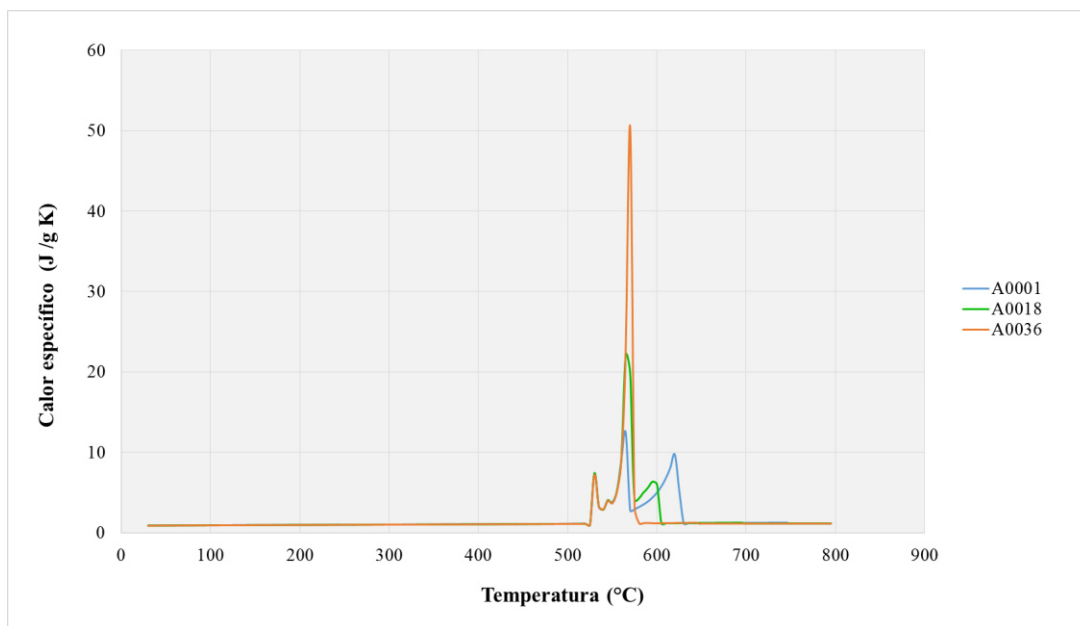


Figura 4.10 – Efecto del silicio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

4.2.7 Efecto del cobre en la capacidad calorífica.

En las figuras 4.11 y 4.12 se muestran los efectos del elemento cobre sobre el calor específico de la aleación. A partir de estas gráficas, no se observan diferencias significativas en el calor específico de la aleación debido a la variación del cobre.

El máximo nivel de calor específico de la aleación se presenta cuando el contenido de cobre es el mínimo. Sin embargo, el cambio no es en la misma proporción que el observado como cuando se incrementa el contenido de silicio.

Se puede observar que no existe una diferencia significativa en el calor específico de la aleación conforme se incrementa el contenido de cobre. Esto ocurre porque aquí son los cambios que sufre la aleación por el paso de líquido a sólido.

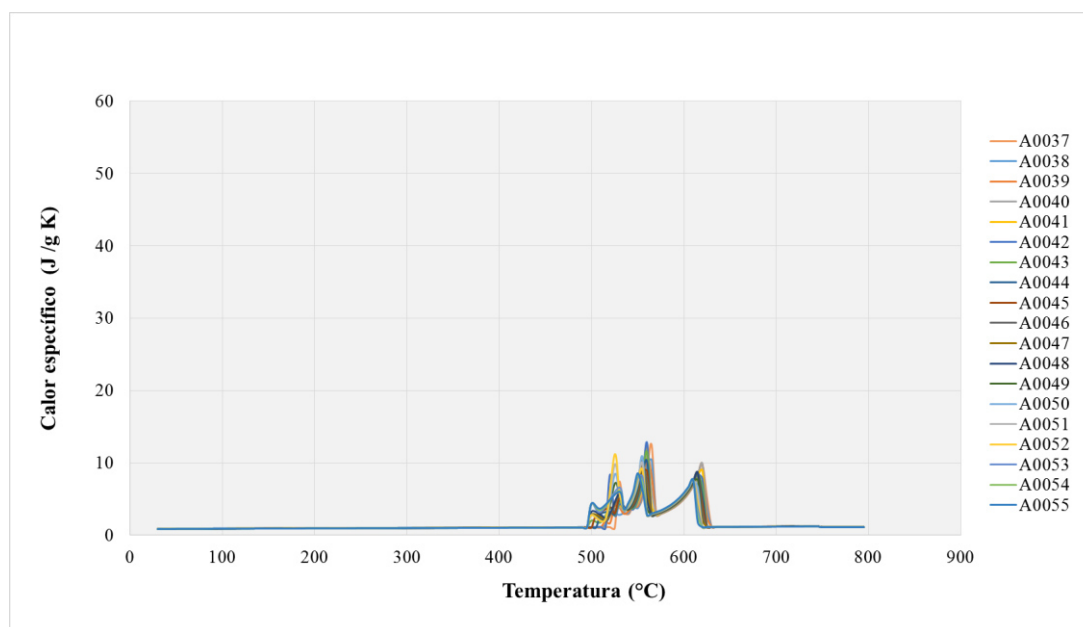


Figura 4.11 – Efecto del cobre en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutécticas.

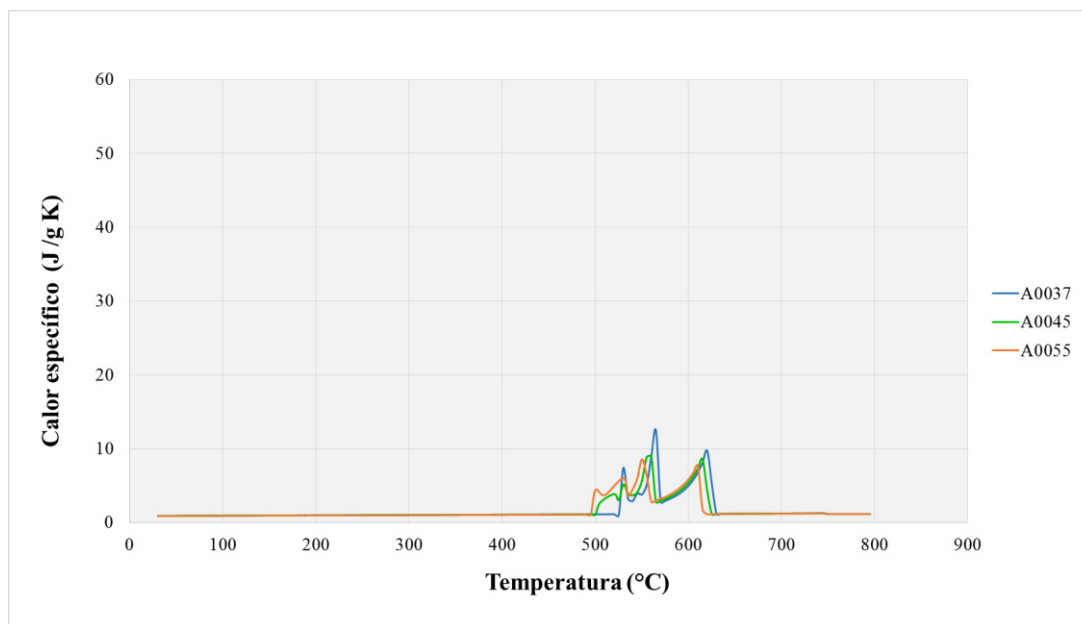


Figura 4.12 – Efecto del cobre en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutécticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

4.2.8 Efecto del hierro en la capacidad calorífica.

En la figura 4.13, se observa que el contenido de hierro en las aleaciones (para el rango de hierro evaluado), no tiene un efecto sobre el calor específico de la aleación. De igual manera analizando las 3 variaciones en el contenido de hierro (bajo, medio y alto, según el rango de variación), el cambio en el calor específico es despreciable conforme se modifica el contenido de hierro, ver figura 4.14.

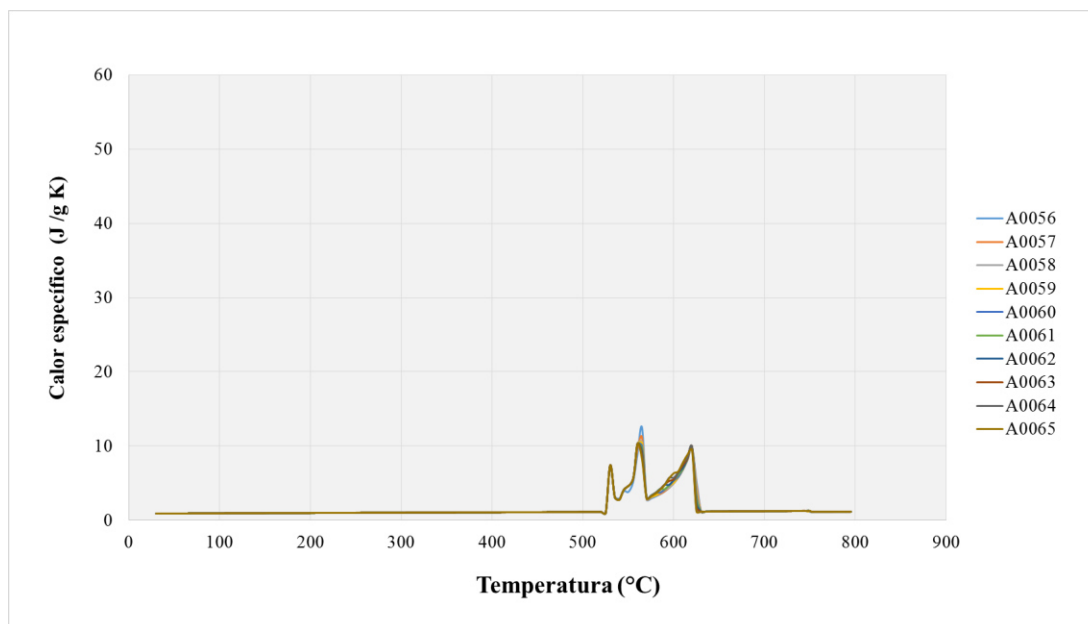


Figura 4.13 – Efecto del hierro en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

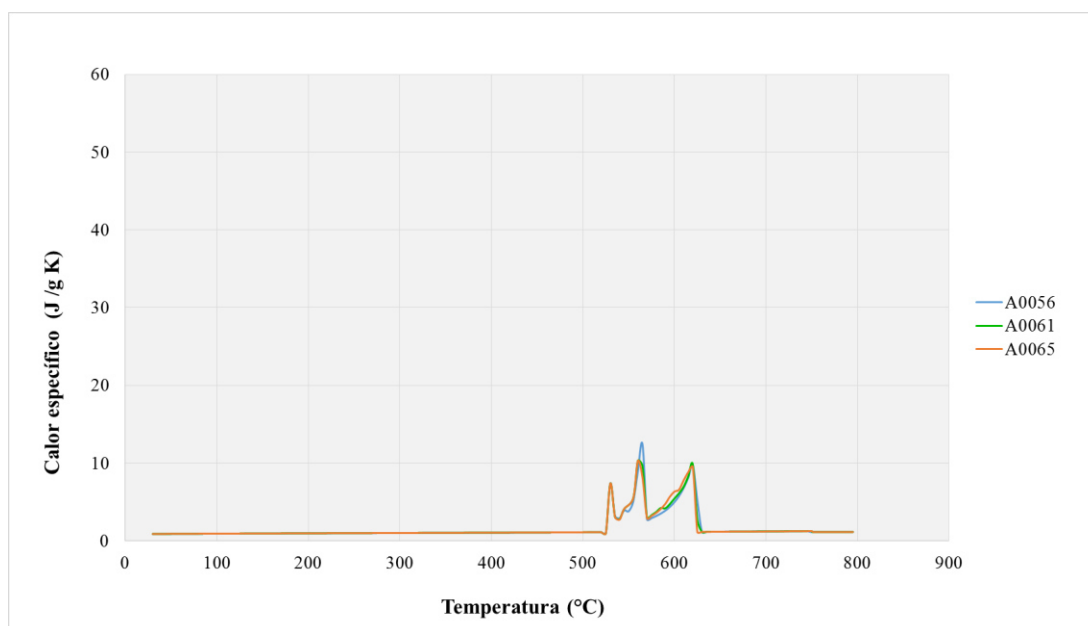


Figura 4.14 – Efecto del hierro en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas (A0056 – bajo Fe; A0061 – medio Fe; A0065 – alto Fe).

4.2.9 Efecto del estroncio en la capacidad calorífica.

Por otro lado, en la figura 4.15, se muestra que el contenido de estroncio en la aleación, no tiene ningún efecto sobre el comportamiento del calor específico de la aleación.

De lo anterior se puede concluir que el calor específico permanece sin cambio cuando se modifica el contenido de cobre, hierro y estroncio, mientras que el contenido de silicio si modifica el comportamiento del calor específico de la aleación.

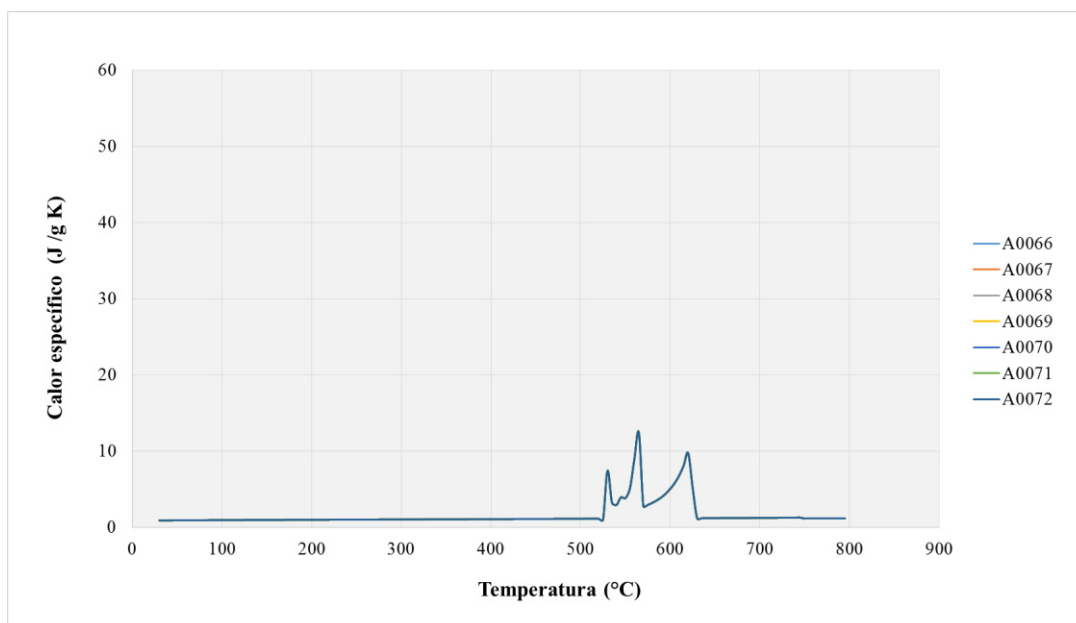


Figura 4.15 – Efecto del estroncio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutécticas.

4.2.10 Efecto del silicio y cobre en la capacidad calorífica.

En la figura 4.16 se analiza el comportamiento de la capacidad calorífica de las aleaciones de aluminio, variando a niveles mínimos y máximos en forma combinada el silicio y el cobre, la mayor capacidad calorífica (picos más altos) se alcanza cuando el

contenido de silicio está presente en altos porcentaje. Por lo que el silicio tiene mayor influencia que el cobre para modificar esta propiedad en el rango de temperatura de “solidus” a “liquidus”.

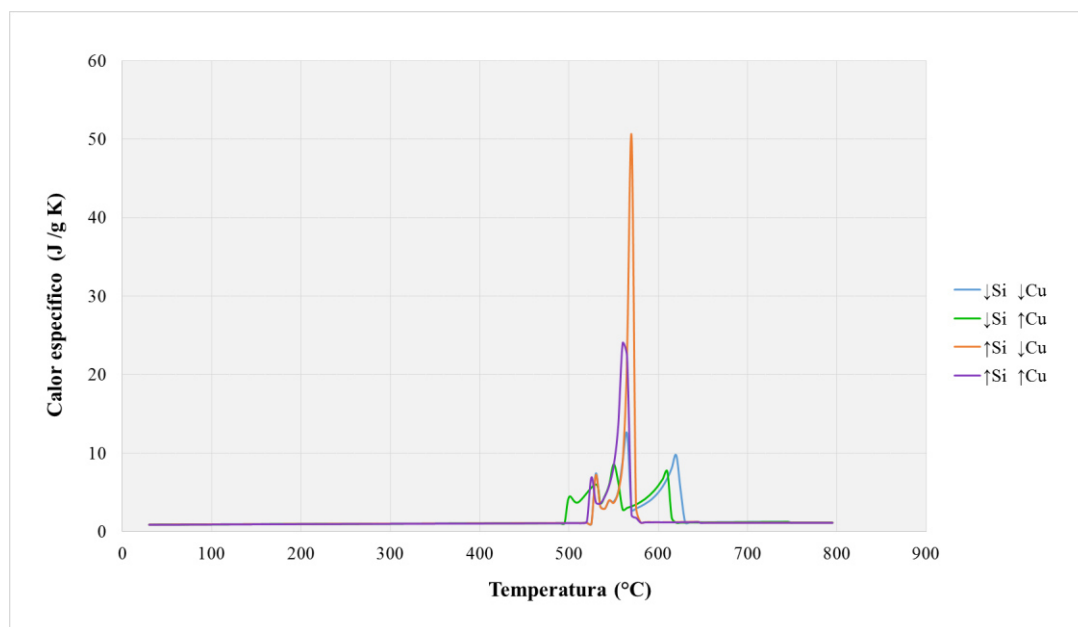


Figura 4.16 – Efecto del Si y Cu combinados, en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutécticas.

4.2.11 Efecto del silicio en la difusividad de las aleaciones hipoeutécticas.

La figura 4.17, analiza el comportamiento de la difusividad de la aleación de aluminio con respecto a la variación por el contenido de silicio.

La figura 4.18, muestra el comportamiento de tres aleaciones, para bajo, medio y alto contenido de silicio, y en donde se observa, que en la aleación A0036 la pendiente se mueve hacia la derecha a 630°C, mientras que la aleación A001 tiene una pendiente a menor temperatura 580°C, debido a la temperatura de “liquidus” de las aleaciones. A rangos de entre 30 y 500°C, se incrementa la difusividad cuando disminuye el contenido

de silicio en la aleación. En temperatura cercana al estado sólido la pendiente de la difusividad cambia pero no significativamente como ocurre en estado líquido.

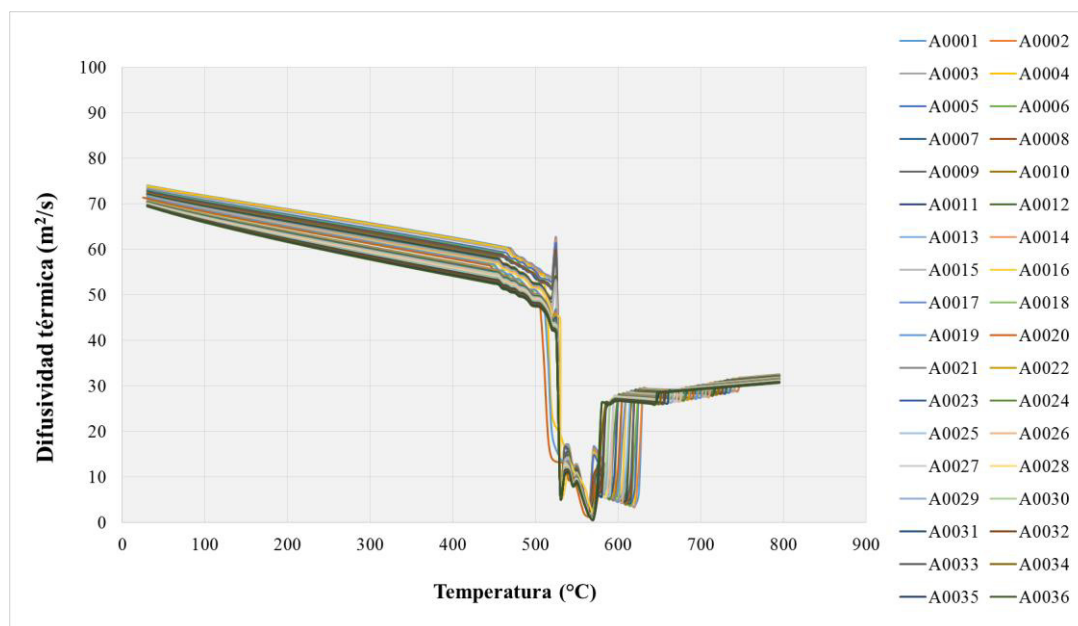


Figura 4.17 – Efecto del silicio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

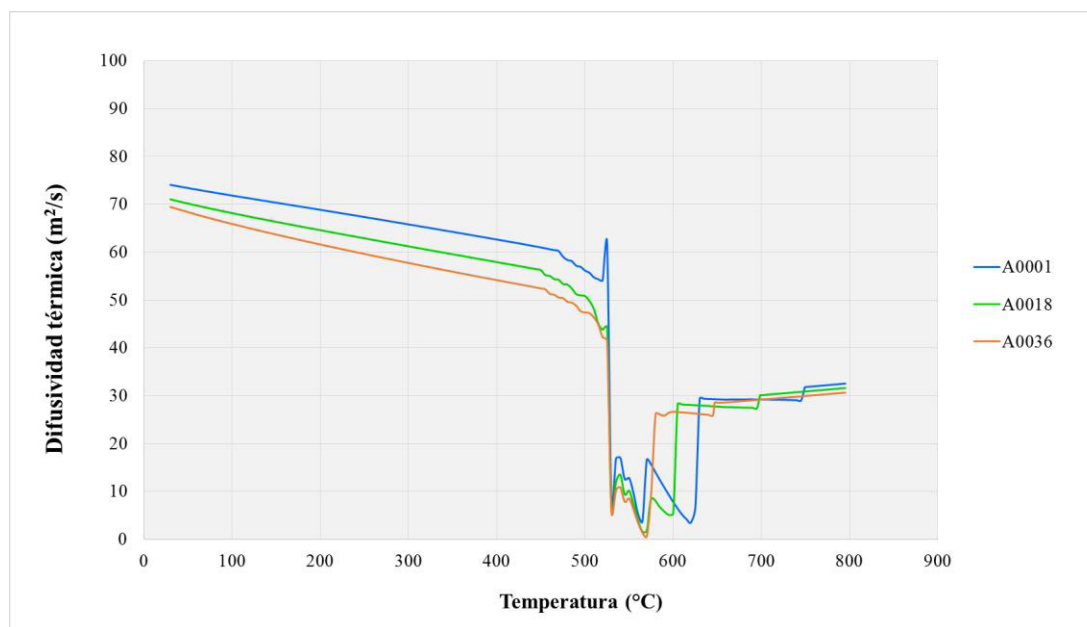


Figura 4.18 – Efecto del silicio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

4.2.12 Efecto del cobre en la difusividad de las aleaciones hipoeutéticas.

La figura 4.19, se muestra ahora como el comportamiento del cobre en las aleaciones de aluminio en la difusividad es diferente al efecto del silicio de las figuras 4.17 y 4.18; el cambio es mayor en la temperatura de “solidus” mientras que cuando se varía el silicio, el mayor cambio en la difusividad es en la temperatura de “liquidus”.

La figura 4.20, presenta que a menores contenidos de cobre, la difusividad se incrementa, principalmente en el rango de temperatura de entre 30 a 530°C.

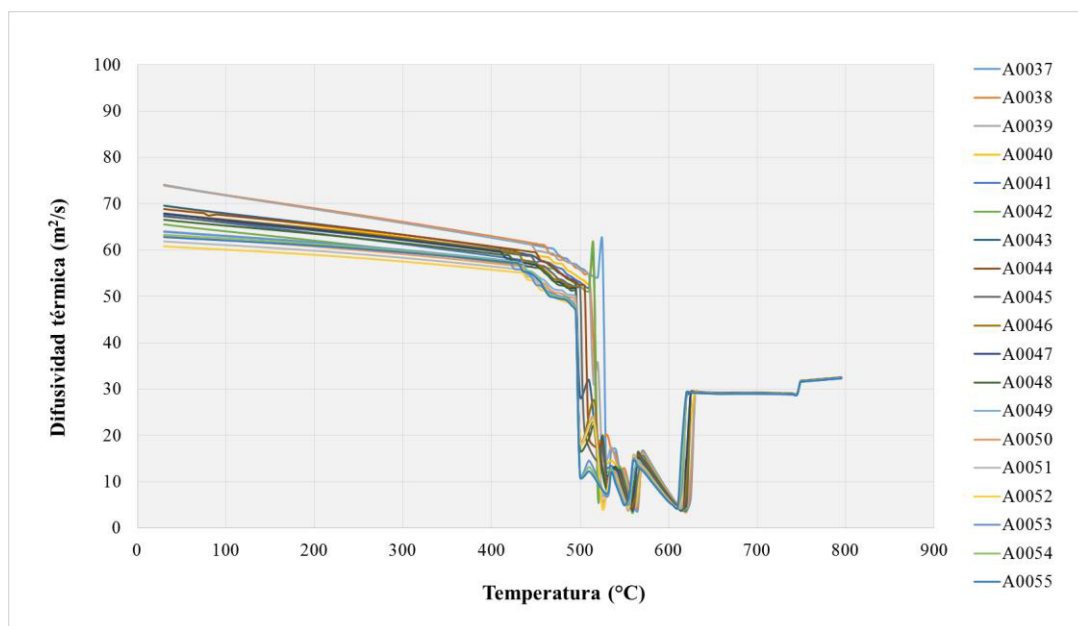


Figura 4.19 – Efecto del cobre en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

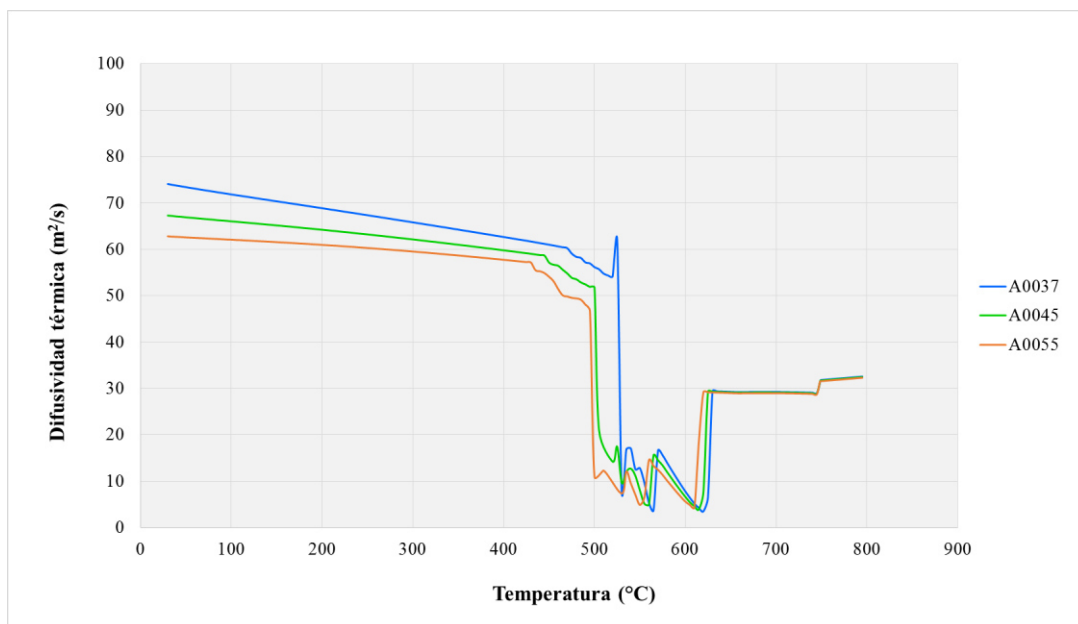


Figura 4.20 – Efecto del cobre en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

4.2.13 Efecto del hierro y estroncio en la difusividad de las aleaciones hipoeutéticas.

Las figuras 4.21 y 4.22, indican que no existe variación significativa en la difusividad para los rangos de hierro y estroncio en las aleaciones de aluminio hipoeutéticas.

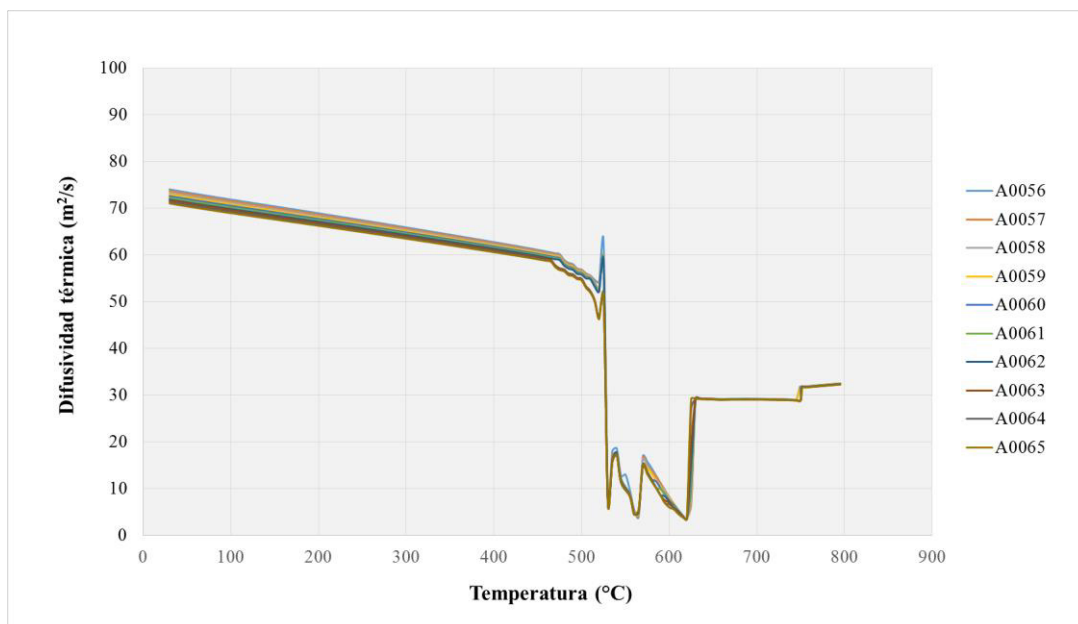


Figura 4.21 – Efecto del hierro en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

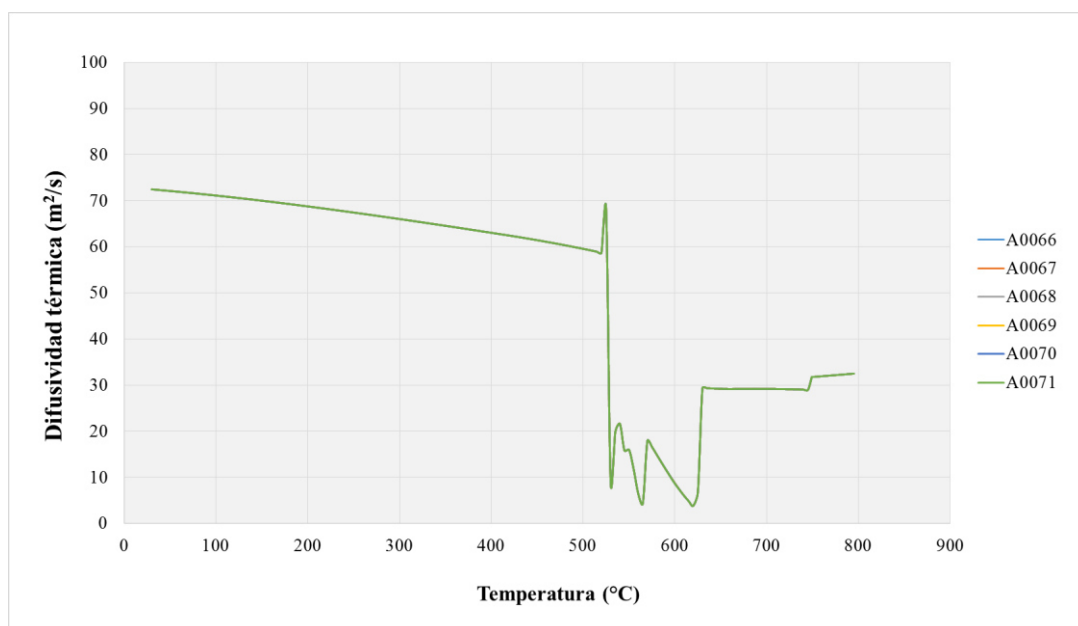


Figura 4.22 – Efecto del estroncio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

4.2.14 Efecto del silicio y cobre en la difusividad de las aleaciones hipoeutécticas.

Tal como se analizó en los apartados 4.2.11 y 4.2.12, el comportamiento del silicio y el cobre en la propiedad termo-física de difusividad en las zonas de “solidus” y liquidus”, ahora se confirman estos efectos al analizar de forma combinada los dos elementos aleantes. En la figura 4.23 por lo tanto se muestra que ahora tienen efecto en la difusividad a temperaturas entre 500 y 630°C. También se concluye que a menor cantidad de silicio y cobre se tienen los mayores niveles de difusividad en las aleaciones para temperaturas de entre 30 a 500°C.

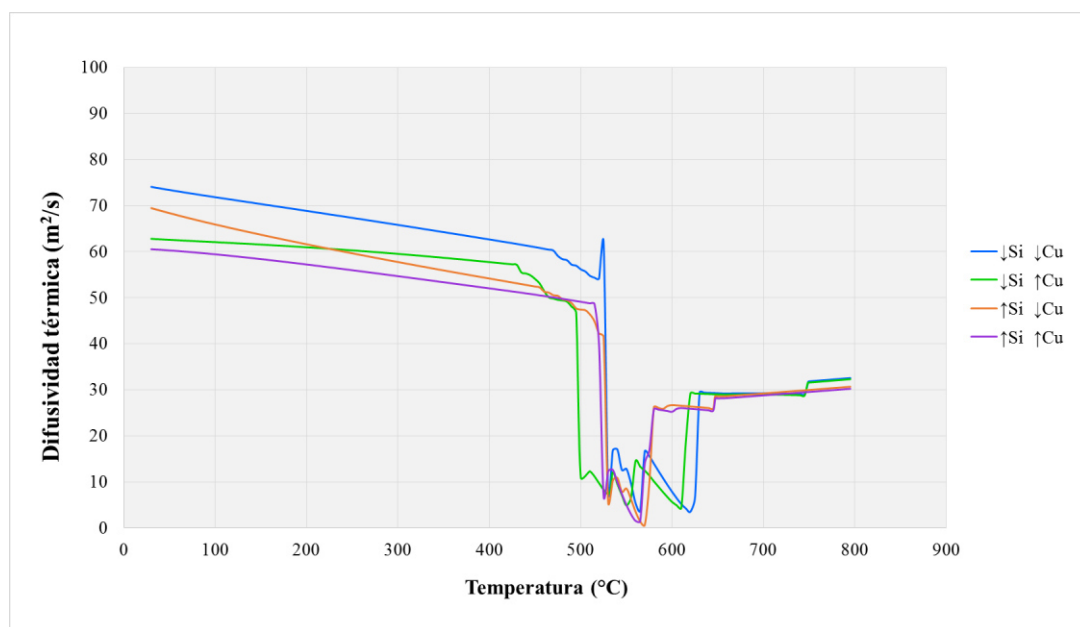


Figura 4.23 – Efecto del Si y Cu combinados, en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

4.2.15 Correlación de resultados de JMatPro® con mediciones en laboratorio TPRL.

Los resultados de las probetas de las aleaciones enviadas al laboratorio, muestran correlación aceptable comparándolas con los datos obtenidos con el software JMatPro®, ver figura 4.24. En el anexo 1, se muestran los resultados de éste análisis.

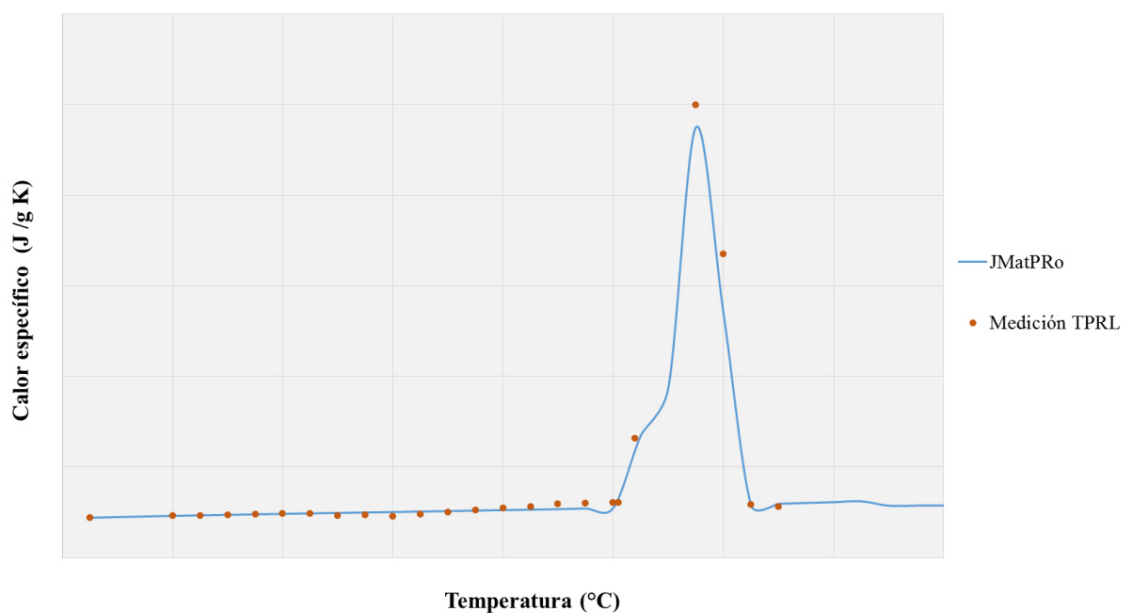


Figura 4.24 Correlación de resultados obtenidos mediante JMatPro® y mediciones reales de la aleación.

4.3 Resultados de termopares en geometrías “wedges” reales.

En ésta sección se presenta el comportamiento de los termopares durante la solidificación de las aleaciones de aluminio vaciadas para las diferentes condiciones de molde (arena sílica, hierro gris y acero H13). En la figura 4.25, se muestra el perfil de temperaturas en la pieza del aluminio, para una aleación determinada; la aleación líquida que está en contacto con la arena, tarda más tiempo en solidificar, o sea, de los tres materiales es el que tiene el menor coeficiente de transferencia de calor. Mientras que

cuando está en contacto con hierro gris, la solidificación es más rápida, el H13 tiene un comportamiento de enfriamiento más cercano al hierro gris. Este comportamiento es asociado con las propiedades térmicas de la arena, es decir tanto la conductividad, como la difusividad de la arena en comparación con el hierro gris y el acero H-13, es menor, esta diferencia se observa en la siguiente figura 4.25.

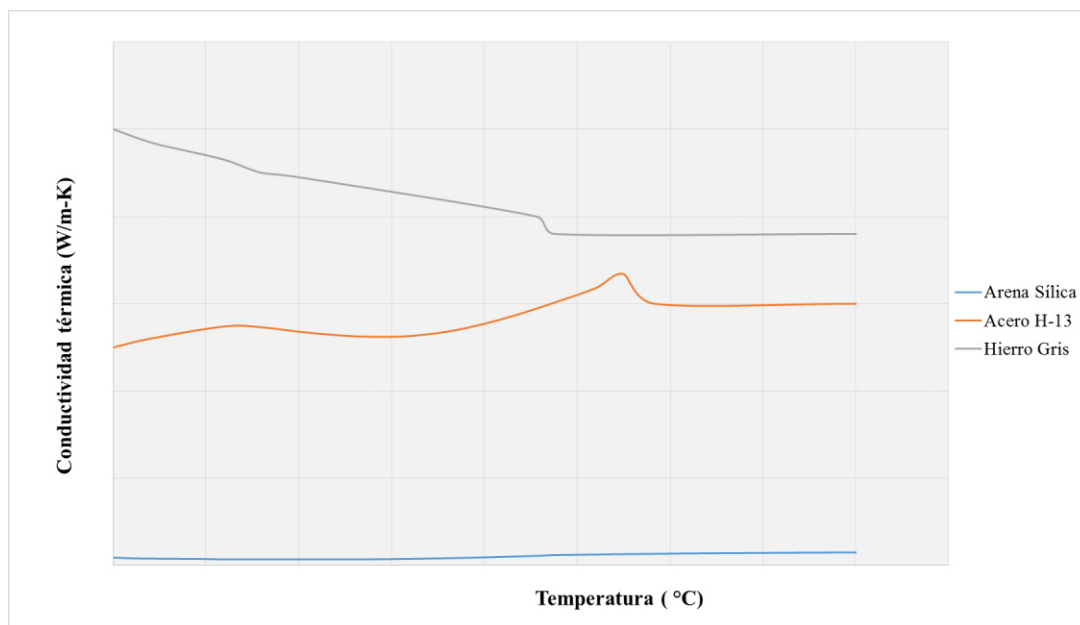


Figura 4.25. Comparativo de conductividad térmica para la arena sílica, acero H-13 y hierro gris.

Para la misma condición de vaciado mencionada anteriormente, en la figura 4.27, se muestra el comportamiento en temperatura en los materiales del molde, considerando que su temperatura al inicio del vaciado es de 23 °C. Se observa que el calor fluye de manera más rápida en los materiales metálicos, y en la arena se transmite más lentamente.

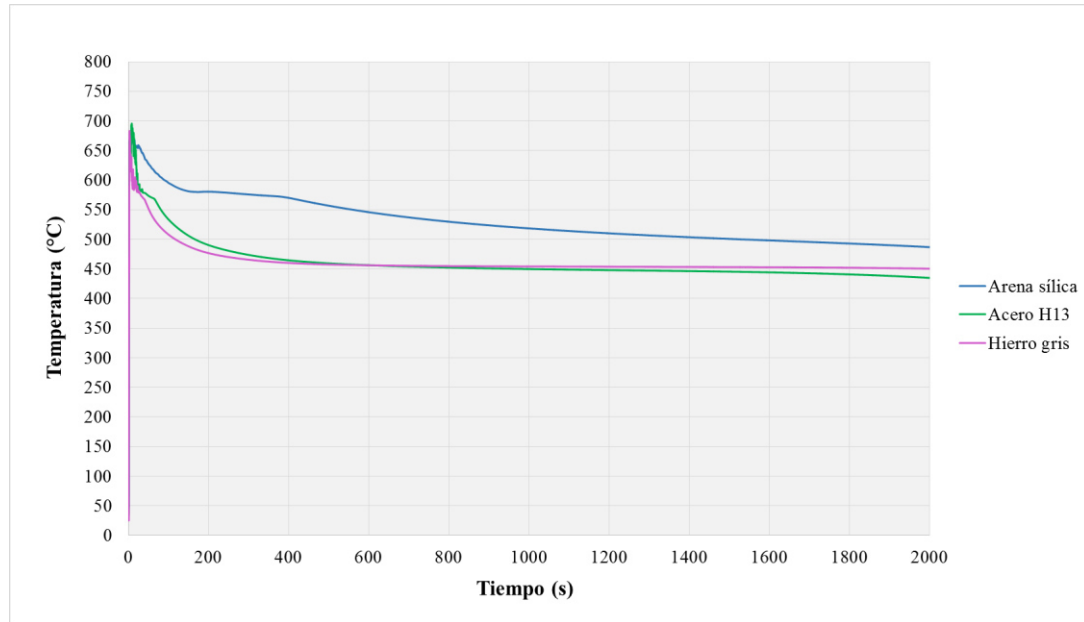


Figura 4.26 – Comportamiento de termopar en aluminio, efecto del “chill” en el proceso de solidificación.

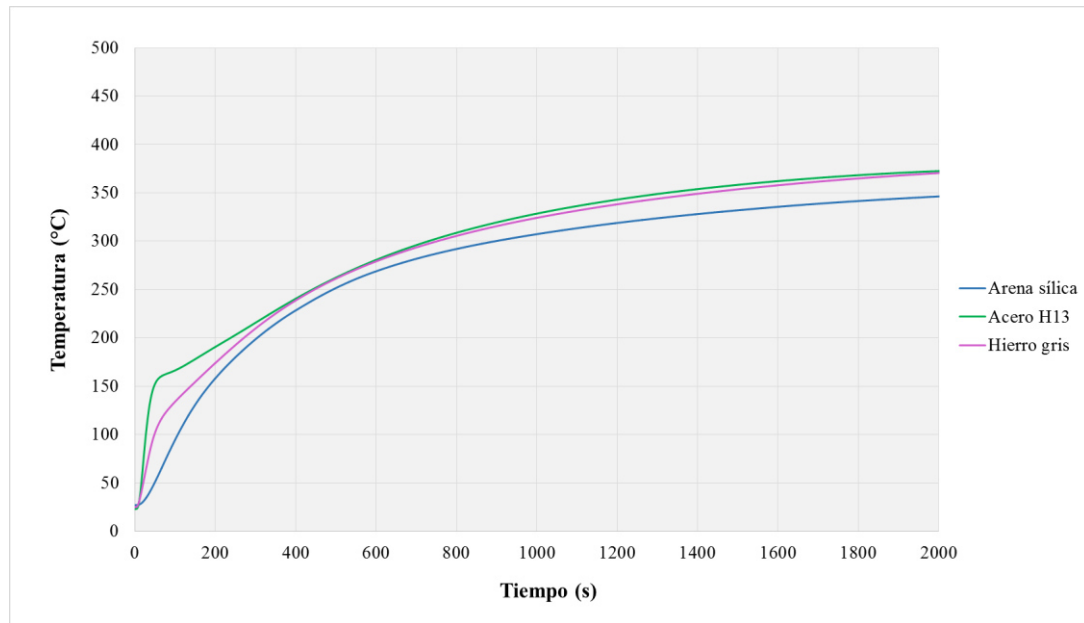


Figura 4.27 – Comportamiento de termopar en el “chill”, efecto de la aleación de aluminio durante el proceso de solidificación.

4.3.1 Condición frontera con arena sílica.

En la figura 4.28, se observa los datos de los termopares en la arena, durante el proceso de enfriamiento de las diferentes aleaciones de aluminio hipoeutéctico vaciadas con interfase de arena sílica. Las propiedades termo-físicas (conductividad y capacidad calorífica) de los materiales influyen en la conducción de calor entre ellos. En la aleación A0018 el calor fluye más rápidamente del aluminio hacia la arena. Mientras que en la aleación A0017, el calor fluye con mayor lentitud, por lo que la temperatura en la arena es mayor.

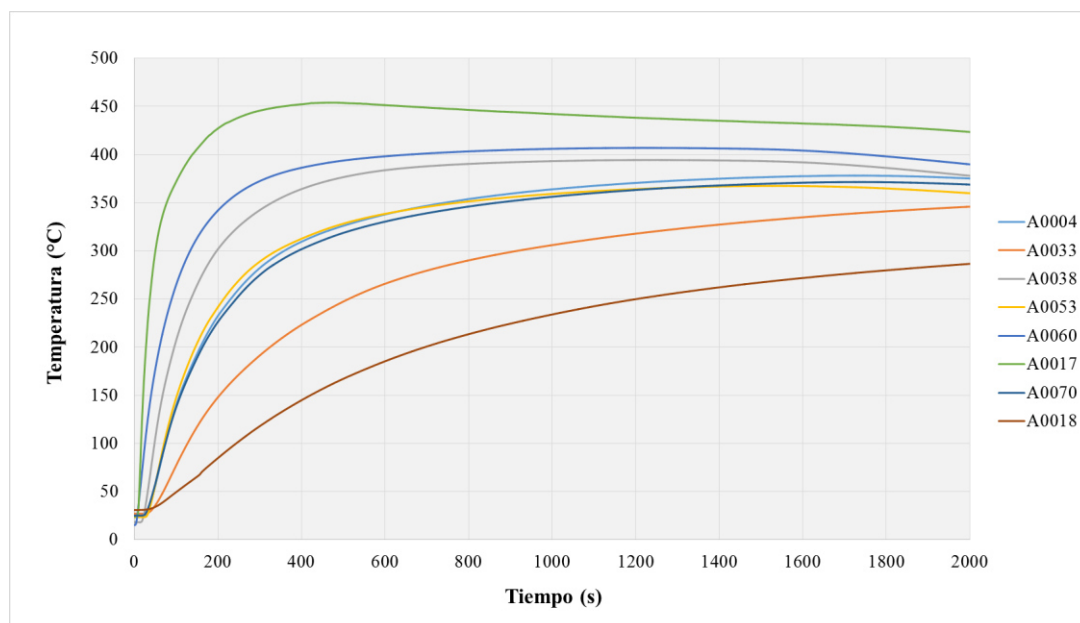


Figura 4.28 -- Perfil térmico de calentamiento de corazón de arena sílica durante la solidificación de las aleaciones vaciadas.

En la figura 4.29, se muestra los diferentes perfiles térmicos con termopares en el aluminio, donde se muestra los niveles de temperatura que alcanzan las diferentes aleaciones vaciadas durante el proceso de solidificación. Analizando, que el cambio en los elementos de aleación modifican el perfil térmico que experimenta la aleación durante la solidificación y por consiguiente los coeficientes de transferencia que se dan en las diferentes fronteras de la aleación en los procesos de fundición.

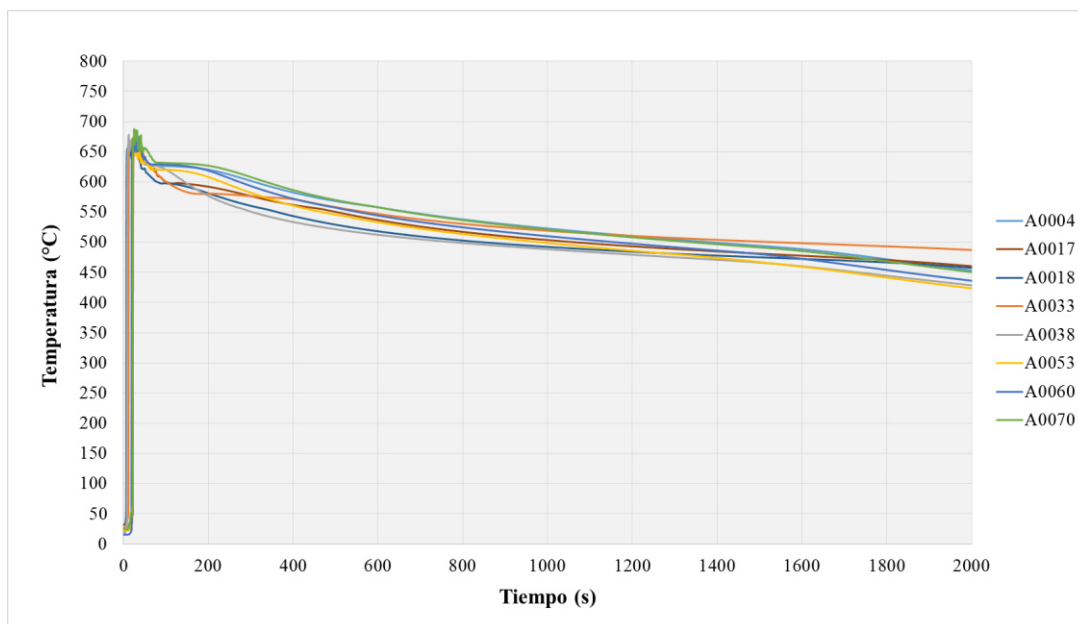


Figura 4.29 -- Perfil térmico para diferentes aleaciones durante la solidificación.

4.3.2 Condición frontera con acero H13.

En la figura 4.30 se muestra el perfil térmico del calentamiento del “chill” de acero tipo H-13 durante la solidificación de diferentes aleaciones con composiciones vaciadas. Aquí, la aleación A0038, es la que el termopar registra la más alta temperatura (545 °C) durante el proceso de enfriamiento, y la aleación A0013 es la que presenta el menor registro de temperatura del termopar, alcanza máximo 275°C. Lo anterior es explicado (como se ha mencionado anteriormente), a que el perfil térmico de las aleaciones es dictado por sus propiedades termo físicas.

4.3.3 Condición frontera con hierro gris

En la figura 4.31, se muestra el perfil de temperaturas alcanzado por la condición frontera de “chill” de hierro gris durante el proceso de solidificación de las diferentes composiciones químicas analizadas.

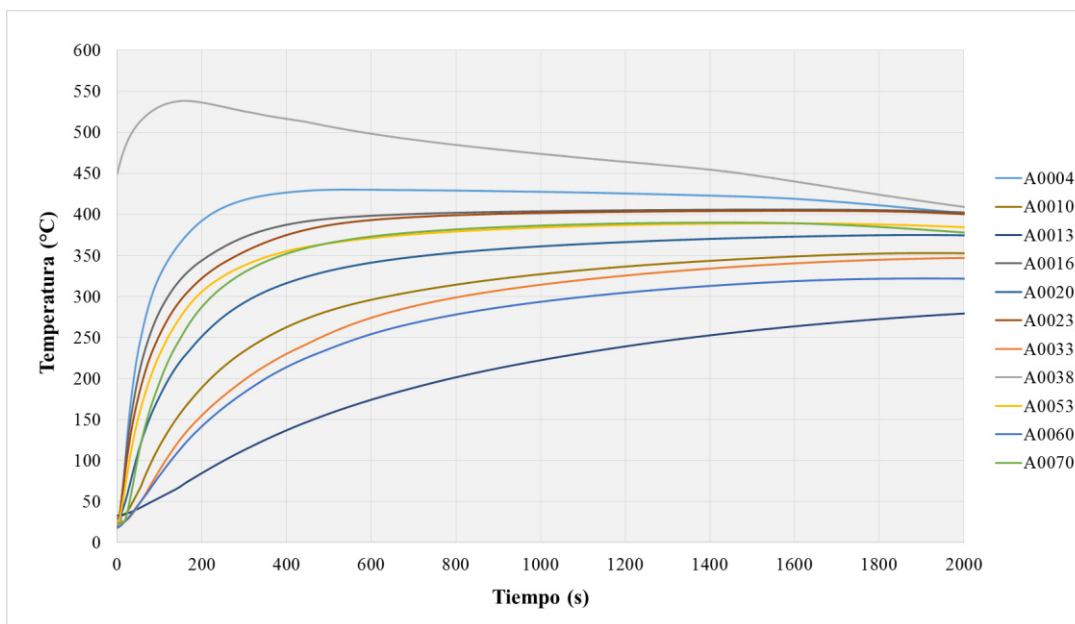


Figura 4.30 -- Perfil térmico de “chill” de acero H-13 durante la solidificación de diferentes aleaciones estudiadas.

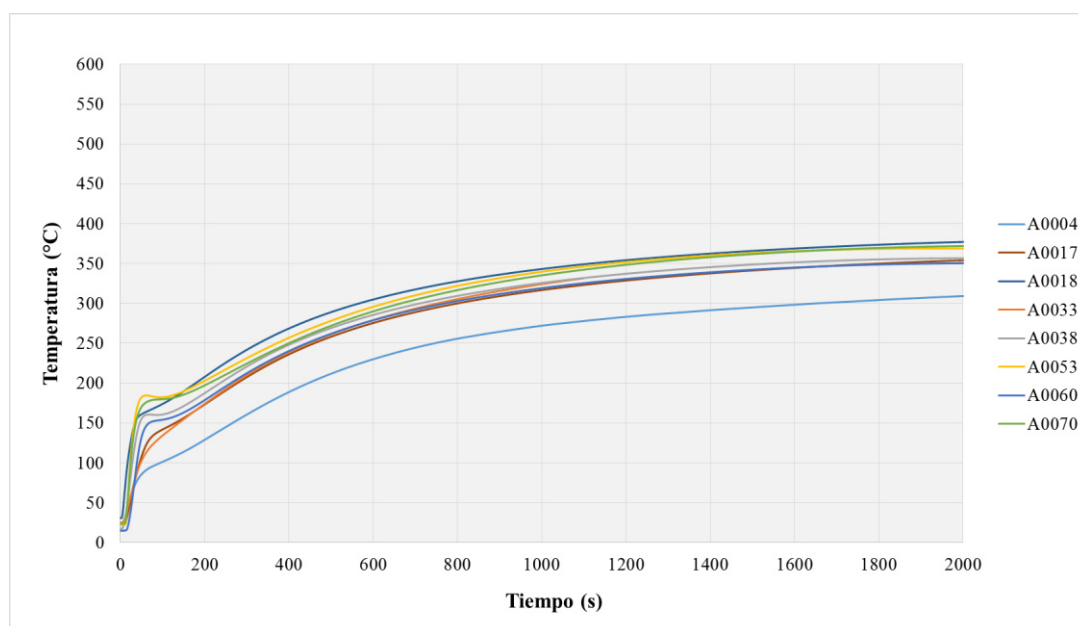


Figura 4.31 -- Perfil térmico del “chill” de hierro gris durante la solidificación de las aleaciones de estudio.

4.4 Optimización “método inverso” para obtención de coeficientes de transferencia de calor en “wedges”.

4.4.1 Generar plantilla “template” de comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor para aleaciones de aluminio hipoeutéticas.

Para calcular los coeficientes de transferencia de calor se encontró primero una plantilla del comportamiento en función al cambio de temperatura. Para esto se inició variando los coeficientes de transferencia de calor en solo cierto rango de temperatura (cada 100°C), dejando fijos los demás valores, ver figura 4.32. La plantilla se calculó con diseños de experimentos analizando el rango en el que obtiene el mejor ajuste de acuerdo a los cambios por temperatura, para todas las aleaciones vaciadas, en los termopares instrumentados, ver figura 4.33.

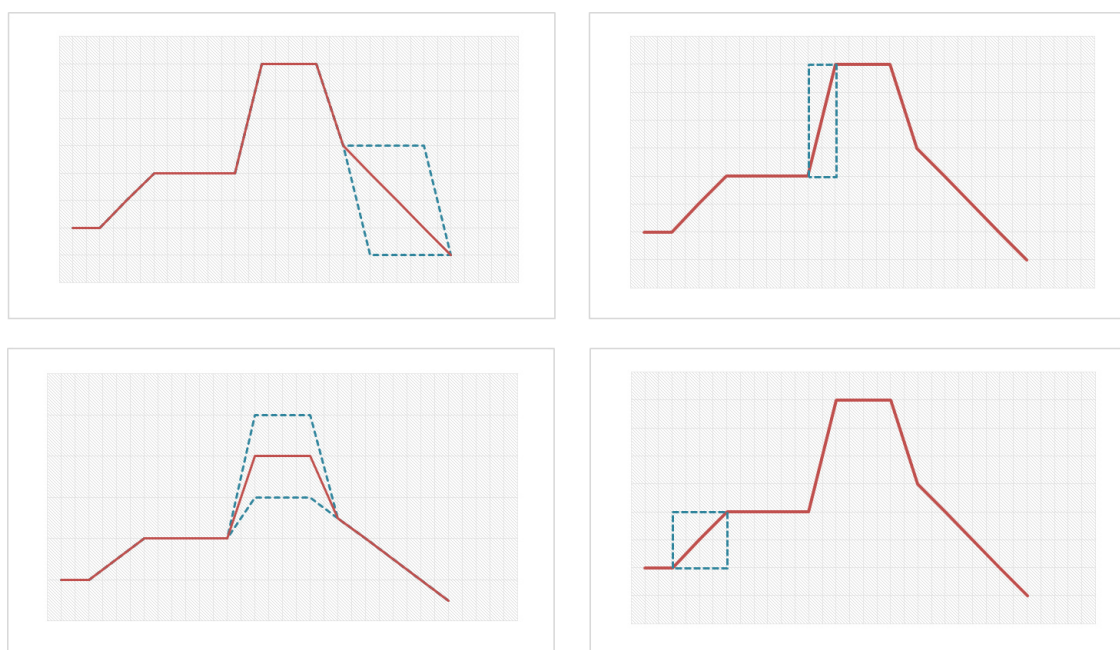


Figura 4.32 – Secuencia de comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor en los termopares.

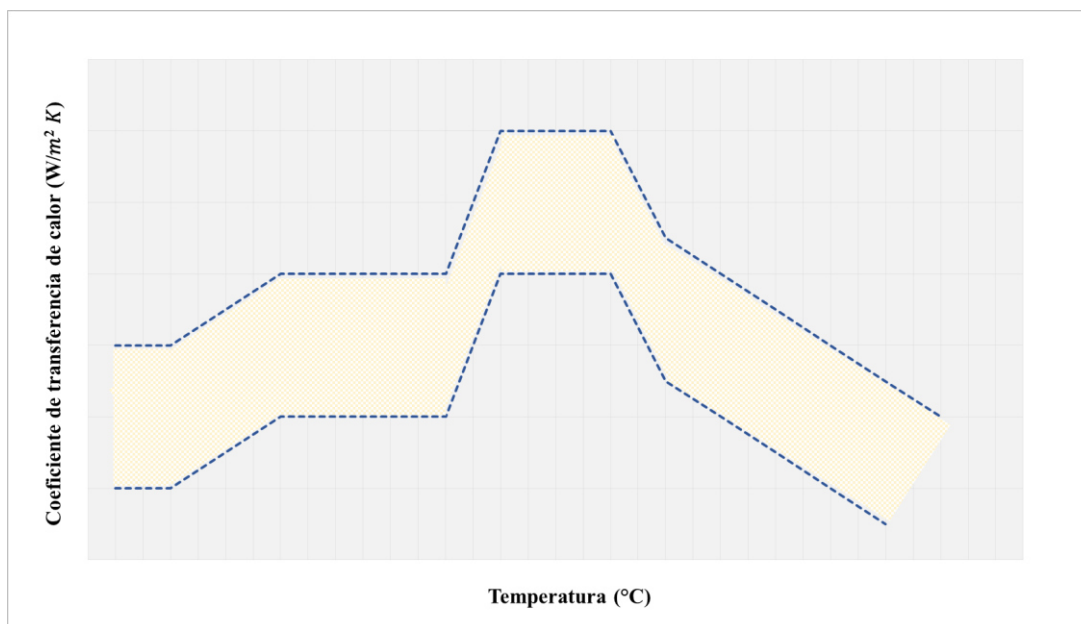


Figura 4.33 – Preparación de rangos en el método inverso para obtener los coeficientes de transferencia de calor de todas las aleaciones según el “chill” a utilizar.

4.4.2 Cálculo de coeficientes de transferencia de calor por optimización.

Después de obtener el patrón de comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor (template), se realizaron los cálculos por el método inverso para cada aleación de aluminio que está en contacto con los corazones de arena y los “chills”. En la figura 4.34 se muestra una secuencia del proceso de optimización, donde se analiza cómo se van ajustando los valores de los termopares en las simulaciones hasta llegar a empatar con los termopares reales. Finalmente el simulador arroja los valores de coeficientes a los cuales se logra el objetivo de correlacionar con la realidad (ver figura 4.35).

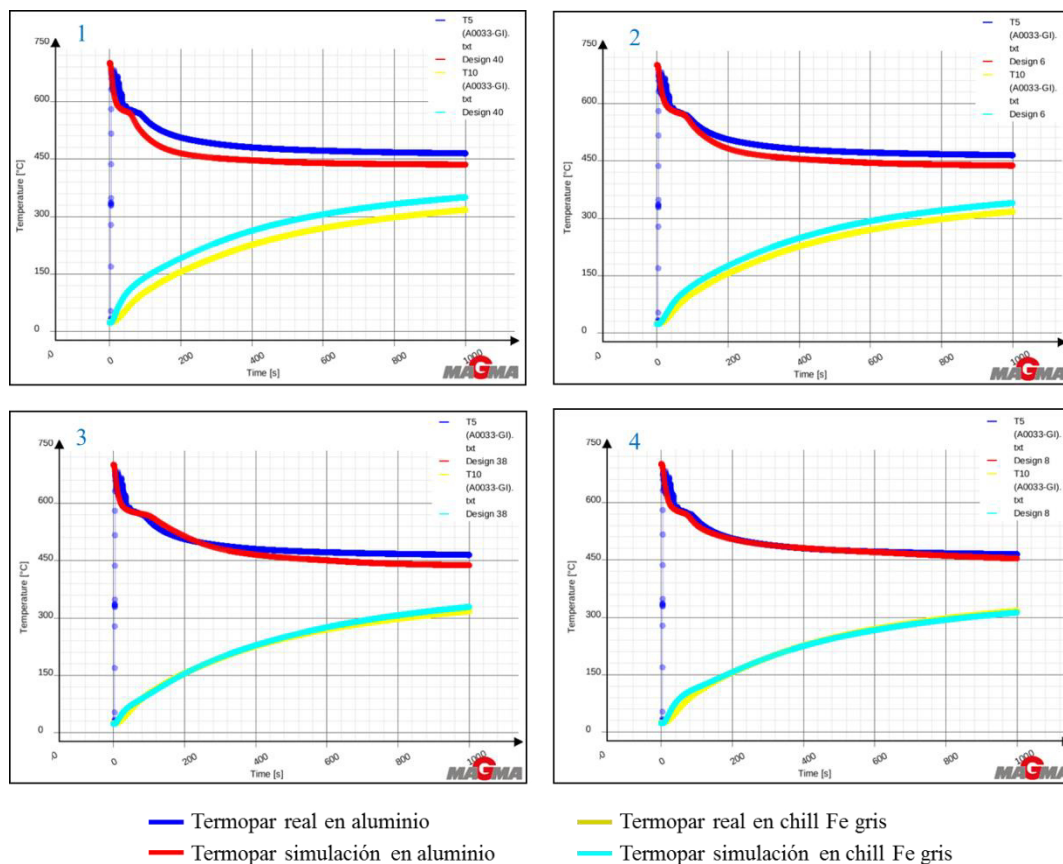


Figura 4.34 – Secuencia de optimización por el método inverso de coeficientes de transferencia de calor en termopares de aluminio y “chill” de hierro gris.

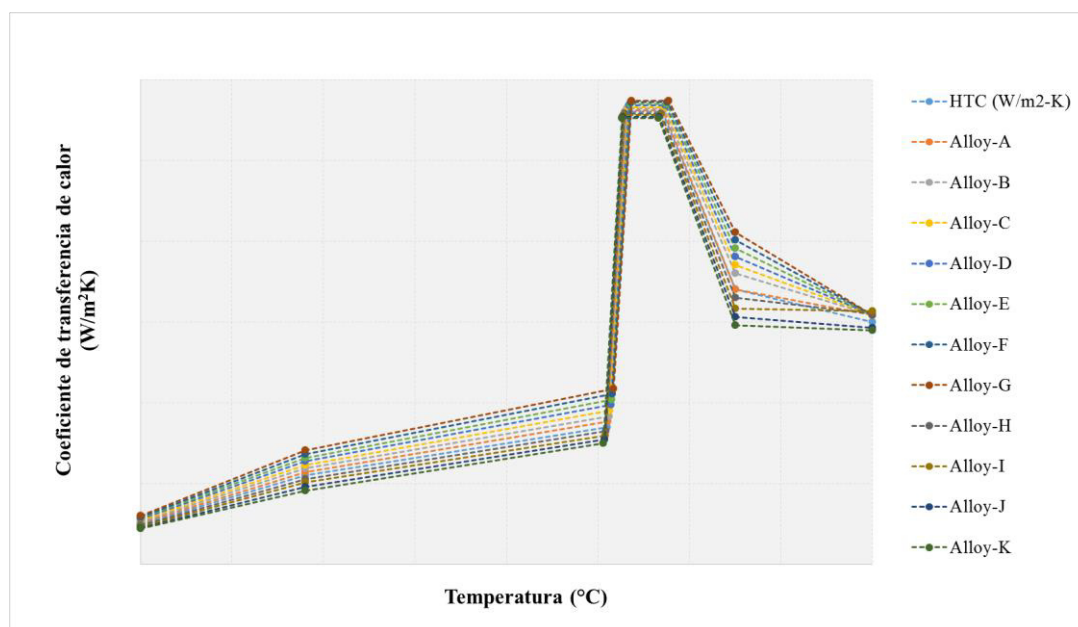


Figura 4.35 – Coeficientes de transferencia de calor calculados por el método inverso en “wedges” instrumentados.

4.5 Resultados de instrumentación en piezas físicas (blocks y cabezas).

4.5.1 Resultados en instrumentación de termopares en piezas físicas.

Como parte del proceso de correlación, se colocaron termopares en piezas físicas de monoblocks y cabezas para tener el registro térmico de diferentes secciones del casting durante todo el ciclo del proceso de fundición.

Así mismo, se definieron termopares virtuales en las mismas posiciones del casting de manera que también se tenga disponible el registro térmico que predice la simulación con los coeficientes actualmente utilizados. En la figura 4.36 se muestra la instrumentación con termopares para blocks.

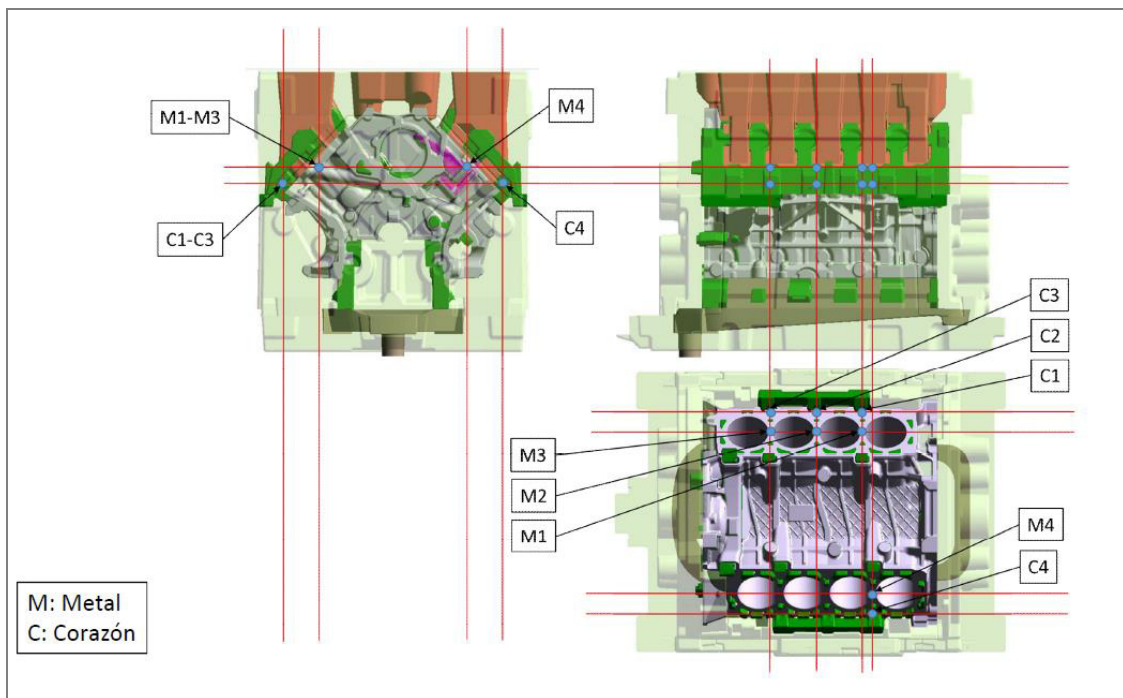


Figura 4.36 – Esquema de instrumentación de monoblocks con termopares.

Con la finalidad de correlacionar los resultados de simulación con las piezas reales, se realizó la simulación en donde se definió un termopar virtual en la misma posición del casting en donde se colocó el termopar real. El comparativo de ambos perfiles térmicos (real y virtual) se puede ver en la figura 4.37.

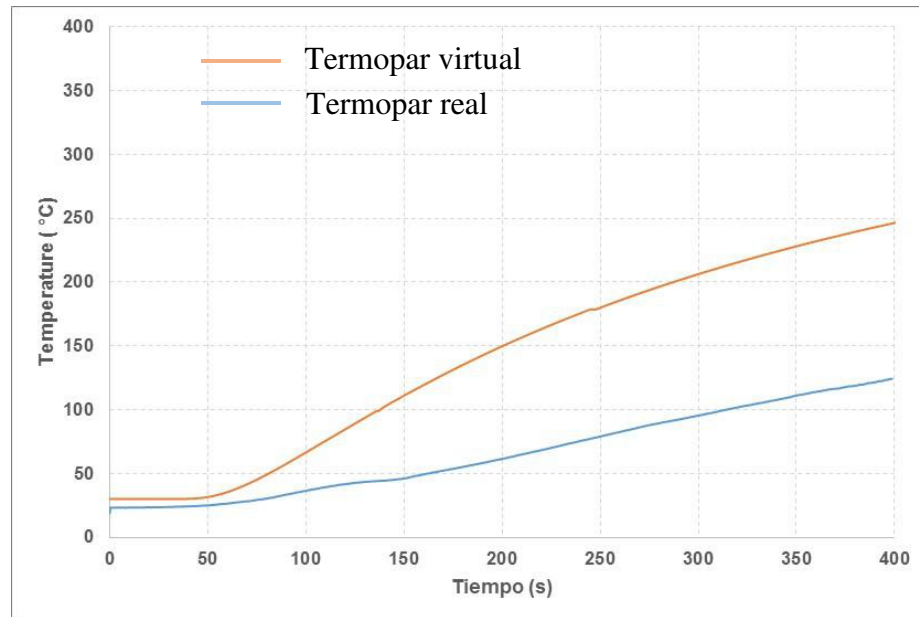


Figura 4.37 -- Registro térmico de termopares en zona de corazón de arena que rodea al área de interés.

Comparando los perfiles térmicos del termopar virtual (con los datos de coeficientes de transferencia de calor antes de calcularlos) y el termopar real, se observa una diferencia significativa entre los dos perfiles, lo que representa un error en la predicción de la simulación. Basado en éstos resultados, es necesario realizar un ajuste en los coeficientes de transferencia de calor de manera que se lleve el nivel de error al mínimo posible, para que la predicción del perfil térmico se ajuste al observado en piezas reales. El ajuste de los perfiles térmicos llevará tener una mejor correlación de las simulaciones realizadas para la predicción de defectos de fundición. Utilizando la metodología de método inverso descrita en marco teórico, y el módulo de optimización en Magmasoft®, se realiza el ajuste del coeficiente de transferencia de calor, para aproximar el perfil térmico virtual al obtenido en pruebas experimentales.

En la figura 4.38, se muestra el ajuste obtenido del perfil térmico en la posición del aluminio.

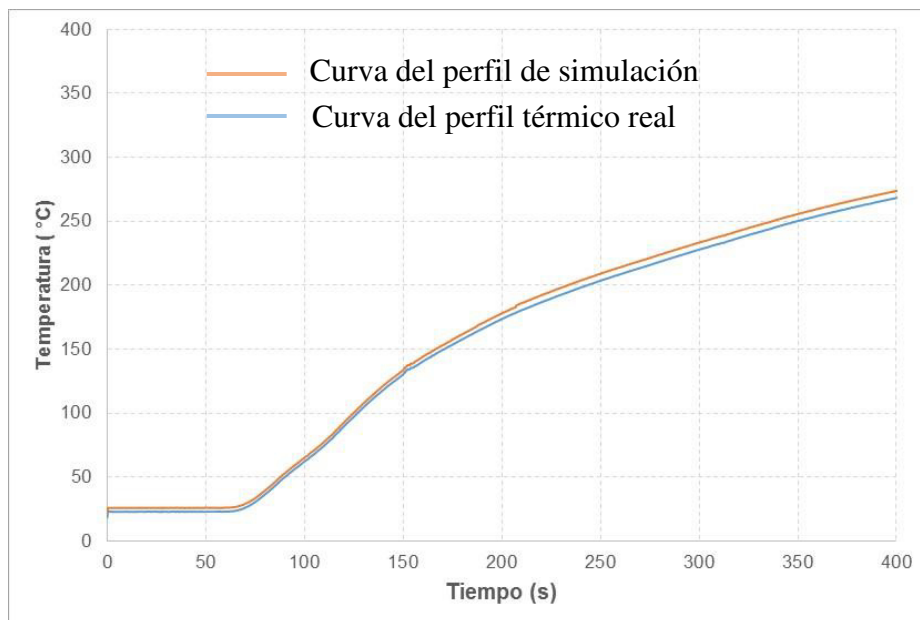


Figura 4.38 -- Ajuste del perfil térmico que experimenta el corazón de arena que rodea la zona de interés experimental.

En la figura 4.39 se puede observar el ajuste obtenido a partir de la definición del coeficiente de transferencia de calor por el método inverso, para la posición dentro del aluminio en la zona de estudio.

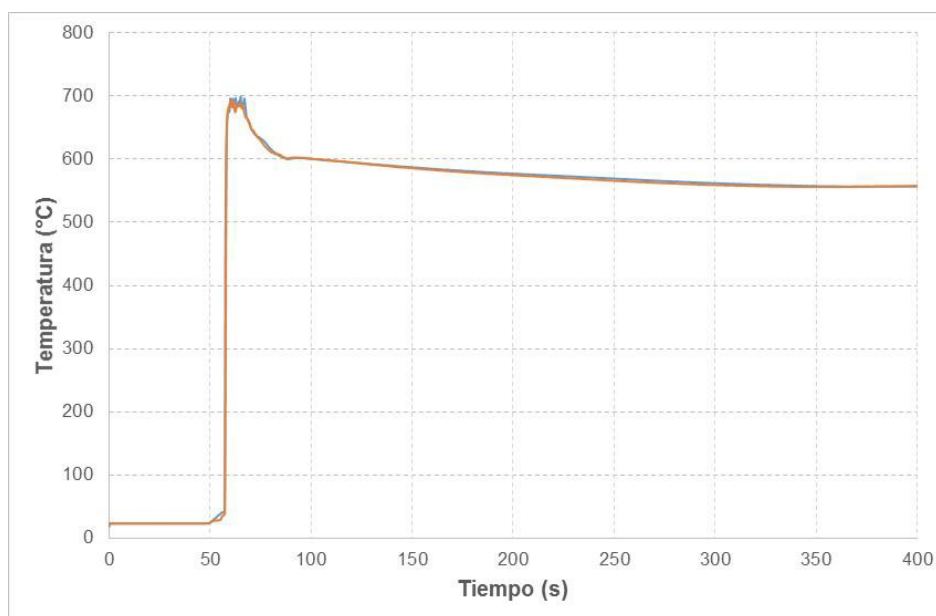


Figura 4.39 -- Ajuste de perfil térmico que experimenta el aluminio en zona de estudio.

De las gráficas anteriores, se puede observar que el ajuste realizado en el coeficiente de transferencia de calor, permite mejorar la predicción del perfil térmico obtenido en simulaciones. Se minimiza el error de las diferencias apreciadas y el nivel de correlación de las simulaciones permite predecir de una manera más precisa lo que sucede durante el proceso de casting para piezas reales.

Utilizando la misma metodología para optimizar el perfil térmico para una geometría de block, se realizó ejercicio para una cabeza de aluminio, en donde el molde es semipermanente. En el caso de block anterior el proceso es de moldeo de arena. Las posiciones de termopares definidas para la geometría de una cabeza de cilindros se muestra en la figura 4.40.

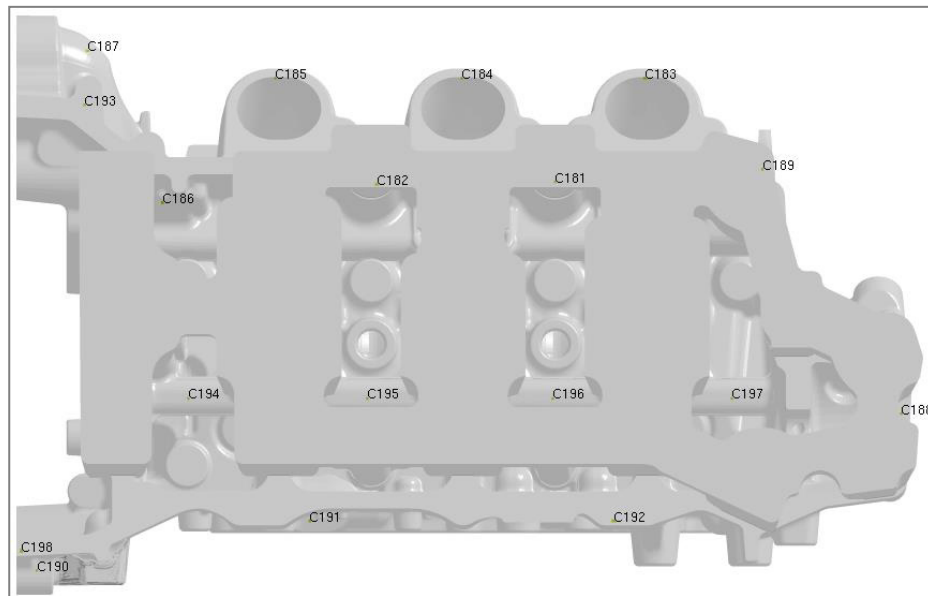


Figura 4.40 -- Posición de termopares para análisis térmico en una cabeza de aluminio producida en molde semipermanente.

Con la metodología del método inverso del módulo de optimización, se realiza el ajuste del coeficiente de transferencia de calor. En la figura 4.41 se muestra el ajuste que se logra para los termopares virtuales y el termopar de pruebas experimentales. Así mismo, como para una geometría de cabeza, el moldeo es semipermanente, se toma una

termografía del molde real durante el proceso de casting y se compara con la distribución de temperaturas que se obtienen en simulación utilizando los coeficientes de transferencia de calor ajustados basado en los perfiles térmicos experimentales.

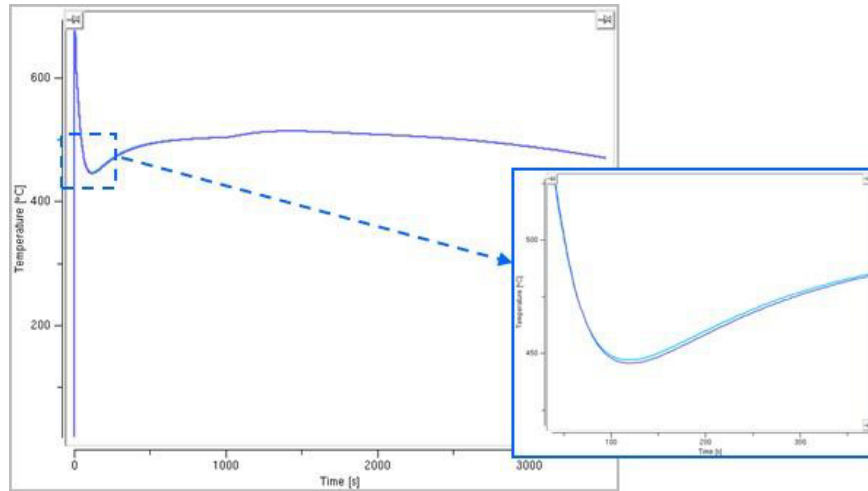


Figura 4.41 -- Ajuste del perfil térmico experimental con el registro térmico virtual mediante método inverso.

En la figura 4.42, se muestra el comparativo de la distribución de temperaturas en la componente base del molde mediante una termografía y la distribución de temperaturas en simulación.

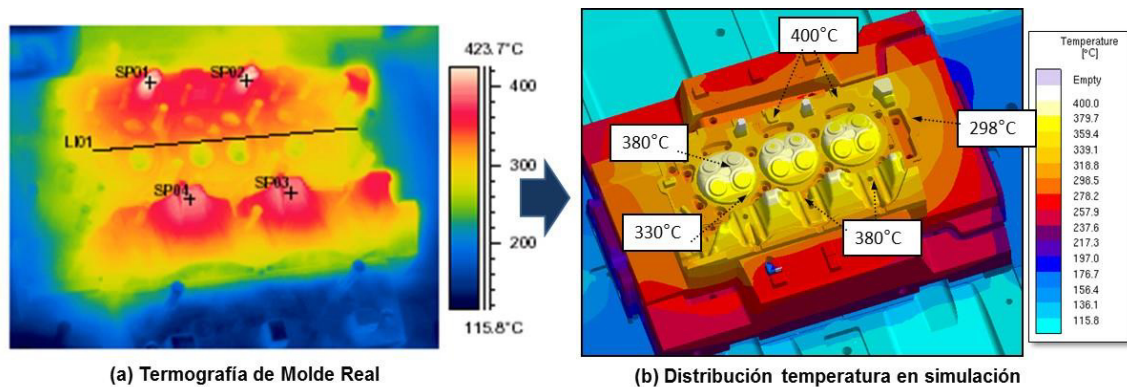


Figura 4.42 -- Comparativo de termografía de molde real con resultado de temperatura en simulaciones.

Por lo que se concluye que el ajuste de coeficiente de transferencia de calor para moldeo de arena y semipermanente, permite lograr niveles altos de correlación en el perfil térmico de termopares y distribución térmica del molde de acuerdo a los datos reales de proceso. Esto permite definir un modelo de simulación que replica perfectamente lo que sucede en el proceso de casting, permitiendo predecir los defectos que se pudieran generar y evaluar propuestas para resolverlos.

4.5.2 Comparación de los cálculos de coeficientes de transferencia de calor entre prototipos “wedges” y piezas físicas.

Los coeficientes de transferencia de calor calculados por el método inverso a partir de los datos de los termopares en los prototipos y en piezas físicas, son prácticamente los mismos, como se muestran en la figura 4.43.

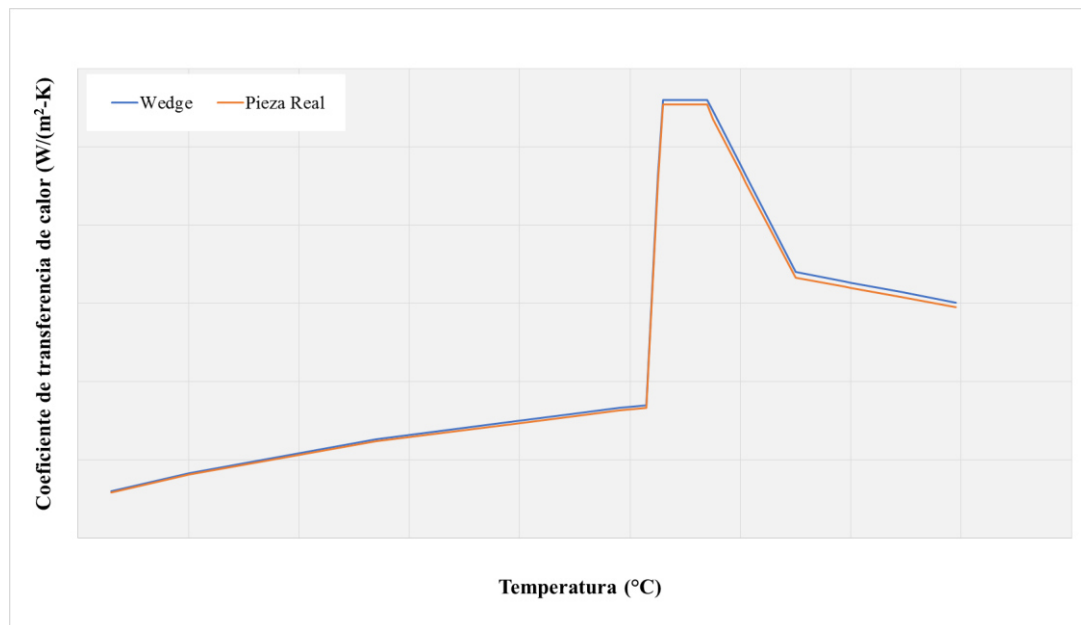


Figura 4.43 – Comparación entre los coeficientes de transferencia de calor calculados en prototipos “wedges” y en piezas físicas.

4.6 Modelo para cálculo de coeficientes de transferencia de calor por resistencias.

Para el cálculo de la transferencia de calor entre la aleación de aluminio en el molde de “wedge” en contacto con el “chill” de H-13, hierro gris y corazón de arena, se utilizó el modelo de resistencias térmicas, con la finalidad de determinar la razón de transferencia de calor a través de las paredes que componen ésta interfase.

La resistencia de conducción de cada pared es L/kA (L – distancia entre termopares; k – conductividad; A – área transversal de la sección) térmicamente conectadas y mediante la analogía de un circuito eléctrico en serie. Esto es, dividiendo la diferencia de temperaturas entre dos superficies por la resistencia total entre ellas. En la figura 4.44, se muestra el modelo de resistencias utilizado en éste análisis.

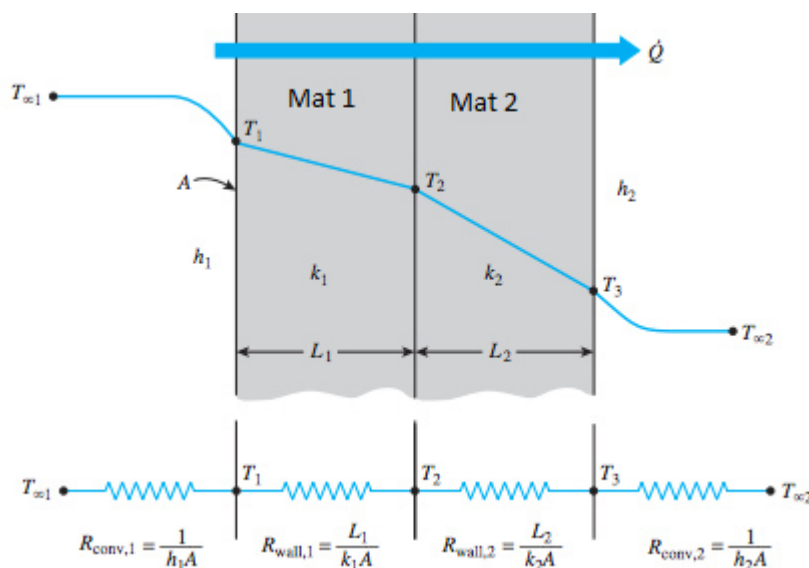


Figura 4.44 -- Red de transferencia térmica para la transferencia de calor a través de dos planos sujetos a convección [31].

Para el presente caso el modelo de red mostrado en la figura 4.44, solo considera el modo de transferencia de calor por conducción. Para el modelo anterior, se consideran las siguientes ecuaciones de calor:

$$\dot{Q} = \frac{T_1 - T_2}{R_{total}} \quad (4.1)$$

$$R_{total} = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 \quad (4.2)$$

$$R_{total} = \frac{L_1}{k_1 A} + \frac{L_2}{K_2 A} + \frac{L_3}{K_3 A} + \frac{L_4}{K_4 A} \quad (4.3)$$

Dónde: **Q** es el coeficiente de transferencia de calor, **T** la temperatura del termopar y **R** la resistencia térmica. Como ejemplo de cálculo, en la figura 4.45, se muestran los perfiles térmicos para la aleación de aluminio y el enfriador de acero H-13, a través del cual se determinará el flujo de calor.

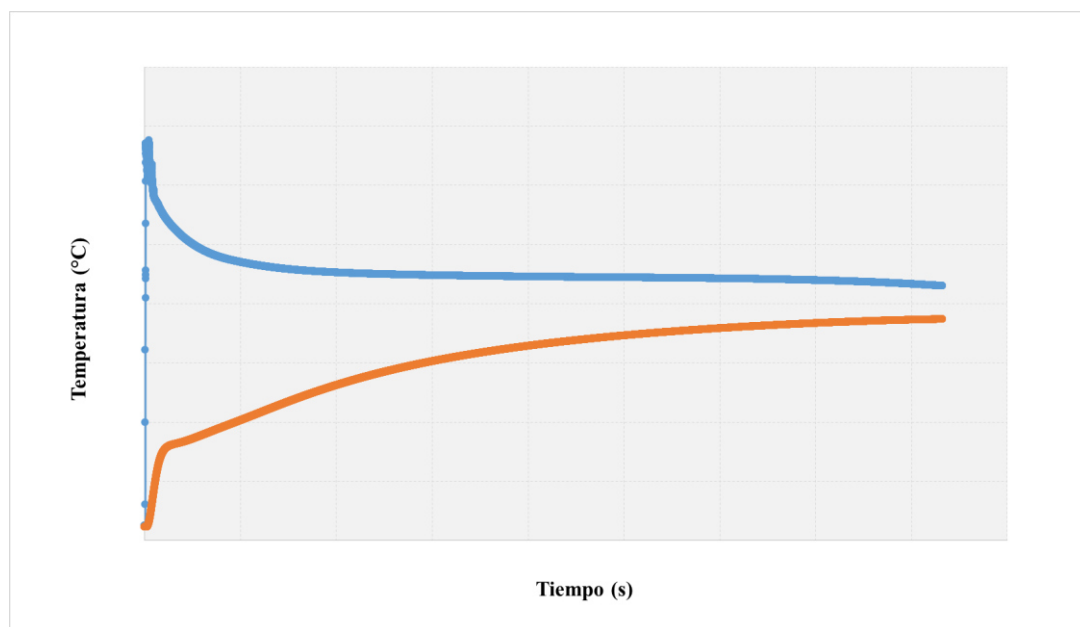


Figura 4.45 -- Perfil térmico con termopares en el aluminio y en el “chill” de acero H13, durante el proceso de solidificación.

La conductividad térmica de la aleación de aluminio y del acero H13 utilizados para realizar los cálculos de calor se muestra en la figura 4.46.

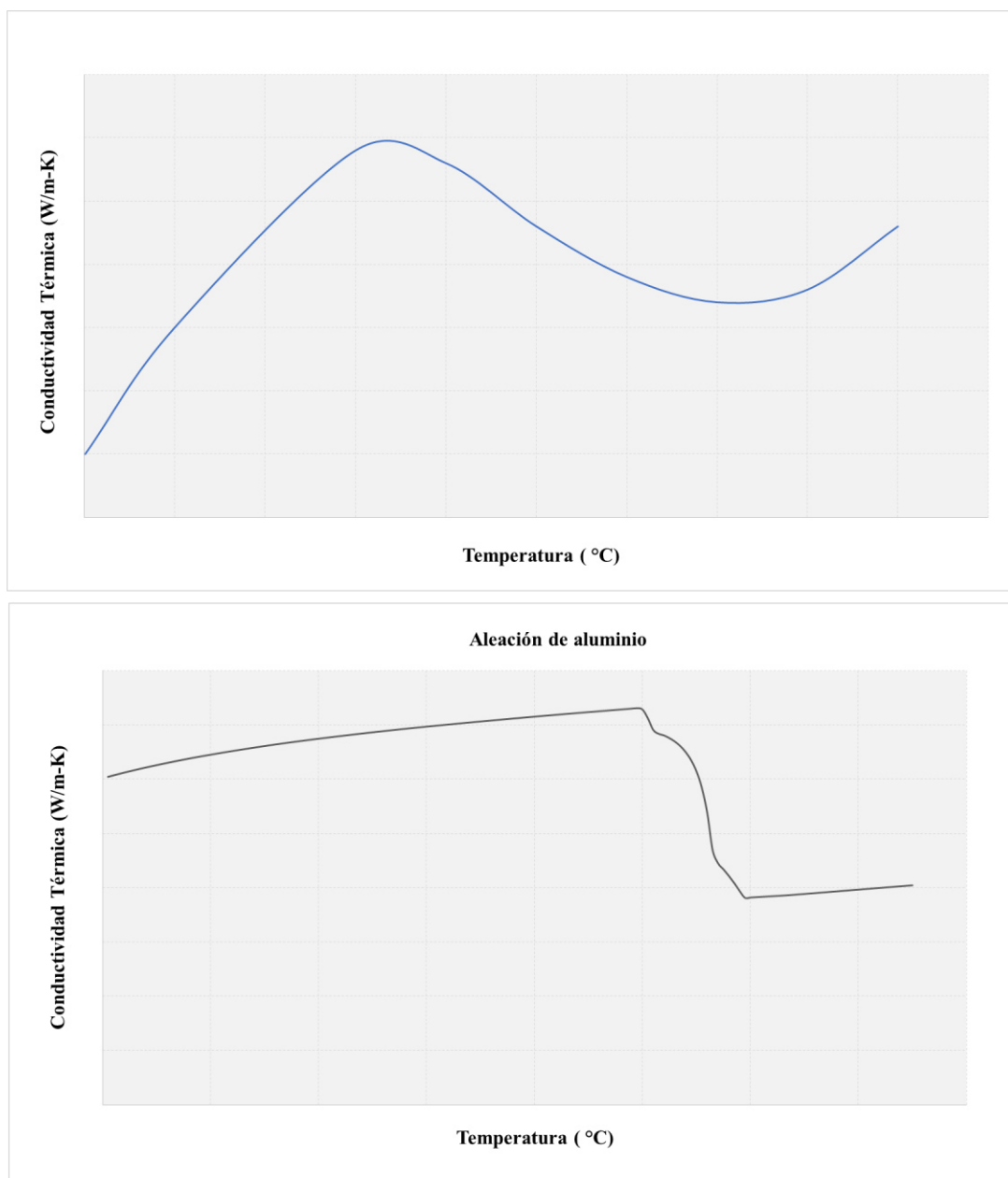


Figura 4.46 -- Conductividad térmica de las aleaciones metálicas utilizadas.

El área de transferencia de calor entre el acero y la aleación de aluminio es de 5344 mm².

En la tabla 4.1 se muestra parte de la matriz de cálculo del flujo de calor durante el enfriamiento para los componentes metálicos analizados. En la figura 4.47 se muestra la curva resultante de flujo de calor determinado mediante los cálculos previamente descritos.

Tabla 4.1 -- Parte de la matriz resultante de los cálculos de transferencia de calor.

Termopar # 8		Termopar # 9		Rcond1	Rcond2	Q (Watts)
Tiempo	Temperatura	Tiempo	Temperatura			
0	23.2	0	23.0	0.02	0.11	12.32
0.1	23.1	0.1	23.0	0.02	0.11	12.68
0.2	23.2	0.2	23.0	0.02	0.11	12.68
0.3	23.1	0.3	22.9	0.02	0.11	12.79
0.4	23.4	0.4	23.1	0.02	0.11	13.15
0.5	23.1	0.5	22.9	0.02	0.11	12.64
0.6	23.2	0.6	23.1	0.02	0.11	12.08
0.7	23.2	0.7	23.0	0.02	0.11	12.08
0.8	23.1	0.8	22.9	0.02	0.11	13.01
0.9	23.1	0.9	23.0	0.02	0.11	12.12
1	23.6	1	23.4	0.02	0.11	12.51
1.1	23.3	1.1	23.2	0.02	0.11	11.67
1.2	23.3	1.2	23.2	0.02	0.11	11.80
1.3	23.4	1.3	23.2	0.02	0.11	11.67
1.4	23.3	1.4	23.1	0.02	0.11	12.92
1.5	23.3	1.5	23.2	0.02	0.11	12.55
1.6	23.4	1.6	23.1	0.02	0.11	12.83
1.7	60.9	1.7	23.1	0.02	0.11	281.25
1.8	156.7	1.8	23.1	0.02	0.11	1304.49
1.9	232.0	1.9	23.2	0.02	0.11	2214.08
2	300.1	2	23.1	0.02	0.11	2857.53
2.1	385.6	2.1	23.2	0.02	0.11	3102.99
2.2	455.8	2.2	23.1	0.02	0.11	3147.28
2.3	508.1	2.3	23.1	0.02	0.11	3205.48
2.4	545.3	2.4	23.2	0.02	0.11	3793.07
2.5	569.6	2.5	23.1	0.02	0.11	4322.48
2.6	585.4	2.6	23.1	0.02	0.11	4552.85
2.7	592.7	2.7	23.2	0.02	0.11	4665.82
2.8	601.1	2.8	23.2	0.02	0.11	4711.32
2.9	607.3	2.9	23.2	0.02	0.11	4751.95
3	609.5	3	23.1	0.02	0.11	4785.91
3.1	614.5	3.1	23.1	0.02	0.11	4793.69
3.2	617.0	3.2	23.2	0.02	0.11	4794.25
3.3	617.5	3.3	23.2	0.02	0.11	4795.54
3.4	611.7	3.4	23.2	0.02	0.11	4779.32
3.5	603.1	3.5	23.1	0.02	0.11	4735.29
3.6	596.6	3.6	23.1	0.02	0.11	4667.84
3.7	596.7	3.7	23.2	0.02	0.11	4661.39
3.8	600.1	3.8	23.2	0.02	0.11	4682.77
3.9	605.6	3.9	23.2	0.02	0.11	4673.71
4	602.0	4	23.2	0.02	0.11	4647.26
4.1	593.4	4.1	23.1	0.02	0.11	4646.51

Teniendo los datos de conductividad de los materiales, de los termopares (T-t), ubicación de las distancias entre ellos, se calculan de igual manera para el hierro gris y los corazones de arena. En la figura 4.47 (a) se muestran las curvas de coeficientes de transferencia de calor obtenidos por este método. En la figura 4.47 (b) realizando un ajuste en el modelo por resistencias de Newton, al considerar las propiedades de densidad y capacidad calorífica de las aleaciones, se obtuvieron mejores aproximaciones de correlación en los coeficientes calculados. Este ajuste se realizó considerando el comportamiento de los materiales, obteniendo un factor que se calculó mediante la expresión $(1/\text{Rho} \cdot \text{cp})$.

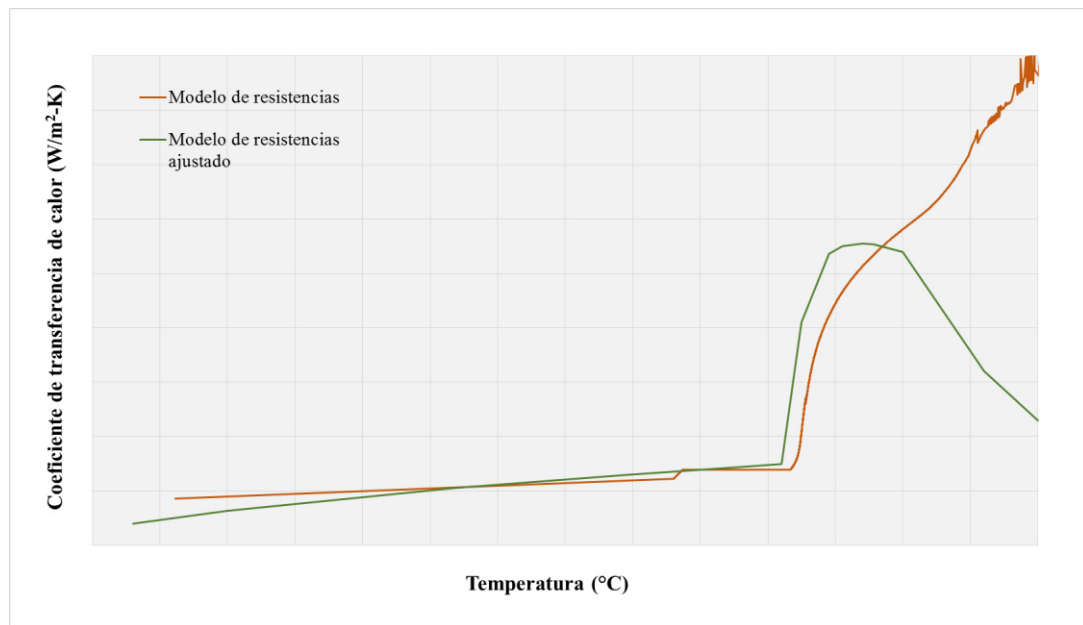


Figura 4.47 – Curvas de los coeficientes de transferencia de calor para: (a) Método por resistencias y (b) Método de resistencias ajustado de Newton.

4.7 Modelo estadístico para obtención de coeficientes de transferencia de calor.

A partir de los datos obtenidos del comportamiento del coeficiente de transferencia de calor en función de la temperatura para las aleaciones estudiadas, se construye un modelo matemático que considera la temperatura y la difusividad de la aleación como variables independientes, mientras que la variable de respuesta es el coeficiente de transferencia.

Por medio de la metodología de superficie de respuesta, se construye el modelo multi variable para la temperatura y difusividad, en donde se definen las constantes para el modelo que se muestra en la siguiente ecuación:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2 \quad (4.4)$$

Dónde:

Y = Coeficiente de transferencia de calor

X_1 = Temperatura

X_2 = Difusividad de la aleación

β_0 = Contante de regresión

β_1 = Constante de cambio para la variable “temperatura”

β_2 = Constante de cambio para la variable “difusividad”

Este modelo fue construido a partir de los rangos de temperatura en que se presenta un cambio drástico en el coeficiente de transferencia de calor. En la figura 4.48 se muestra la gráfica de un coeficiente de transferencia de calor, en donde se identifican tres rangos de temperatura en que fue determinado el coeficiente con la metodología de superficie de respuesta.

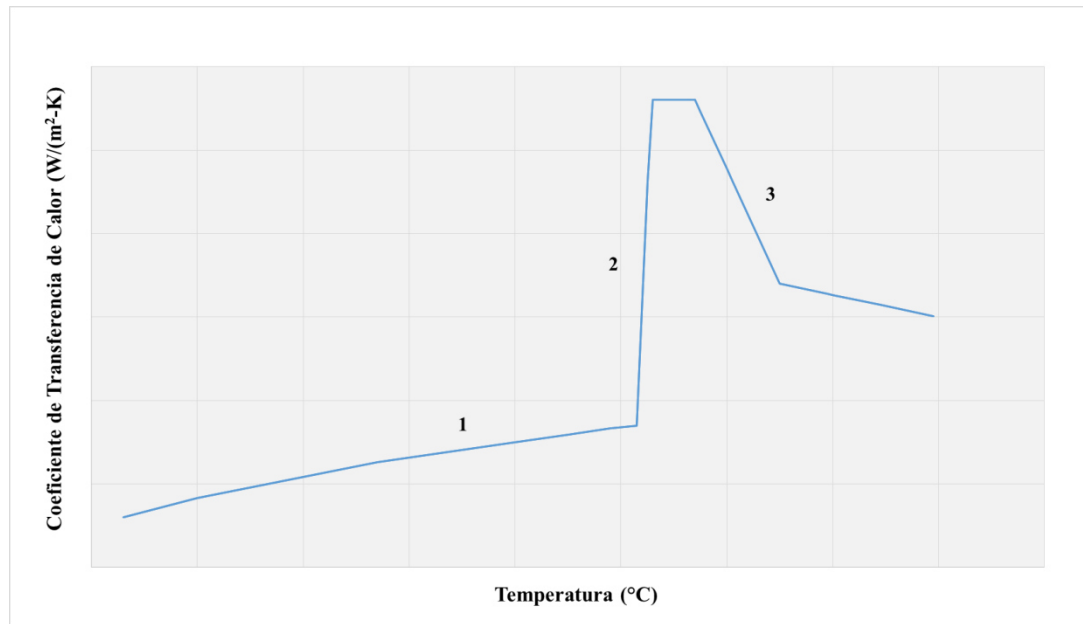


Figura 4.48 -- Coeficiente de transferencia de calor entre la aleación de aluminio y acero H-13.

Los rangos de temperatura en que se definió el coeficiente fueron:

1. Coeficiente para rango de 30°C a T_{solidus}
2. Coeficiente para rango de T_{solidus} a T_{liquidus}
3. Coeficiente para rango de T_{liquidus} a 795°C

Para la interfase de aluminio con acero H-13, el modelo obtenido en estos rangos de temperatura fueron:

Rango 30°C a T_{solidus}

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

Rango T_{solidus} a T_{liquidus}

$$Y = 97.5T - 48875$$

Rango T_{liquidus} a 795°C

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

En la figura 4.49, se muestra el comparativo del coeficiente de transferencia de calor medido en experimentación comparado con la predicción del modelo construido para interfase con acero H13:

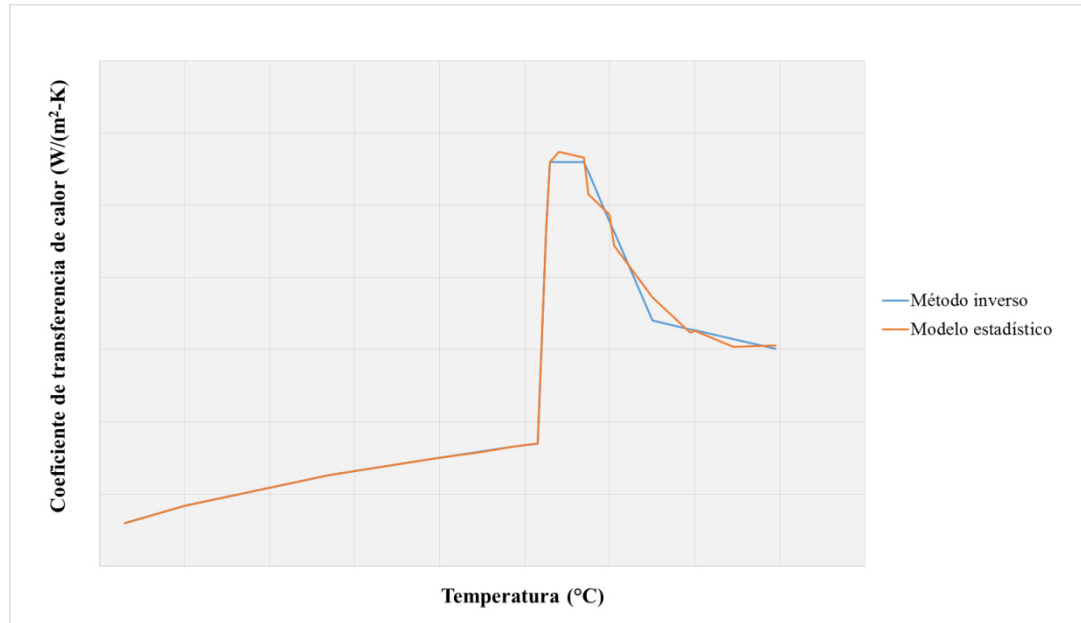


Figura 4.49 -- Comparativo de coeficiente de transferencia de calor experimental y predicción del modelo para interfase de aluminio con H-13.

De la misma forma se construyó el modelo matemático para el coeficiente de transferencia para la interfase de aluminio con hierro gris.

Para este modelo se definen los siguientes rangos de temperatura:

Rango de 30°C a T_{solidus}

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

Rango de T_{solidus} a T_{liquidus}

$$Y = 76.785T - 37974.625$$

Rango de T_{liquidus} a 790°C:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

La figura 4.50, muestra el comparativo del coeficiente de transferencia de calor obtenido experimentalmente y el coeficiente de transferencia de calor obtenido mediante el modelo matemático.

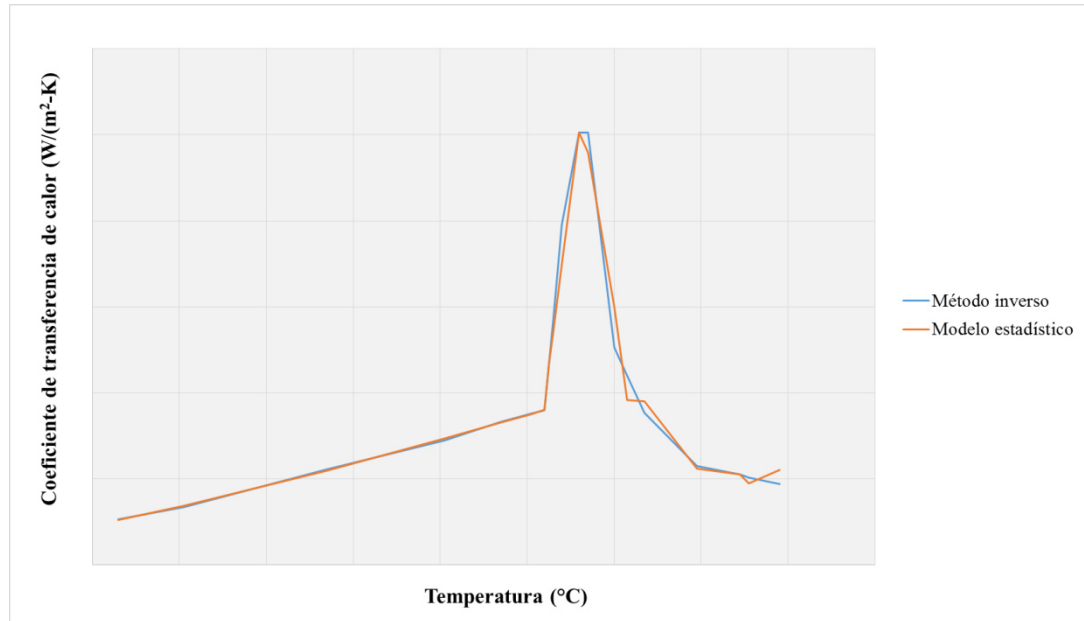


Figura 4.50 -- Comparativo de coeficiente de transferencia entre Aluminio y hierro gris experimental y predicción del modelo matemático.

El modelo de coeficiente de transferencia de calor para la aleación de aluminio en contacto con arena sílica de corazón, se determinó para los siguientes rangos de temperatura:

Rango de 30°C a T_{solidus}

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

Rango de T_{solidus} a T_{liquidus}

$$Y = 0.013T + 1430.67$$

Rango de T_{liquidus} a 790°C

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_1^2 X_1^2 + \beta_2^2 X_2^2 + \beta_1 \beta_2 X_1 X_2$$

El comparativo de la predicción del modelo matemático con los resultados experimentales del coeficiente de transferencia de calor se muestra en la figura 4.51.

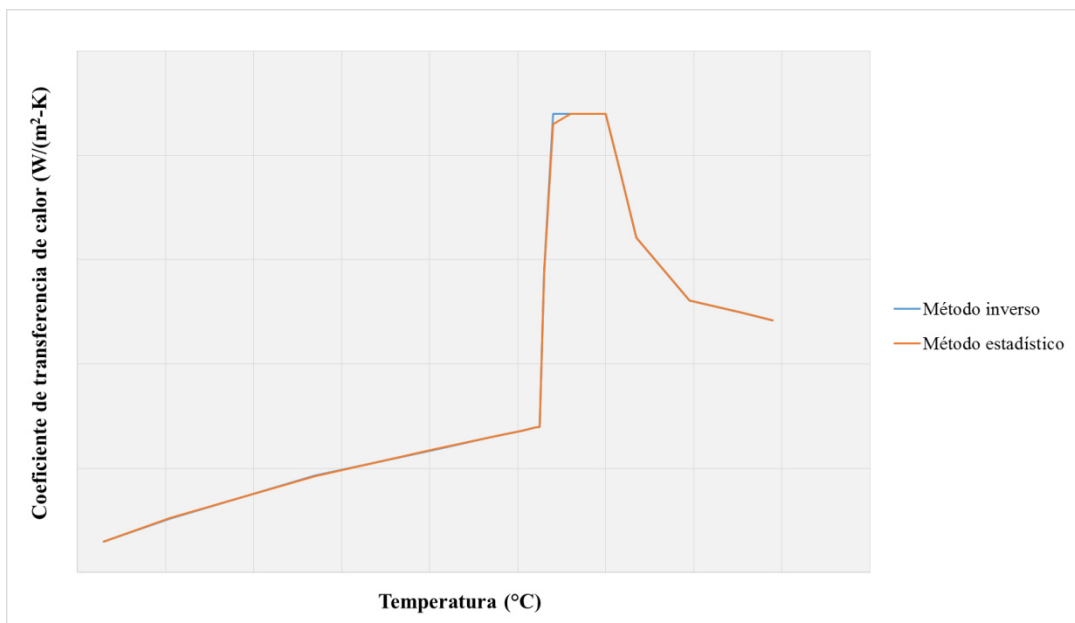


Figura 4.51 -- Comparativo de coeficiente de transferencia de calor entre aluminio y arena sílica determinado experimentalmente y del modelo matemático.

En la figura 4.52, se muestran las gráficas del residual del modelo respecto a cada una de las variables del modelo (Temperatura y difusividad), en donde se aprecia que el modelo cumple con las reglas de normalidad, homocedasticidad e independencia de los errores, lo que da confiabilidad de un modelo bien construido en base a los datos.

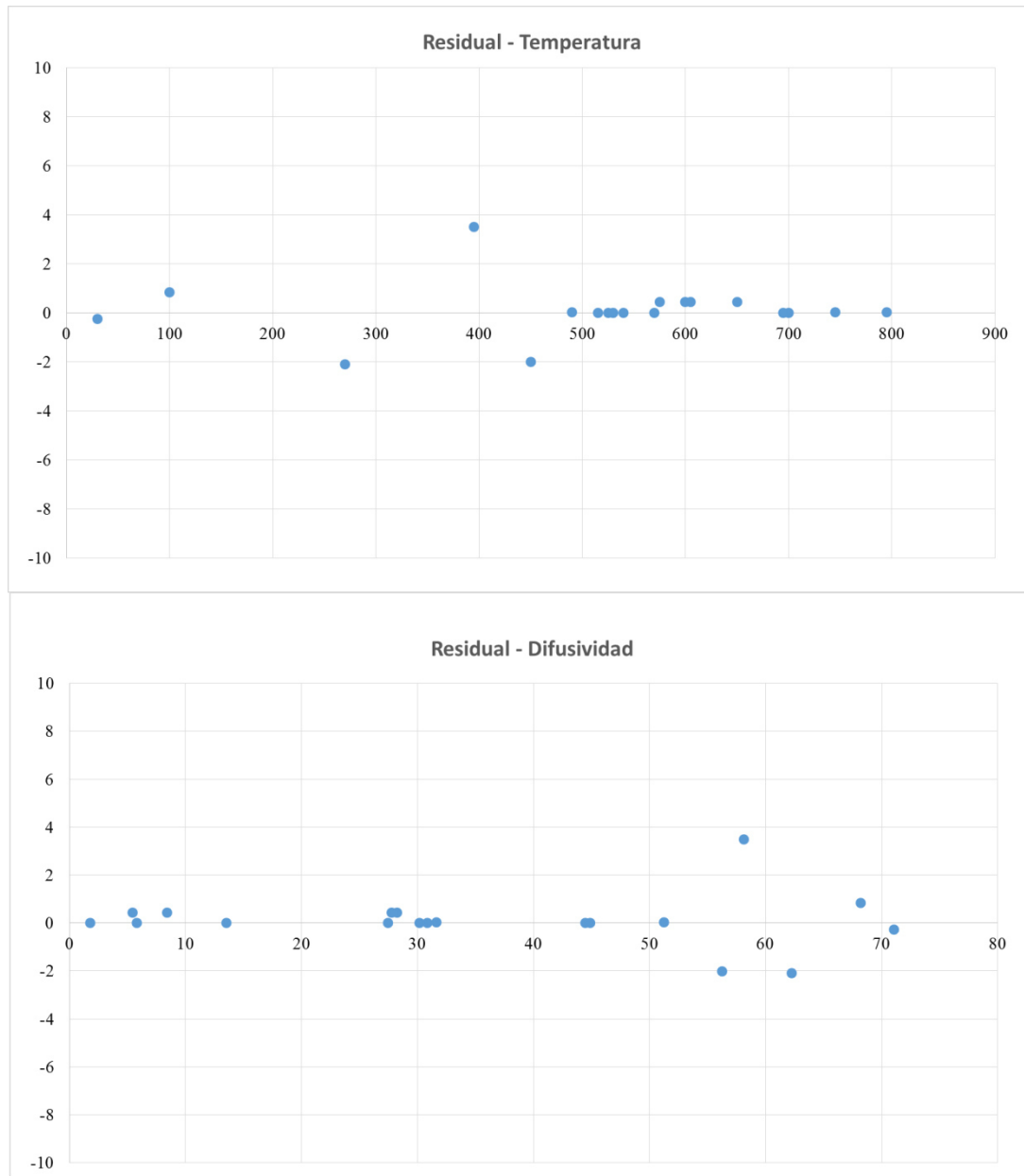


Figura 4.52 -- Comparativo del residual del modelo con respecto a las variables del modelo matemático.

4.8 Comparación de modelos de obtención de coeficientes de transferencia de calor.

Analizando los modelos de cálculo de coeficientes de transferencia de calor (método por resistencias ajustado y modelo estadístico) contra el método inverso por optimización en simulación, se encuentran las siguientes diferencias, mostradas en la figura 4.53. El modelo estadístico es el que se acerca mejor a la realidad con un 3% de error, mientras que el modelo por resistencias ajustado tiene un error aproximado del 20%. Estas diferencias se deben a que el modelo de resistencia de Newton considera solamente la conductividad térmica del material, sin embargo la difusividad también tiene un efecto importante en la transferencia de calor. El método inverso considera todas las propiedades de los materiales y ajusta hasta reducir al mínimo las diferencias entre los termopares reales y de simulación.

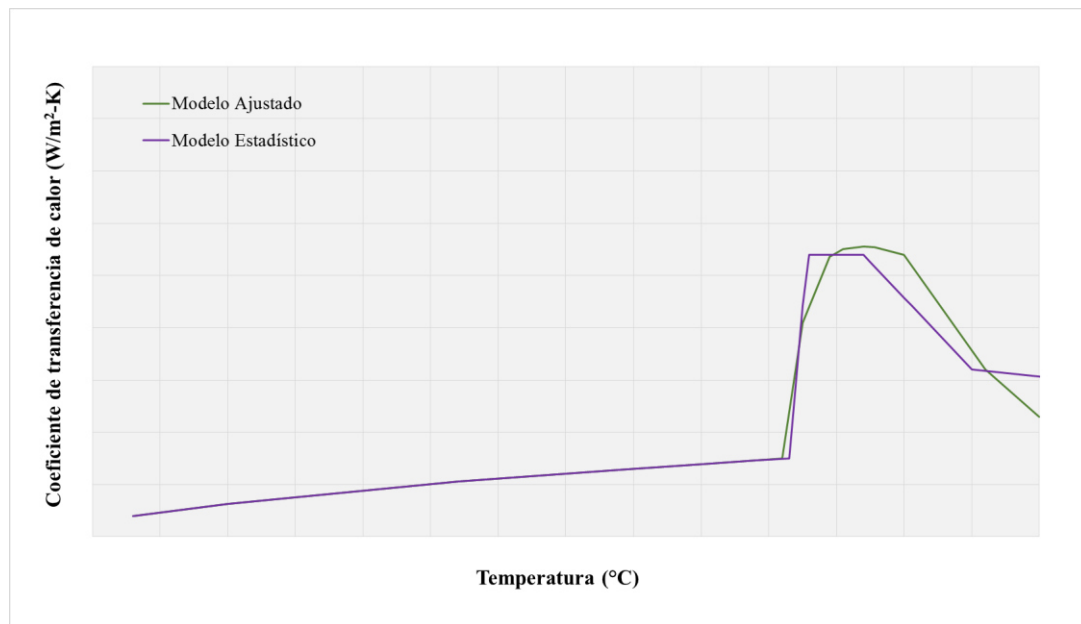


Figura 4.53 – Comparación entre modelos de obtención de coeficientes de transferencia de calor.

4.9 Análisis de correlación en simulaciones y “wedges” físicos.

En la figura 4.54, se muestran las secciones de los “wedges”, mostrando el nivel de macro porosidad que presentan las aleaciones y su correlación con simulaciones utilizando los coeficientes de transferencia de calor optimizados. En donde se observa el nivel de contracción que cada aleación en su proceso de solidificación.

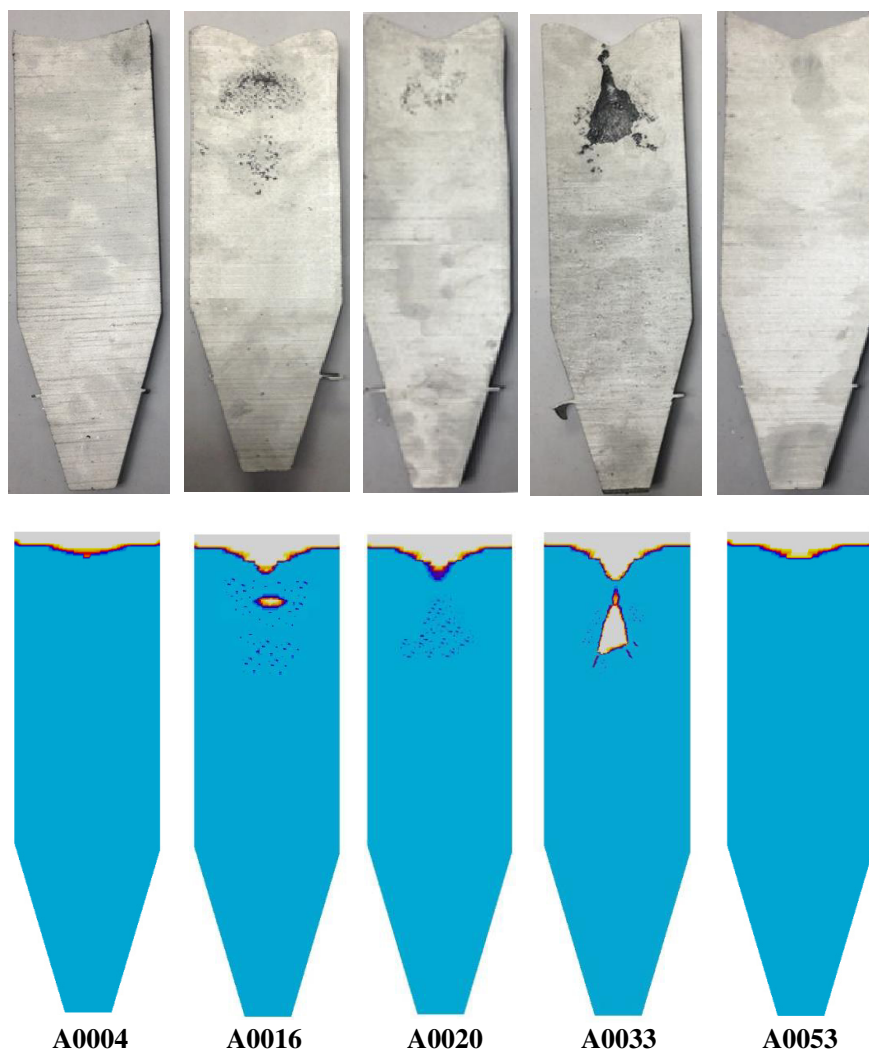


Figura 4.54 – Análisis de porosidad en “wedges” reales y de simulaciones.

En la figura 4.55, se analiza el comportamiento del SDAS en cada una de la condiciones de solidificación en los “wedges” vaciados (arena, hierro gris y acero H13). El menor SDAS se presenta cuando la interfase es de acero H13, con valores de 21 μm , cuando el aluminio está en contacto con el hierro gris se tienen valores de 29 μm , mientras que cuando la interfase es de arena, el SDAS es de 82 μm . Los valores de microestructura son tomados a 5 mm de la superficie de contacto. En el anexo 2, se encuentran muestras de microestructuras obtenidas en las zonas de análisis para los “wedges” vaciados.

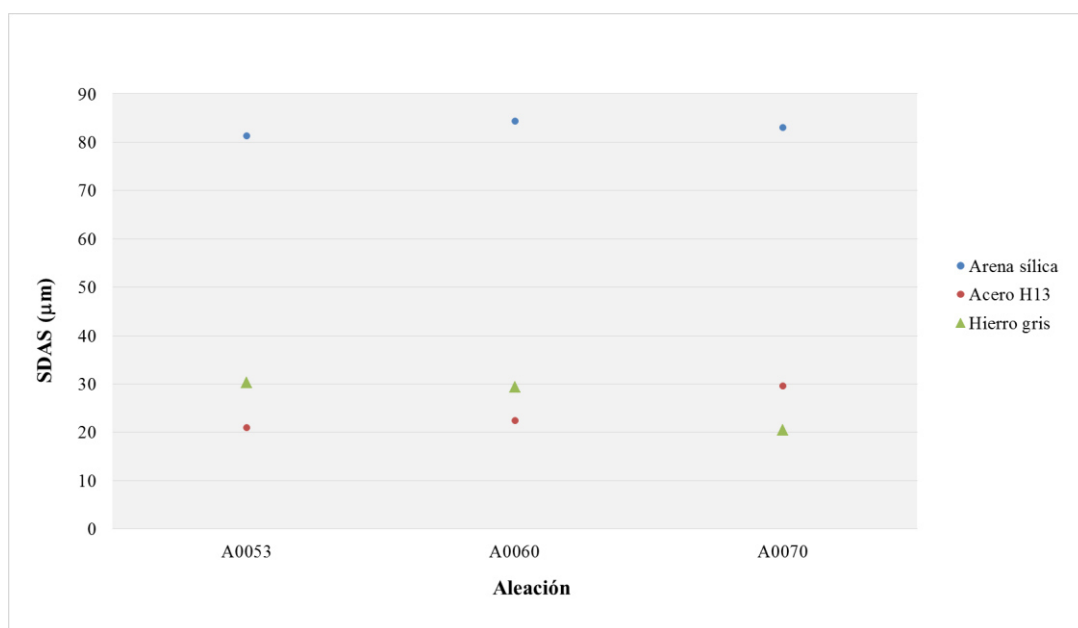


Figura 4.55 – Comportamiento del SDAS en los “wedges” vaciados con las tres interfases analizadas (arena, acero H13 y hierro gris).

Los valores reportados de SDAS y porosidad en piezas reales indican un modelo de simulación con alto nivel de correlación para predecir los defectos generados en los procesos de fundición. Esto debido a que al determinar los coeficientes de transferencia de calor por el modelo matemático para cualquier composición química en las aleaciones hipoeutécticas, utilizadas en la fundición de autopartes, se demuestra que

representa adecuadamente las condiciones reales que experimentan las piezas durante el proceso de solidificación, siendo de suma importancia para la empresa como para los clientes de las plantas armadoras de motores tener estos niveles de predicción y correlación. De otra manera, si el coeficiente de transferencia de calor no define adecuadamente las condiciones bajo las cuales se efectúa el intercambio térmico entre las diferentes interfaces de la pieza, nos puede predecir defectos que normalmente no se replicarían en las condiciones reales, o bien se pueden ignorar zonas de defectos con alto riesgo de falla para la pieza. En ambos casos incurrimos en altos costos por tiempo computacional tratando de resolver problemas que no se tendrán y altos costos económicos al definir un molde que produce piezas con defectos.

CAPÍTULO 5

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

- El análisis de la base de datos y de las piezas enviadas al laboratorio externo muestran que hay excelente correlación en la información que arroja el software JMatPro[®], esto debido a que los cálculos de las propiedades termo físicas son calculados por el comportamiento termodinámico y de las fases de los elementos de aleación a diferentes temperaturas.

- El silicio y el cobre son los elementos aleantes analizados en las aleaciones de aluminio hipoeutécticas que tienen mayor efecto en las propiedades termo físicas de conductividad térmica, capacidad calorífica y por lo tanto en la difusividad. Por otro lado, el hierro y el estroncio (modificador) no tienen un efecto significativo en modificar estas propiedades, esto debido a que los rangos de análisis no fueron muy abiertos como para modificar las propiedades que afectan los coeficientes de transferencia de calor, ya que son los rangos que se utilizan para aleaciones base de silicio hipoeutécticas.

- La variación de los elementos aleantes en la aleación, modifican las temperaturas de “liquidus” y “solidus” de las aleaciones, y por lo tanto mueven las curvas de las propiedades termo físicas hacia menos o más temperatura, igual la magnitud de la propiedad.

- Los datos obtenidos con termopares de los prototipos “wedges”, son confiables para hacer estudios de laboratorio ya que representan el mismo comportamiento de la solidificación que se tienen en las cabezas y monoblocks. Por lo que se pueden

instrumentar con mayor rapidez y con menor costo. Se recomienda comprobar cada coeficiente de transferencia en “wedges” con piezas de producción.

- Los resultados de SDAS y de porosidad tienen correlación entre las piezas reales y las simuladas, una vez que los coeficientes de transferencia de calor son calculados.

- Los coeficientes de transferencia de calor para las aleaciones de aluminio hipoeutécticas tienen una relación directa con el comportamiento de la difusividad.

- Se concluye que es posible obtener los coeficientes de transferencia de calor por el método inverso, con un alto nivel de correlación (98% mínimo), y se observa que el comportamiento de los coeficientes depende de las propiedades de las aleaciones, composición química y de los cambios que suceden en el paso de líquido a sólido.

- A partir de la información estadística y de la base de datos de los materiales, el modelo estadístico desarrollado es capaz de calcular los coeficientes de transferencia de calor de cualquier aleación hipoeutéctica de la familia de aleaciones de aluminio base silicio, con un alto nivel de confianza (arriba del 95%).

- Los coeficientes de transferencia de calor para aleaciones base aluminio cobre, presentan un nivel de confianza superior al 85%, conociendo sus propiedades termo físicas.

- Con estos cálculos de coeficientes de transferencia de calor, se debe tener excelente correlación con la realidad, en la predicción de datos de los procesos de fundición como porosidades por contracción, temperaturas de pieza y molde, propiedades mecánicas y esfuerzos residuales antes y después de tratamiento térmico.

- Para el desarrollo de productos con nuevas aleaciones o modificaciones en la composición química, es muy importante conocer los coeficientes de transferencia de

calor de las aleaciones para predecir su comportamiento de los procesos de fundición, con esta metodología se pueden calcular rápidamente.

Recomendaciones.

- Se recomienda calcular los coeficientes de transferencia de calor para los métodos estadístico y de optimización por el método inverso, en cualquier cambio de la composición química que se está utilizando en el proceso de fundición.
- Esta metodología puede utilizarse para definir los coeficientes de transferencia de calor en aleaciones de aluminio hipereutécticas, de igual forma, para evaluar otros materiales como interfase de extracción de calor como insertos de cobre-berilio, anviloy, arena de cromita, zirconia, entre otros.

BIBLIOGRAFÍA

- 1.- Manual Magma Frontier.
- 2.- Totten George E., Mackenzie D. Scott, Handbook of Aluminum Vol. 1, Marcel Dekker Inc. USA, 2003.
- 3.- <http://www.edicionsupc.es/ftppublic/pdfmostra/EM02703M.pdf>
- 4.- <http://materias.fcyt.umss.edu.bo/tecnologia-II/PDF/cap-226.pdf>
- 5.- <http://isa.umh.es/isa/es/asignaturas/tftm/Tema%206%20Conformado%20por%20Moldeo%20-%20Metales.pdf>
- 6.- <http://www.iescristobaldemonroy.org/Departamentos/Tecnologia/Temas/bachill/14%20Moldeo2.pdf>
- 7.- Lennart Backerud. "Solidification Characteristics of Aluminium Alloys", Vol. 2 1990.
- 8.- Stuart Mc. Donald. "Eutectic Solidification and Porosity Formation in Unmodified and Modified Hypoeutectic Al-Si Alloys" Tesis de Doctorado, 2002 Australia.
- 9.- A.K. Dahle, "Eutectic Solidification in Hypoeutectic Al-Si Alloys and its effect on Porosity", 2do International Symposium on shape aluminum casting. ASM 2002.
- 10.- John D, Verhoeven. Fundamentos de Metalurgia Física. Limusa 1987.
- 11.- Donald R. Askeland. The Science and Engineering of Materials. PWS 1994.
- 12.- J. Campbell. Castings. Butterworth-Heinemann, Londres 1991.
- 13.- Serope Kalpakjian. Manufacturing Processes for Engineering Materials. Addison Wesley 1992.
- 14.- M.C. Flemmings, T.Z. Kattarnis, B.P. AFS Transactions 91-176, pag.501.
- 15.- J.A. Horwath, L.F. Mondolfo. Acta Metalúrgica vol. 1º pag. 1037 1962.
- 16.- Valdés R. "Tesis: Efecto del Sr en la solidificación de las aleaciones Al-Si A319 y su análisis térmico" 2003.
- 17.- M.C. Fleming, "Solidification Processing". McGraw-Hill 1974.
- 18.- http://www.simtec-inc.com/fem_vs_fdm.htm
- 19.- http://www.ersadokum.com.tr/eng_teknoloji.htm
- 20.- <http://student.dcu.ie/~lipowim2/files/DCU%20Project%20%20Marcin%20Lipowiecki.pdf>

- 21.- http://www.flow3d.com/flow3d/flow3d_over.html
- 22.- http://www.magmaflow.com/ms/home_en/index.php?rubric=Home+North+America
- 23.- Torkel Glad “Multivariable and nonlinear methods” CRC Press, 2000.
- 24.- Dieter M.Herlach “Solidification and Crystallization” EUROMAT, 2003.
- 25.- Thomas H. Wonnacott “Fundamentos de Estadística para administradores y economía” Limusa 1981.
- 26.- Jose Maria Manero “Aleaciones ligeras” UPC, 2001.
- 27.- Sudodh K. Das “Modeling and Optimization of Direct Chill Casting to Reduce Ingot Cracking” Secat, Inc.
- 28.- P. Scambar, Jr. H.Littleton “Simulating Macro-Porosity in Aluminum Lost Foam Castings”, AFS Transactions 2008 c American Foundry Society, Schaumburg, IL USA.
- 29.- Joseph Ziolkowski “Correlation Between Dendrite Arm Spacing and Experimentally Measured Cooling Data for a D357 Aluminum Alloy”, Hitchcock Industries.
- 30.- MAGMA V5.3 Automatic design optimization reference manual.
- 31.- Yunus A. Cengel, Afshin J. Ghajar, “Heat and Mass Transfer Fundamentals and Applications”, Fifth edition, McGrawHill Education, 2015.
- 32.- <http://www.astm.org/Standards/E1461>

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 -- Diagrama del proceso de optimización de un diseño usando MAGMAoptimization® [1].

Figura 2.1 -- Diagrama de fase de Al-Si [26].

Figura 2.2 -- Diagrama de equilibrio Al-Cu [26].

Figura 2.3 -- Vaciado de una pieza [3].

Figura 2.4 -- Esquema del proceso de fundición a baja presión [4].

Figura 2.5 -- Molde metálico aplicado mediante fundición con molde permanente al vacío.

Figura 2.6 -- Proceso de alta presión de cámara caliente [6].

Figura 2.7 -- Máquina de cámara fría con émbolo, accionado por presión hidráulica [6].

Figura 2.8 -- Representación esquemática del crecimiento de los cristales de Si en una matriz de aluminio.

Figura 2.9 -- Diferentes regiones de la morfología del silicio en función de la velocidad de enfriamiento ($^{\circ}\text{C cm}^{-1}$) y la velocidad de crecimiento en la interfase ($\mu\text{m s}^{-1}$) [8].

Figura 2.10 -- Crecimiento adyacente del eutéctico Al-Si en la fase primaria Al- α [9].

Figura 2.11 -- a) Representación esquemática de dendritas solidificadas en la pared de un molde. b) Medición del espacio dendrítico en los brazos dendríticos secundarios SDAS [10-15].

Figura 2.12 -- Relación entre SDAS y algunas propiedades mecánicas en una aleación de Al - Si. [11].

Figura 2.13 -- Incremento del esfuerzo de cedencia, suponiendo la adición de elementos aleantes en un porcentaje atómico y de peso respectivamente [2].

Figura 2.14 -- Solubilidad de elementos aleantes, a) Gráfico del incremento de esfuerzo de cedencia según el porcentaje de átomos que contenga el elemento, b) Gráfico del incremento de esfuerzo de cedencia según el % peso del elemento [2].

Figura 2.15 -- Posibles mecanismos de nucleación y crecimiento del eutéctico Al-Si. a) Adyacente a las dendritas primarias de Al (modo I). b) En partículas heterogéneas del líquido interdendrítico (modo II), c) Opuesto al gradiente (modo III) [16].

Figura 2.16 -- Morfología de la fase de Al_2Cu (a) en forma de eutéctico fino, (b) en forma de polígonos gruesos irregulares o bloques [16].

Figura 2.17 -- Influencia del estroncio sobre la morfología de las fases Al_2Cu [8].

Figura 2.18 -- Nucleación del Al_2Cu (flechas rojas) en fase $\beta\text{-Al}_5\text{FeSi}$ (flecha negra) [16].

Figura 2.19 -- Curvas de Enfriamiento [17].

Figura 2.20 -- Puntos de cambio de fase en la curva de enfriamiento [17].

Figura 2.21 -- Ilustración de curva de enfriamiento con su primera derivada (curva de velocidad de enfriamiento) [17].

Figura 2.22 -- Región eutéctica de la curva de enfriamiento y su derivada no modificada en la aleación 319.2, que contiene Fe (0.60%) a 0.8°Cs^{-1} [17].

Figura 2.23 -- Región eutéctica de la curva de enfriamiento y su derivada modificada (0.012% de estroncio) en la aleación 319.2 con alto contenido de Fe a 0.8°Cs^{-1} [17].

Figura 2.24 -- Microestructura de la aleación 319.2 modificada a 3.5°Cs^{-1} [17].

Figura 2.25 -- Microestructura de la aleación 319.2 no modificada a 3.5°Cs^{-1} [17].

Figura 2.26 -- Microestructura de la aleación 319.2 no modificada a 0.1°Cs^{-1} muestra 1) Eutéctico Si, 2) $\beta\text{-AlFeSi}$ y 3) Al_2Cu [17].

Figura 2.27 -- Microestructura de la aleación 319.2 a 0.8°Cs^{-1} , se muestra el eutéctico de silicio no modificado [17].

Figura 2.28 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.013% de estroncio a 0.1°Cs^{-1} muestra: 1) eutéctico de silicio modificado, 2) $\beta\text{-AlFeSi}$, y 3) AlCu [17].

Figura 2.29 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.011% de estroncio a 0.8°Cs^{-1} [17].

Figura 2.30 -- Microestructura de la aleación 319.2 con 0.013% de estroncio a 0.1°Cs^{-1} [17].

Figura 2.31 -- Distribución de temperatura durante (a) el llenado del molde, (b) el proceso de solidificación de una pieza.

Figura 2.32 -- Método de Elemento Finito (FEM) y Método Diferencias Finitas (FDM) [18].

Figura 2.33 -- Simulación de una pieza (Alta presión) [20].

Figura 2.34 -- Simulación de pieza en Flow-3D por el proceso de alta presión [21].

Figura 2.35 -- Pieza de fundición y los procesos de simulación [22].

Figura 2.36 -- Ejemplos de simulaciones en el Software MAGMASoft® [22].

Figura 2.37 -- Predicción de defectos en pieza con Software MAGMASoft® [22].

Figura 2.38 -- Geometría, mallado y análisis de temperaturas empleando el simulador ProCast®.

Figura 2.39 -- Se muestra la imagen de un block en donde a) representa una imagen de la simulación de la misma área y b) representa las áreas coloreadas en la imagen de la simulación en donde se observa la macro porosidad.

Figura 2.40 -- a) Datos de termopares respecto al tiempo durante la solidificación, b) Pieza mallada utilizada en el software MAGMA®.

Figura 2.41 -- Diagrama con la secuencia de la definición para la optimización de un diseño [1].

Figura 2.42 – Área de trabajo para el procesamiento de los datos medidos [30].

Figura 2.43 – Ajuste de los datos medidos [30].

Figura 2.44 – Reducir y suavizar la curva medida [30].

Figura 2.45 – Definición de los intervalos de comparación para las curvas medidas [30].

Figura 2.46 – Conducción de calor a través de una pared plana grande de espesor Δx y área A.

Figura 2.47 – La razón de conducción del calor a través de un sólido es directamente proporcional a su conductividad térmica [31].

Figura 2.48 – Transferencia de calor de una superficie caliente hacia el aire por convección [31].

Figura 2.49 – Enfriamiento de un huevo cocido por convección forzada y convección natural [31].

Figura 2.50 – La radiación del cuerpo negro representa la cantidad máxima de radiación que puede ser emitida desde una superficie a una temperatura específica [31].

Figura 2.51 – Absorción de la radiación incidente sobre una superficie opaca de absorptividad α [31].

Figura 2.52 – Transferencia de calor por radiación entre una superficie y las superficies que la circundan [31].

Figura 2.53 – La transferencia de calor tiene dirección así como magnitud y, por tanto, es una cantidad vectorial [31].

Figura 2.54 – Indicación de la dirección para la transferencia de calor (positiva en la dirección positiva; negativa en la dirección negativa [31].

Figura 2.55 – Diversas distancias y ángulos que intervienen al describir la ubicación de un punto en los diferentes sistemas de coordenadas [31].

Figura 2.56 – La absorción de la radiación solar por el agua se puede considerar como generación de calor [31].

Figura 2.57 – Conducción unidimensional de calor a través de un elemento de volumen en una pared plana grande [31].

Figura 2.58 – Simplificación de la ecuación unidimensional de conducción de calor en una pared plana, para el caso de conductividad constante en estado estable, sin generación de calor [31].

Figura 2.59 – Conducción unidimensional del calor a través de un elemento de volumen en un cilindro largo [31].

Figura 2.60 – Dos formas equivalentes de la ecuación diferencial para la conducción unidimensional y estacionaria de calor en un cilindro, sin generación de calor [31].

Figura 2.61 – Conducción unidimensional de calor a través de un elemento de volumen en una esfera [31].

Figura 2.62 – **Conducción tridimensional del calor a través de un elemento rectangular de volumen [31].**

Figura 2.63 -- Las ecuaciones tridimensionales de conducción de calor se reducen a las unidimensionales cuando la temperatura varía solo en una dimensión [31].

Figura 2.64 -- Un elemento diferencial de volumen en coordenadas cilíndricas [31].

Figura 2.65 -- Un elemento diferencial de volumen en coordenadas esféricas [31].

Figura 2.66 -- La solución general de una ecuación diferencial típica comprende constantes arbitrarias y, por tanto, un número infinito de soluciones [31].

Figura 2.67 -- Condiciones de frontera de temperatura especificada en ambas superficies de una pared plana [31].

Figura 2.68 -- Condiciones de frontera de flujo de calor específico en ambas superficies de una pared plana [31].

Figura 2.69 -- Condiciones de frontera de convección sobre las dos superficies de una pared plana [31].

Figura 2.70 -- La dirección supuesta de la transferencia de calor en una frontera no tiene efecto sobre la expresión de la condición en la frontera [31].

Figura 2.71 -- Condiciones de frontera de radiación sobre ambas superficies de una pared plana [31].

Figura 2.72 – Condiciones de frontera en la interfase de dos cuerpos en contacto perfecto [31].

Figura 2.73 – Variación de la conductividad térmica de algunos sólidos con la temperatura [31].

Figura 3.1 – Sección transversal de componentes en (a) molde semipermanente, y (b) molde de corazones de arena.

Figura 3.2 – Esquema de molde tipo “wedge”, mostrando las interfases formadas por los diferentes tipos de materiales.

Figura 3.3 – Datos de termopares reales asignados en el simulador.

Figura 3.4 – Esquema del diseño de experimentos utilizados en el proceso de optimización: (a) Factorial completo, y (b) Sobol.

Figura 3.5 – Instrumentación de paquete de arena para monoblocks.

Figura 4.1 -- Efecto del silicio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

Figura 4.2 – Efecto del silicio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

Figura 4.3 – Efecto del cobre en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

Figura 4.4 – Efecto del cobre en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

Figura 4.5 – Efecto del hierro en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

Figura 4.6 – Efecto del hierro en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas (A0056 – bajo Fe; A0061 – medio Fe; A0065 – alto Fe).

Figura 4.7 – Efecto del estroncio en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

Figura 4.8 – Efecto del Si y Cu combinados, en la conductividad térmica en aleaciones hipoeutécticas.

Figura 4.9 – Efecto del silicio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.10 – Efecto del silicio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

Figura 4.11 – Efecto del cobre en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.12 – Efecto del cobre en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

Figura 4.13 – Efecto del hierro en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.14 – Efecto del hierro en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas (A0056 – bajo Fe; A0061 – medio Fe; A0065 – alto Fe).

Figura 4.15 – Efecto del estroncio en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.16 – Efecto del Si y Cu combinados, en la capacidad calorífica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.17 – Efecto del silicio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.18 – Efecto del silicio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas (A0001 – bajo Si; A0018 – medio Si; A0036 – alto Si).

Figura 4.19 – Efecto del cobre en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.20 – Efecto del cobre en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas (A0037 – bajo Cu; A0045 – medio Cu; A0055 – alto Cu).

Figura 4.21 – Efecto del hierro en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.22 – Efecto del estroncio en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.23 – Efecto del Si y Cu combinados, en la difusividad térmica en aleaciones hipoeutéticas.

Figura 4.24 Correlación de resultados obtenidos mediante JMatPro[®] y mediciones reales de la aleación.

Figura 4.25. Comparativo de conductividad térmica para la arena sílica, acero H-13 y hierro gris.

Figura 4.26 – Comportamiento de termopar en aluminio, efecto del “chill” en el proceso de solidificación.

Figura 4.27 – Comportamiento de termopar en el “chill”, efecto de la aleación de aluminio durante el proceso de solidificación.

Figura 4.28 -- Perfil térmico de calentamiento de corazón de arena sílica durante la solidificación de las aleaciones vaciadas.

Figura 4.29-- Perfil térmico para diferentes aleaciones durante la solidificación.

Figura 4.30 -- Perfil térmico de “chill” de acero H-13 durante la solidificación de diferentes aleaciones estudiadas.

Figura 4.31 -- Perfil térmico del “chill” de hierro gris durante la solidificación de las aleaciones de estudio.

Figura 4.32 – Secuencia de comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor en los termopares.

Figura 4.33 – Preparación de rangos en el método inverso para obtener los coeficientes de transferencia de calor de todas las aleaciones según el “chill” a utilizar.

Figura 4.34 – Secuencia de optimización por el método inverso de coeficientes de transferencia de calor en termopares de aluminio y “chill” de hierro gris.

Figura 4.35 – Coeficientes de transferencia de calor calculados por el método inverso en “wedges instrumentados”.

Figura 4.36 – Esquema de instrumentación de monoblocks con termopares.

Figura 4.37 -- Registro térmico de termopares en zona de corazón de arena que rodea al área de interés.

Figura 4.38 -- Ajuste del perfil térmico que experimenta el corazón de arena que rodea la zona de interés experimental.

Figura 4.39 -- Ajuste de perfil térmico que experimental el aluminio en zona de estudio.

Figura 4.40 -- Posición de termopares para análisis térmico en una cabeza de aluminio producida en molde semipermanente.

Figura 4.41 -- Ajuste del perfil térmico experimental con el registro térmico virtual mediante método inverso.

Figura 4.42 -- Comparativo de termografía de molde real con resultado de temperatura en simulaciones.

Figura 4.43 – Comparación entre los coeficientes de transferencia de calor calculados en prototipos “wedges” y en piezas físicas.

Figura 4.44 -- Red de transferencia térmica para la transferencia de calor a través de dos planos sujetos a convección.

Figura 4.45 -- Perfil térmico con termopares en el aluminio y en el “chill” de acero H13, durante el proceso de solidificación.

Figura 4.46 -- Conductividad térmica de las aleaciones metálicas utilizadas.

Figura 4.47 – Curvas de los coeficientes de transferencia de calor para: (a) Método por resistencias de Newton y (b) Método de resistencias ajustado

Figura 4.48 -- Coeficiente de transferencia de calor entre la aleación de aluminio y acero H-13.

Figura 4.49 -- Comparativo de Coeficiente de transferencia de calor experimental y predicción del modelo para interfase de Aluminio con H-13.

Figura 4.50 -- Comparativo de coeficiente de transferencia entre Aluminio y hierro gris experimental y predicción del modelo matemático.

Figura 4.51 -- Comparativo de coeficiente de transferencia de calor entre aluminio y arena sílica determinado experimentalmente y del modelo matemático.

Figura 4.52 -- Comparativo del residual del modelo con respecto a las variables del modelo matemático.

Figura 4.53 – Comparación entre modelos de obtención de coeficientes de transferencia de calor.

Figura 4.54 – Análisis de porosidad en “wedges” reales y de simulaciones.

Figura 4.55 – Comportamiento del SDAS en los “wedges” vaciados con las tres interfases analizadas (arena, acero H13 y hierro gris).

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1 -- Codificación aluminios forjados

Tabla 2.2 -- Codificación fundiciones de aluminio

Tabla 2.3 -- Reacciones posibles durante la solidificación del aluminio A319 [7].

Tabla 2.4 -- Máxima solubilidad de elementos aleantes en aluminio [2].

Tabla 2.5 -- Valores típicos del coeficiente de transferencia de calor por convección.

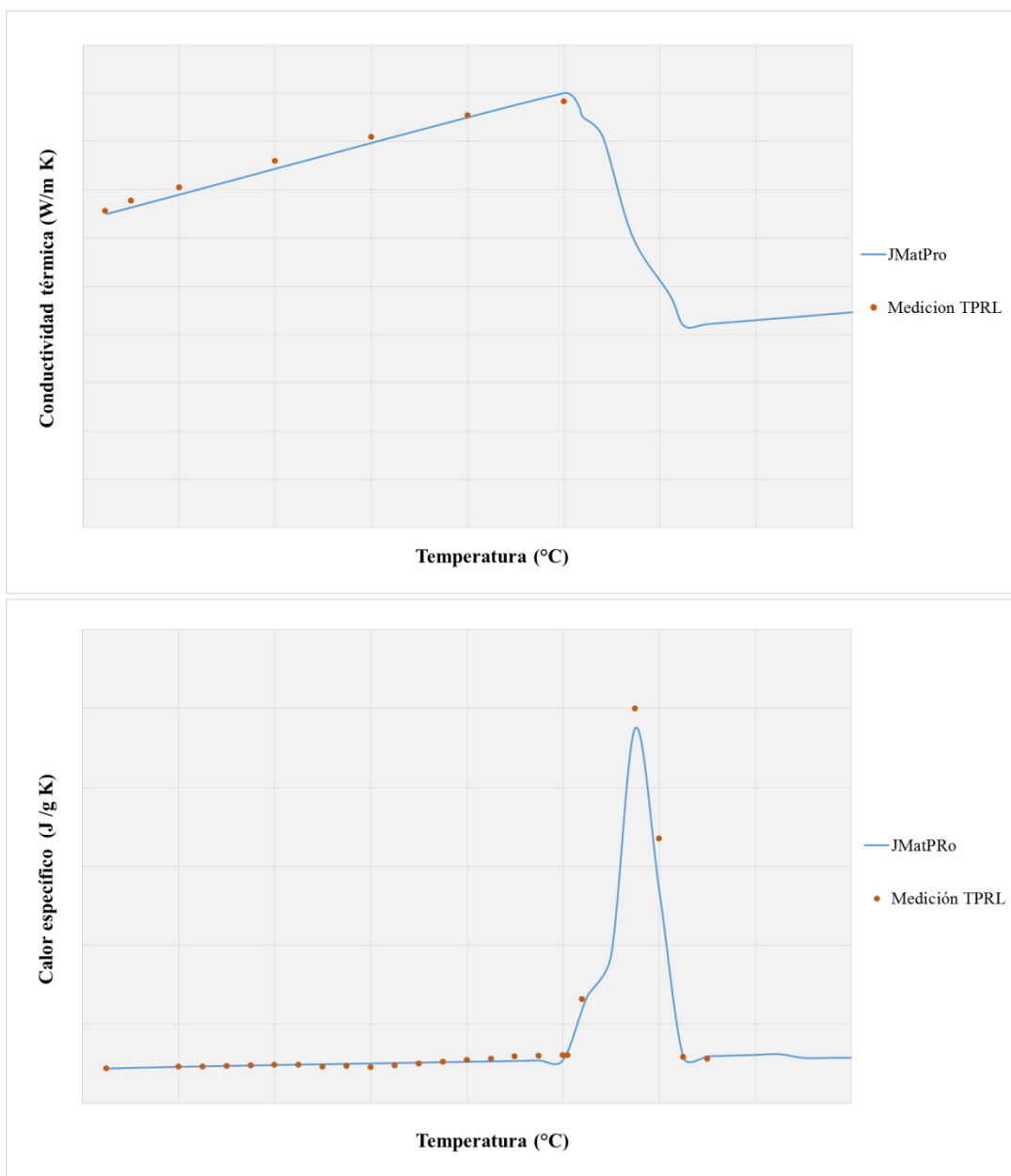
Tabla 2.6 -- Emisividades de algunos materiales a 300K

Tabla 3.1 -- Aleaciones a analizar según su componente a variar

Tabla 4.1 -- Parte de la matriz resultante de los cálculos de transferencia de calor.

ANEXOS

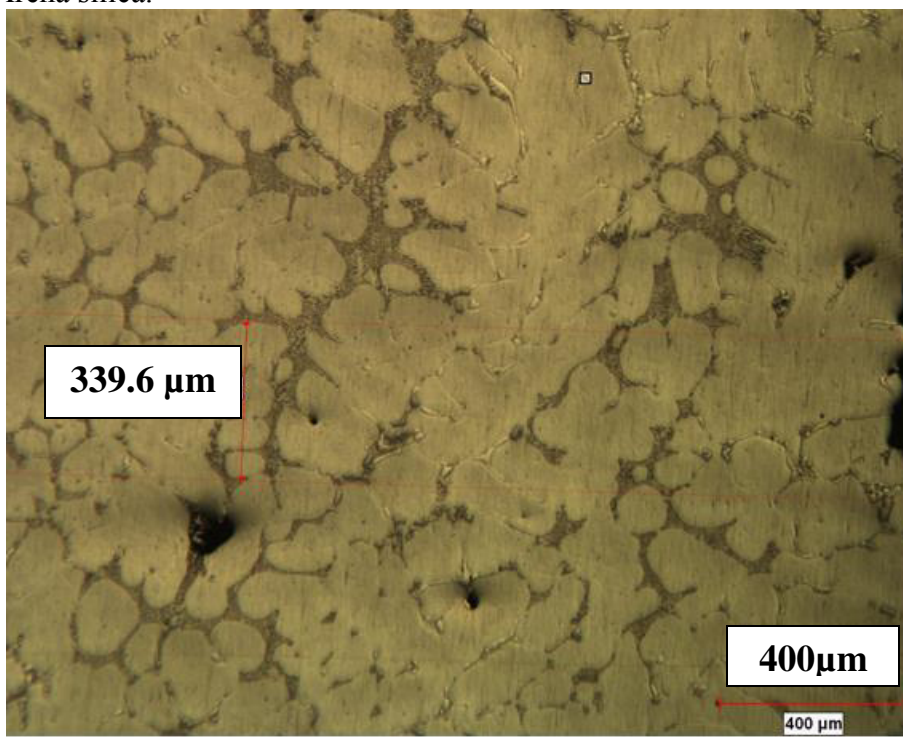
Anexo 1-- Gráficas de resultados de la caracterización en laboratorio externo TPRL vs calculadas en el modelo JMatPro®.



Anexo 2— Microestructuras de “wedges”, las mediciones fueron tomadas a “50X”.

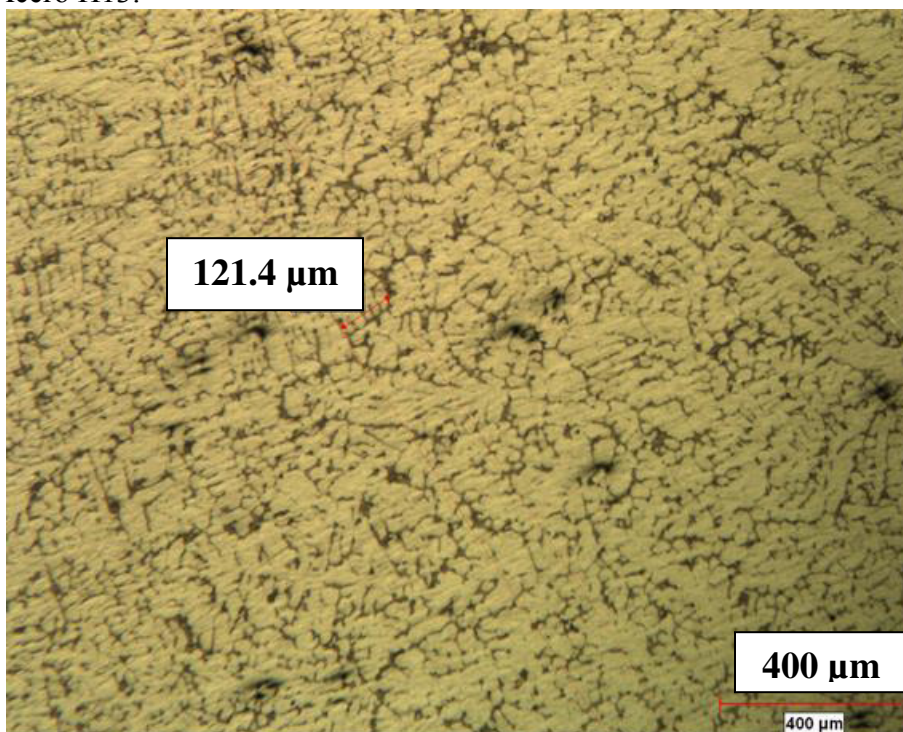
SDAS en aleación A0053

- Chill: Arena sílica.



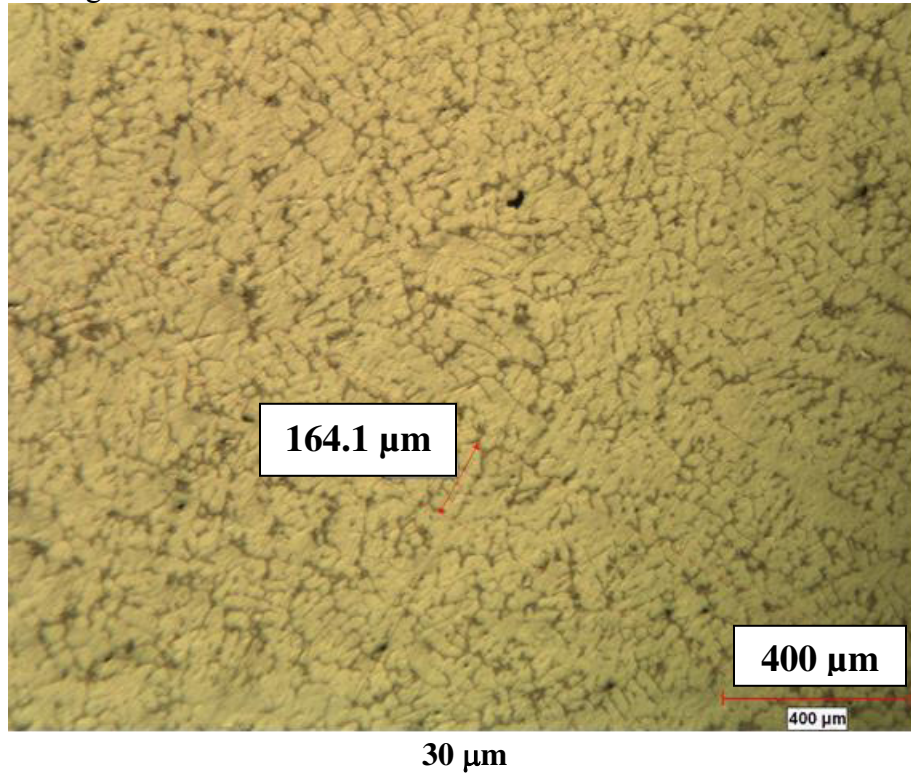
81 μm

- Chill: Acero H13.



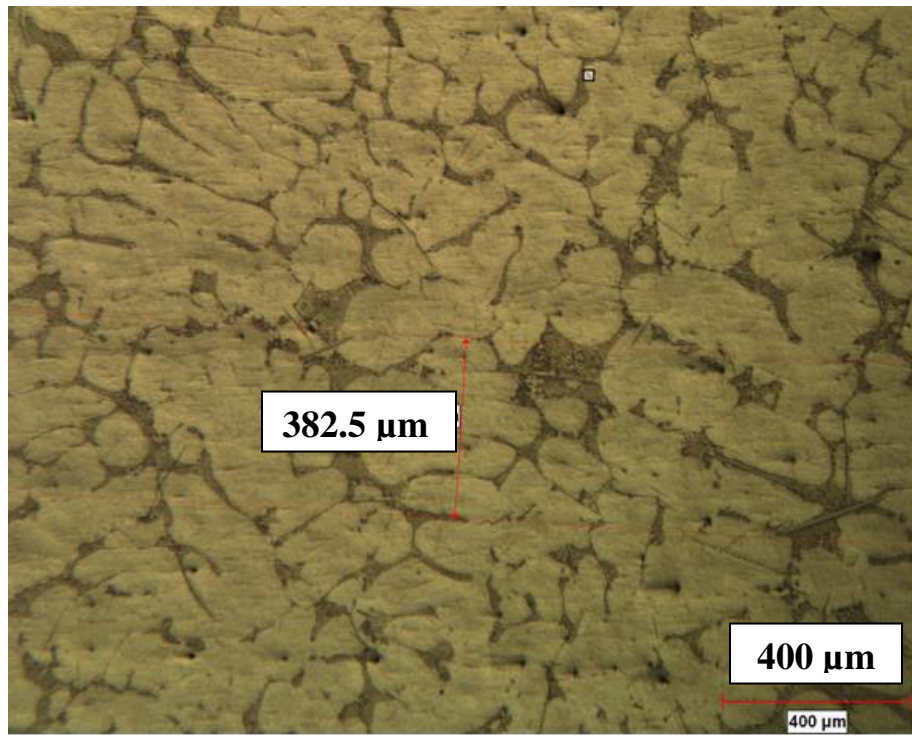
21 μm

- Chill: Hierro gris.



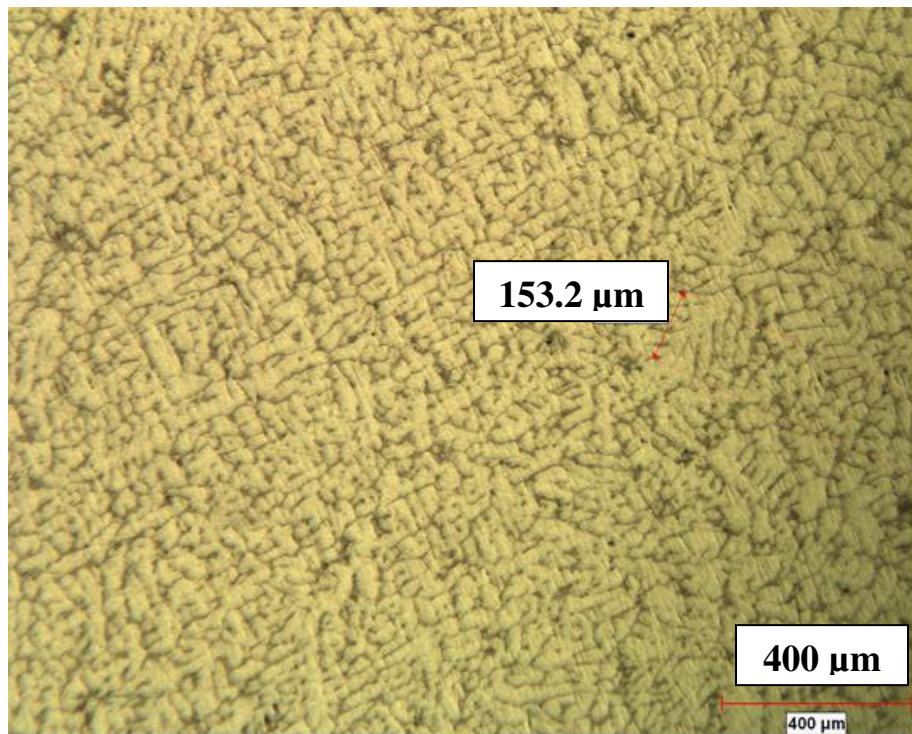
SDAS en aleación A0060

- Chill: Arena sílica.



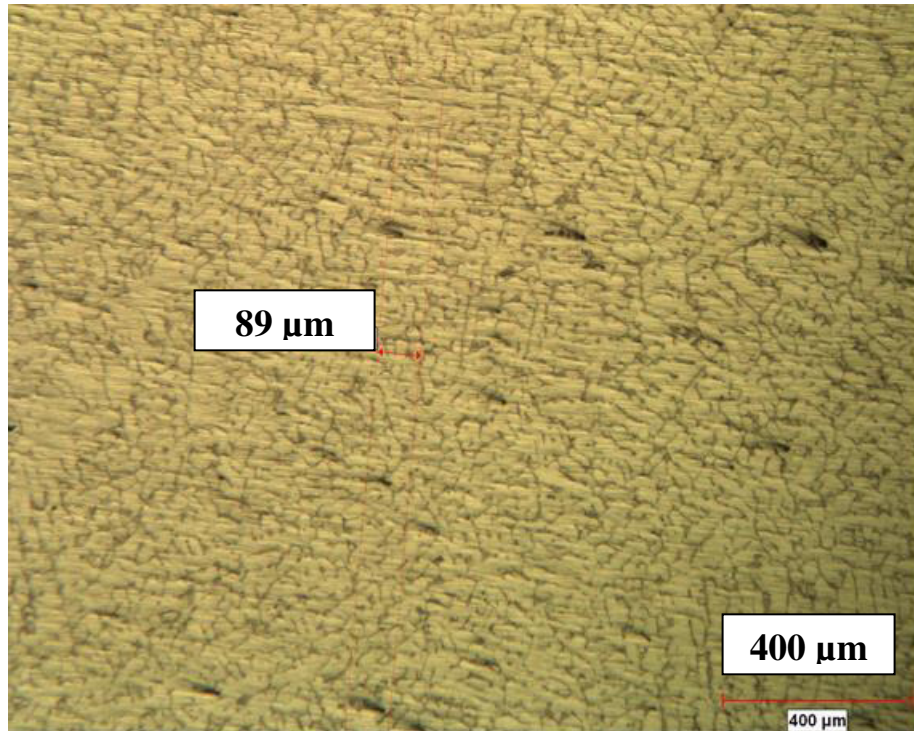
84 μm

- Chill: Acero H13.



30 μm

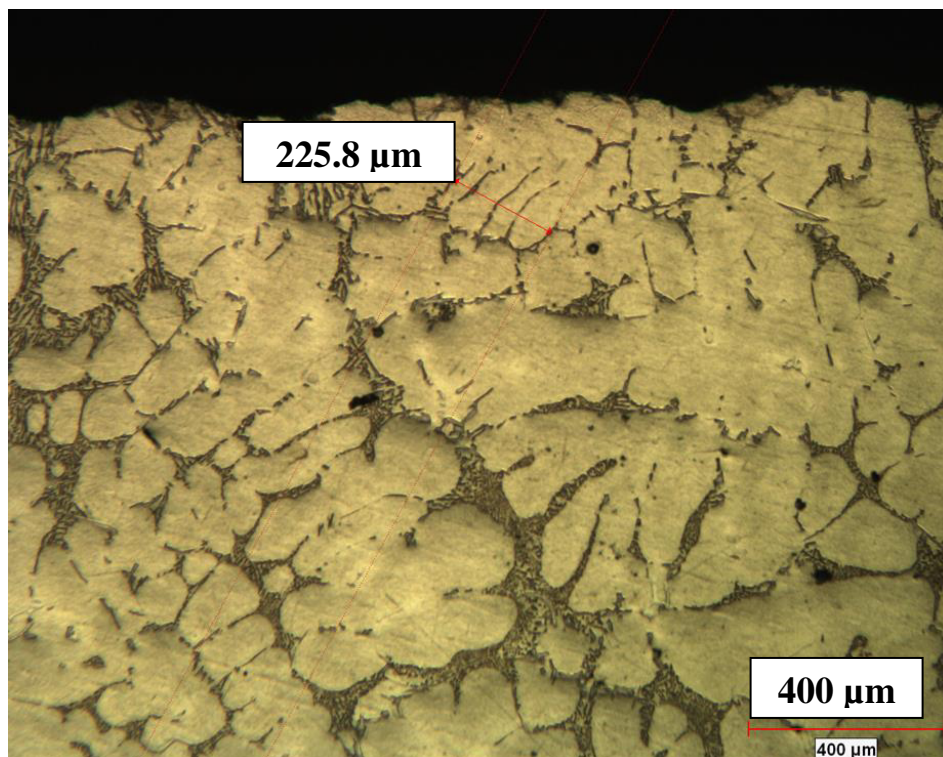
- Chill: Hierro gris.



30 μm

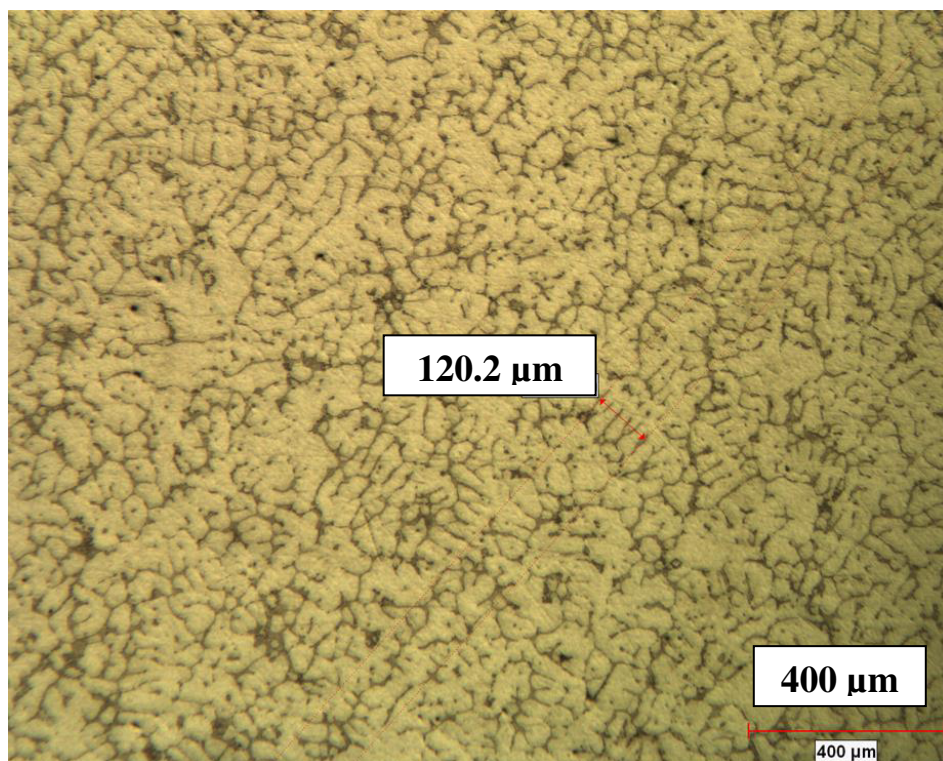
SDAS en aleación A0070

- Chill: Arena sílica.



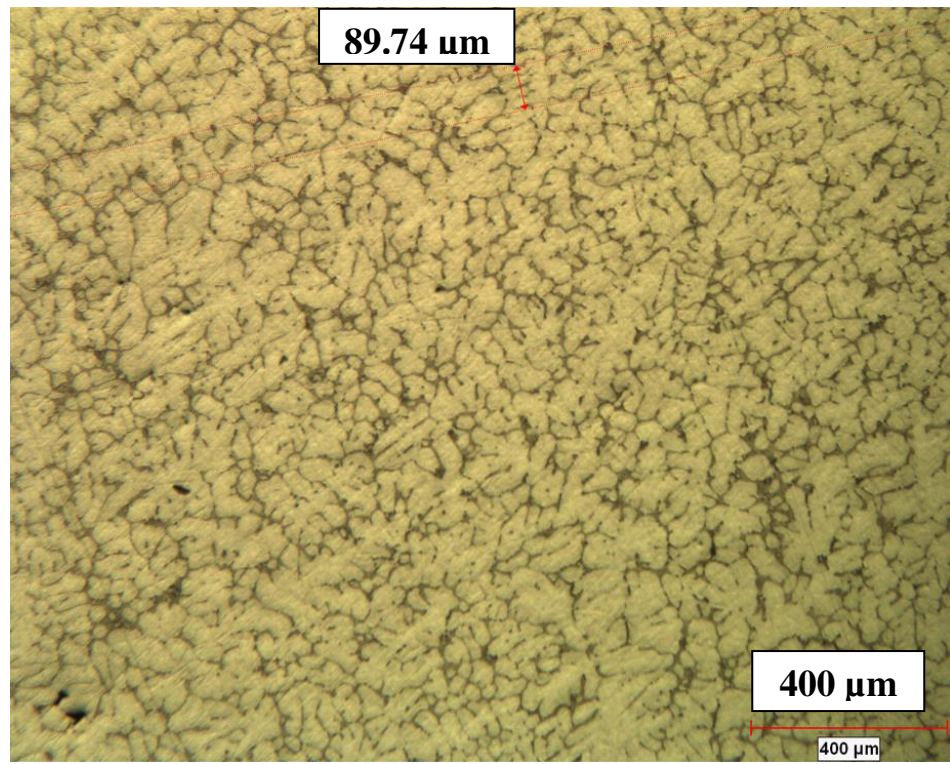
83 μm

- Chill: Acero H13.



22 μm

- Chill: Hierro gris.



20 μm