

**UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN**  
**FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA**



**SIMULACIÓN DEL PROCESO DE TRATAMIENTO TÉRMICO EN  
ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS A319 Y A356 PARA  
LA APLICACIÓN EN CABEZAS DE MOTOR**

**POR  
ORLANDO NIÑO PÉREZ**

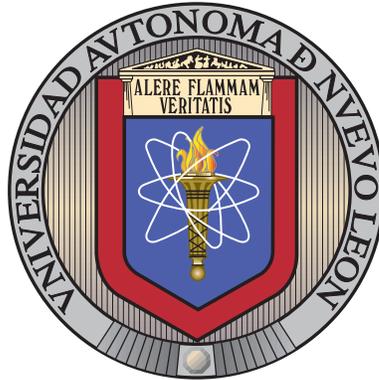
**COMO REQUISITO PARCIAL PARA OBTENER EL GRADO DE  
DOCTOR EN INGENIERÍA DE MATERIALES**

**FEBRERO 2016**

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



SIMULACIÓN DEL PROCESO DE TRATAMIENTO TÉRMICO  
EN ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS A319 Y  
A356 PARA LA APLICACIÓN EN CABEZAS DE MOTOR

POR

ORLANDO NIÑO PÉREZ

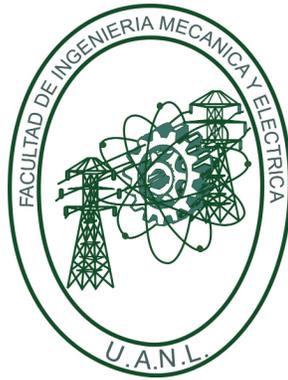
COMO REQUISITO PARCIAL PARA OBTENER EL GRADO DE  
DOCTORADO EN INGENIERÍA DE MATERIALES

FEBRERO 2016

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



SIMULACIÓN DEL PROCESO DE TRATAMIENTO TÉRMICO  
EN ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS A319 Y  
A356 PARA LA APLICACIÓN EN CABEZAS DE MOTOR

POR

ORLANDO NIÑO PÉREZ

COMO REQUISITO PARCIAL PARA OBTENER EL GRADO DE  
DOCTORADO EN INGENIERÍA DE MATERIALES

FEBRERO 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 «Simulación del proceso de tratamiento térmico en aleaciones de aluminio hipoeutécticas A319 y A356 para la aplicación en cabezas de motor», realizada por el alumno Orlando Niño Pérez, con número de matrícula 971928, sea aceptada para su defensa como requisito parcial para obtener el grado de Doctorado en Ingeniería de Materiales.

El Comité de Tesis



Dra. Dora Irma Martínez Delgado



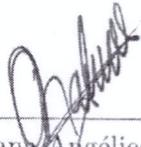
Dr. Alberto Pérez Unzueta

Revisor



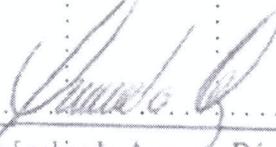
Dr. Rafael Mercado Solís

Revisor



Dra. Juana Angélica Ramos Salas

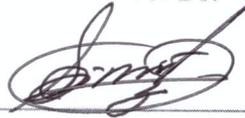
Revisor



Dr. Jorge Leobardo Acevedo Dávila

Revisor

Vo. Bo.



Dr. Simón Martínez Martínez

Subdirector de Estudios de Posgrado

San Nicolás de los Garza, Nuevo León, febrero 2016

# ÍNDICE GENERAL

---

<b>Agradecimientos</b>	<b>XIII</b>
<b>Resumen</b>	<b>XIV</b>
<b>1. Introducción</b>	<b>1</b>
1.1. Descripción del problema . . . . .	1
1.2. Objetivo . . . . .	2
1.3. Metas y alcances del proyecto . . . . .	3
1.4. Justificación . . . . .	3
1.5. Hipótesis . . . . .	5
1.6. Metodología . . . . .	5
<b>2. Marco Teórico</b>	<b>8</b>
2.1. Tratamiento térmico de aleaciones de aluminio . . . . .	8
2.2. Evolución de esfuerzos residuales y distorsión durante tratamiento térmico . . . . .	11
2.3. Propiedades Mecánicas . . . . .	14

---

2.4. Modelos de simulación . . . . .	17
2.5. Modelación del flujo de fluidos . . . . .	18
2.5.1. Modelación de esfuerzos . . . . .	22
2.5.2. Modelación de distorsión del Casting . . . . .	25
<b>3. Metodología de la investigación</b>	<b>27</b>
3.1. Experimentación y simulación con geometrías tipo wedge . . . . .	27
3.2. Experimentación y simulación con geometrías de casting reales . . . . .	31
<b>4. Resultados y discusión</b>	<b>38</b>
4.1. Resultados y correlación con geometrías tipo wedge . . . . .	38
4.2. Resultados experimentales y de simulación con geometría compleja de casting . . . . .	43
4.2.1. Análisis de resultados experimentales con casting reales . . . . .	43
4.2.2. Simulación de tratamiento térmico para una geometría compleja	56
4.2.3. Correlación de simulaciones de tratamiento térmico . . . . .	63
4.2.4. Aplicación de metodología y correlación con otras geometrías de casting . . . . .	71
<b>5. Conclusiones y recomendaciones</b>	<b>78</b>

# ÍNDICE DE FIGURAS

---

1.1. Etapas de proceso al que es sometido una pieza casting y que pueden ser simuladas mediante MAGMASoft . . . . .	6
2.1. Rangos típicos de temperatura de varias operaciones térmicas para aleaciones binarias de Al-Cu. Las líneas verticales representan las aleaciones que contienen (a) 4.5 % Cu y (b) 6.3 % Cu (13) . . . . .	10
2.2. Esfuerzos que actúan sobre una unidad de cubo . . . . .	13
2.3. Convención de signos para esfuerzos cortantes (a) Positivos (b) negativos . . . . .	14
2.4. Esquema de los análisis que pueden realizarse por medio de la modelación del fenómeno de solidificación . . . . .	19
2.5. Ecuación del calor latente . . . . .	21
2.6. Matriz de los operadores diferenciales . . . . .	23
2.7. Matriz D . . . . .	24
3.1. Molde prototipo para estudio de tratamiento térmico con geometría simple tipo wedge, el molde es de arena . . . . .	28
3.2. Dimensiones de la probeta obtenidas de la sección de wedge para análisis mecánico	30
3.3. Secciones de wedge tratadas térmicamente y analizadas mediante ensayos de tensión	30

3.4. Generación de propiedades de la aleación con respecto a la composición química por medio del software JMatPro . . . . .	32
3.5. Arreglo de piezas casting reales en canastilla de tratamiento térmico . . . . .	32
3.6. Posición de termopares es piezas reales para el registro térmico del casting durante el tratamiento térmico . . . . .	33
3.7. Posición de casting a la entrada del baño de quenching, cubo transparente representa el baño de temple que cubre al casting durante le proceso de quenching . . .	35
3.8. Posición de los termopares virtuales (puntos en azul) para la definición del coeficiente de transferencia de calor mediante le método inverso . . . . .	35
3.9. Pantalla de magmasoft en la perspectiva de optimización por método inverso donde el objetivo es definido para minimizar la diferencia entre el termopar real y el termopar virtual de simulación. . . . .	36
3.10. Definición de la función objetivo de minimizar le valor de delta Riemann para el mejor ajuste del virtual con el real. . . . .	37
3.11. Esquema del procedimiento general para la construcción del modelo de simulación.	37
4.1. Discretización de geometría a 1.5 millones de elementos casting, divididos para analizar secciones analizadas en experimentación . . . . .	39
4.2. Resultados de simulación y mediciones reales en zona 1 de la geometría tipo wedge, para una temperatura de envejecido de 160°C . . . . .	39
4.3. Resultados de simulación y mediciones reales en zona 2 de la geometría tipo wedge (sección 11) considerando una temperatura de envejecido de 160°C . . . . .	40
4.4. Resultados de simulación y mediciones reales en zona 3 de la geometría tipo wedge (sección 27) y para una temperatura de envejecido de 160°C . . . . .	41

4.5. Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia a la cedencia para la aleación (Y1) . . . . .	44
4.6. Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia última a la tensión para la aleación (Y2) . . . . .	45
4.7. Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia última a la tensión para la aleación (Y3) . . . . .	46
4.8. Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la resistencia a la cedencia . . . . .	48
4.9. Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la resistencia última a la tensión . . . . .	49
4.10. Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la elongación . . . . .	50
4.11. Gráfica de contornos para la resistencia a la cedencia respecto a los factores de SDAS (X1) y velocidad de enfriamiento en el quenching (X2) . . . . .	51
4.12. Análisis de varianza para la resistencia a la cedencia (Y1) basado en los datos experimentales en wedges . . . . .	52
4.13. Ecuación de regresión de la resistencia a la cedencia para ambas aleaciones y para los factores de EDS, velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido . . . . .	53
4.14. Análisis de varianza para la resistencia última (Y2) en base s los datos experimentales en wedges . . . . .	54

4.15. Ecuación de regresión de la resistencia última a tensión para ambas aleaciones y para los factores estudiados . . . . .	54
4.16. Análisis de varianza para la elongación (Y3) en base s los datos experimentales en wedges . . . . .	55
4.17. Ecuación de regresión de la elongación para ambas aleaciones y para los factores estudiados de SDAS, velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido . . .	56
4.18. Dos canastillas, una sobre otra, con piezas casting se sumergen en el baño de quenching durante tratamiento térmico (foto izquierda) y esquema de piezas analizadas con termopares para el registro de temperaturas . . . . .	57
4.19. Perfil térmico de casting en canastilla inferior . . . . .	58
4.20. Perfil térmico de la pieza casting en la canastilla superior. . . . .	58
4.21. Coeficiente de transferencia de calor definido para el inicio de las iteraciones del método inverso . . . . .	59
4.22. Perfil térmico de termopar obtenido en experimentación importado en el código de simulación de “Magma optimization” para utilizar método inverso. . . . .	60
4.23. La simulación del tratamiento térmico de quenching considera que el agua fluye a través de la pieza casting, que representa la condición más cercana a la realidad .	62
4.24. Arreglo de casting en la canastilla de quenching . . . . .	62
4.25. Zonas en que se realizaron mediciones de las propiedades mecánicas de la cabeza sometida a tratamiento térmico . . . . .	64
4.26. Resultados obtenidos de la medición de propiedades mecánicas . . . . .	65
4.27. Prueba de evidencia estadística para validar de acuerdo a los datos experimentales que la resistencia a la cedencia es mayor a 175 MPa a un nivel de significancia del 95 % . . . . .	66

---

4.28. Resultados obtenidos de la medición de resistencia última a la tensión . . . . .	66
4.29. Prueba de evidencia estadística para validar de acuerdo a los datos experimentales que la resistencia a la tensión es mayor a 235 MPa a un nivel de significancia del 95 % . . . . .	67
4.30. Predicción Resistencia a la cedencia mediante la simulación de tratamiento térmico	67
4.31. Predicción Resistencia última a tensión mediante simulación . . . . .	68
4.32. Predicción de esfuerzos residuales en condición “as cast” antes de tratamiento térmico resultado del proceso de solidificación del casting . . . . .	70
4.33. Predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas de tratamiento térmico	70
4.34. Correlación de esfuerzos residuales de simulación y piezas reales . . . . .	71
4.35. Predicción de propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia y resistencia última a tensión, en zona de cámara de combustión . . . . .	72
4.36. Evaluación de esfuerzos residuales as cast y con tratamiento térmico que considera quench en agua y aire . . . . .	73
4.37. Sección del casting con alto nivel de esfuerzos residuales que permaneces después de tratamiento térmico . . . . .	74
4.38. Predicción de propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia para una nueva geometría de casting para aplicación diesel . . . . .	75
4.39. Predicción de propiedades mecánicas de resistencia última a tensión para la nueva geometría de casting (aplicación diesel) . . . . .	75
4.40. Predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas de tratamiento térmico	76
4.41. Correlación de esfuerzos residuales de la simulación respecto a mediciones reales .	76

# ÍNDICE DE TABLAS

---

3.1. Composición química de las aleaciones de aluminio A319 y A356 estudiadas. . . .	28
3.2. Condiciones de tratamiento térmico para el estudio sobre geometrías tipo wedge.	28
3.3. Matriz experimental para tratamiento térmico de la aleación 319 . . . . .	29
3.4. Matriz experimental para tratamiento térmico de la aleación 356 . . . . .	29
4.1. Comparativo de resultados de propiedades mecánicas en casting (wedge) reales con los resultados de simulación en las mismas zonas de análisis . . . . .	42
4.2. Mediciones de propiedades de las aleaciones 319 y 356 estudiadas en este tra- bajo. Estas mediciones fueron realizadas por TPRL Thermophysical Properties Research Laboratory, Inc. El reporte completo del estudio se encuentra en el apéndice B de este trabajo . . . . .	61
4.3. Diferencia en temperaturas entre zonas del casting y entre canastillas . . . . .	64
4.4. Especificación de propiedades mecánicas para la cabeza después de tratamiento térmico definidas por el cliente . . . . .	65
4.5. Resultados de propiedades mecánicas promedio en las secciones en que se realiza- ron las mediciones en piezas reales . . . . .	68

# RESUMEN

---

Orlando Niño Pérez.

Candidato para obtener el grado de Doctorado en Ingeniería de Materiales.

Universidad Autónoma de Nuevo León.

Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica.

Título del estudio: SIMULACIÓN DEL PROCESO DE TRATAMIENTO TÉRMICO EN ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS A319 Y A356 PARA LA APLICACIÓN EN CABEZAS DE MOTOR.

Número de páginas: 85.

La industria automotriz ha dado pauta al desarrollo e innovación en ingeniería de materiales en los últimos años. Las estrictas regulaciones ambientales y un mercado cada vez más exigente en términos de eficiencia y ahorro de combustible, han causado un el diseño de los motores de combustión interna con geometrías cada vez mas complejas, y que deben desempeñarse eficientemente bajo condiciones de mayor temperatura y mayores presiones. Las aleaciones de aluminio tradicionales no son capaces de cumplir con los nuevos requerimientos mecánicos sin tener que ser sometidas a un proceso de tratamiento térmico que permita tener el nivel adecuado de propiedades mecánicas y niveles de esfuerzos residuales que no afecten el rendimiento del motor durante su desempeño.

El presente trabajo define una metodología para la simulación de tratamiento

térmico para geometrías de casting complejas, con la que se obtiene una muy buena correlación de propiedades mecánicas resultantes en el casting y la identificación de las zonas mayor nivel de esfuerzos residuales en el casting.

En este trabajo se define la manera en que se debe considerar la simulación del proceso de quenching, donde se considera la posición de la pieza a la entrada del baño. Esta condición no es tomada en cuenta en las simulaciones reportadas para este tipo de estudios en la literatura, hasta este momento.

Para la construcción del modelo de simulación primeramente se definen las propiedades de las aleaciones de estudio (A319 y 356) de acuerdo a la composición química utilizada en experimentación, que presenta algunas variaciones respecto a la composición estándar. Se define el modelo de simulación para geometrías sencillas tipo wedge buscando tener una buena correlación, para después estudiar una geometría compleja de una cabeza de motor. Es importante señalar que en este trabajo se define la metodología para considerar la posición de entrada al baño de quenching que en principio no es posible sin la modificación de la lógica de simulación del software.

En este estudio se definen las condiciones de tratamiento térmico que logran el mejor nivel de propiedades mecánicas y se confirman mediante la simulación. Por medio de la herramienta de magma-optimization se utiliza el método inverso para definir el coeficiente de transferencia de calor al que es sometido el casting en la etapa de quenching, esto a partir del registro térmico de la pieza por medio de termopares.

La metodología definida para la simulación de proceso de quenching de la pieza casting resultó muy apropiada, ya que nos permitió evaluar la evolución de esfuerzos residuales en la pieza casting e identificar las zonas con mayor riesgo de grieta y que deben ser reforzadas en la geometría para incrementar la robustez de la pieza ante los esfuerzos generados.

El nivel de correlación obtenido en las simulaciones de tratamiento térmico para las propiedades mecánicas con la metodología definida, fue de un 92 % de efectividad

contra un error del 8 %.

Firma del asesor: \_\_\_\_\_

Dra. Dora Irma Martínez Delgado

## CAPÍTULO 1

# INTRODUCCIÓN

---

## 1.1 DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

La tendencia actual de los motores de combustión interna en la industria automotriz, es la de utilizar aleaciones de aluminio que permitan incrementar su rendimiento al reducir el peso del vehículo, además de geometrías cada vez mas complejas con espesores de paredes cada vez mas delgados y que soporten además una mayor potencia.

Con lo anterior, los motores deben de cumplir con los requerimientos de propiedades mecánicas necesarios para desempeñarse eficientemente durante su funcionamiento.

Para lograr el nivel de propiedades mecánicas es importante diseñar el tratamiento térmico adecuado de acuerdo a la composición química de la aleación, geometría del casting, y que minimice el nivel de esfuerzos residuales que permitan tener óptimo rendimiento del componente en el motor.(1)

El amplio significado de tratamiento térmico comprende todas las prácticas térmicas que permitan controlar sus características físicas y mecánicas con el objetivo de cumplir con los criterios y requerimientos específicos de ingeniería. La práctica

normal incluye una secuencia de tratamiento de homogenización, enfriamiento rápido (quenching) y endurecimiento por precipitación (envejecido).(13), (25), (23) y (17).

En la actualidad se cuenta con software de simulación que permiten simular el proceso de tratamiento térmico, sin embargo no se tiene definida una metodología ni las condiciones y criterios que permitan tener un modelo acorde al proceso real y cuya predicción de propiedades mecánicas y esfuerzos residuales nos permita evaluar un producto desde etapas tempranas de su desarrollo.

Es indispensable contar con un modelo de simulación para el proceso de tratamiento térmico al que son sometidas las cabezas y blocks de aluminio con la finalidad de evaluar nuevos productos y poder mapear resultados de esfuerzos residuales al final de tratamiento térmico para utilizarse como datos de entrada en análisis posteriores de fatiga.

Para la construcción del modelo, es necesario recurrir a experimentación de campo donde se puedan evaluar las propiedades mecánicas, condición de esfuerzos residuales y el efecto en cada tipo de aleación. Primeramente se realizará experimentación con geometrías tipo wedge y se definirá el modelo de simulación que permita lograr una buena correlación con este tipo de geometrías.

Una vez que se ha definido el modelo de simulación para los wedges, se considerará ajustar el modelo de simulación a geometrías complejas de cabezas de motor.

## 1.2 OBJETIVO

Desarrollar un modelo de simulación de tratamiento térmico que permita predecir las propiedades mecánicas, esfuerzos residuales, en aleaciones de aluminio hipo eutéctico 319 y 356.

### 1.3 METAS Y ALCANCES DEL PROYECTO

- Obtención de propiedades mecánicas durante tratamiento térmico
- Predicción del nivel de esfuerzos residuales después de tratamiento térmico
- Correlación de propiedades mecánicas y esfuerzos residuales
- Definición de base de datos de las aleaciones
- Definición de metodología de simulación de tratamiento térmico.

### 1.4 JUSTIFICACIÓN

La falta de una metodología de simulación para el proceso de tratamiento térmico al que son sometidas los monoblocks y cabezas, nos motiva a realizar el presente trabajo y utilizar esta metodología para el análisis y desarrollo de nuevos productos desde etapas tempranas de su lanzamiento, esto nos ayudará a definir el tratamiento térmico mas apropiado para el producto que permita cumplir con los requerimientos de propiedades mecánicas y niveles de esfuerzos residuales para su rendimiento óptimo durante su funcionamiento y sin repercusiones en la funcionalidad de la pieza.

Con lo anterior, la optimización del proceso de tratamiento térmico es una de las contribuciones que se pretende alcanzar durante este trabajo, ya que cada uno de los procesos de tratamiento térmico de las piezas involucra costos en los energéticos utilizados (gas, electricidad, etc.).

El modelo a desarrollar permitirá evaluar el nivel de esfuerzos residuales que se generarán en el casting y que incrementarán el riesgo de formación de grietas, una vez identificadas las zonas del casting con alto nivel de esfuerzos residuales a tensión,

se realizan modificaciones en el tratamiento térmico con la finalidad de reducir el nivel de esfuerzos sin afectar la propiedades mecánicas requeridas.

A este punto, si virtualmente contamos con evidencia de riesgos de falla en el casting que no pueden ser resueltos mediante la modificación del tratamiento térmico, se buscará realizar cambios geométricos en la pieza que permitan reducir el nivel de esfuerzos en las zonas críticas del casting. Para esto, se debe contar con un modelo de simulación a un nivel de correlación adecuado con respecto a piezas reales.

Se desarrollará el modelo de tratamiento térmico considerando las aleaciones de tipo hipoeutecticas, lo que permitirá definir el tipo de tratamiento requerido para dos diferentes composiciones químicas (A319 y A356), con el fin de alcanzar un buen compromiso entre los niveles las propiedades mecánicas especificadas por el cliente y esfuerzos residuales en el casting.

La metodología definida será aplicada de la misma manera para otros tipos de aleaciones utilizadas en la producción de cabezas y block como por ejemplo Al-Si10Mg, AlSi9Cu3, etc.

En los trabajos publicados en la literatura, para la simulación del tratamiento térmico de una pieza casting, se considera un coeficiente de transferencia de calor que es aplicado uniformemente en la superficie externa del casting, (20), (2), (3), (6) y (24). Sin embargo, esta no es la condición que representa el proceso real al que esta sujeto el casting durante la etapa de quenching, ya que no considera la posición en la que entra el casting en el baño de tratamiento térmico. Considerando que no hay referencias que consideren esto en la simulación, nos motiva a desarrollar un modelo de simulación que tome en cuenta esta condición del proceso de tratamiento térmico.

El software magmasoft no considera en su lógica de solución ésta condición de la etapa de qenching, por lo que se propone realizar una modificación en la lógica del software para considerar esta condición de una manera más cercana a la realidad.

Con el desarrollo del modelo de simulación, podremos ser capaces de simular de una manera más confiable geometrías complejas de casting, en vez de realizar solo pruebas de simulación con geometrías simples. (20), (2), (3), (6) y (24).

Solo una referencia en la literatura existe en el que se busca simular ésta condición, y utiliza diferentes coeficientes de transferencia de calor dependiendo del tipo de geometría, es decir si corresponde a una superficie externa o una cavidad y aplica de acuerdo a esto el coeficiente de transferencia de calor (7), (20), (2). Sin embargo el considerar la transferencia de calor que se aplica conforme la superficie del casting entra en contacto con la superficie del agua, como se realiza en este trabajo, da como resultado un modelo más cercano a la realidad.

## 1.5 HIPÓTESIS

Con la ayuda de MAGMAsoft y los módulos de stress, es posible desarrollar un modelo de simulación de tratamiento térmico para la predicción de propiedades mecánicas, esfuerzos residuales al final y en cada una de las etapas de tratamiento térmico.

## 1.6 METODOLOGÍA

En la figura 1.1 se presenta el proceso al que es sometido un producto en el proceso fundición de Nematik.

Del diagrama mostrado en la figura 1.1, los procesos de simulación implementados en Nematik están en recuadros azules, mientras que el proceso de tratamiento térmico (enmarcados en verde) aún no han sido implementados.

Para la simulación del tratamiento térmico se realizará experimentación sobre una geometría simple tipo wedge, para desarrollar el modelo de propiedades mecáni-



Figura 1.1: Etapas de proceso al que es sometido una pieza casting y que pueden ser simuladas mediante MAGMAsoft

cas con diferentes niveles de temperatura durante el envejecido y para procesos de quench en agua y aire.

Una vez que se cuente con datos experimentales, se construirá un modelo de simulación del tratamiento térmico para las geometrías tipo wedge buscando una buena correlación con los resultados reales de este tipo de geometría.

Ya que se ha logrado un nivel apropiado de correlación, se ajustará el modelo de simulación a geometrías de piezas complejas de cabezas y block buscando replicar las condiciones reales que experimenta el casting durante el proceso de tratamiento térmico para finalmente lograr un buen nivel de correlación de las propiedades mecánicas y nivel de esfuerzos residuales.

Para la simulación del tratamiento térmico se determinarán los coeficientes de transferencia de calor para cada uno de los procesos de quenching y de envejecido, se considerará la posición del casting durante el proceso de quenching. Para la obtención de esta información, se tomarán lecturas de termopares que se posicionarán a la pieza durante el tratamiento térmico, y con esto determinar los coeficientes de transferencia de calor para ser utilizados en las simulaciones del proceso al que fue sometida la

---

pieza, se medirán las propiedades mecánicas y niveles de esfuerzos residuales.

## CAPÍTULO 2

# MARCO TEÓRICO

---

## 2.1 TRATAMIENTO TÉRMICO DE ALEACIONES DE ALUMINIO

El uso de aleaciones ligeras en la industria automotriz, es debido a la creciente necesidad de la reducción de peso de los vehículos, y las aleaciones de aluminio tienen la ventaja sobre otros metales, de tener bajo precio, es reciclable, responden a tratamiento térmico para mejorar las propiedades mecánicas, con lo que guardan un equilibrio entre los niveles de resistencia y peso de la aleación (1).

Diferentes combinaciones de temperaturas y tiempos de tratamiento térmico han sido definidas por la Asociación del aluminio y son utilizadas en fundiciones de aluminio dependiendo del tipo de aleación, el proceso de fundición, y los requerimientos de casting. El tratamiento estándar T6 (11) comprende tres etapas: La primera etapa de solución en la que se activan los mecanismos de difusión y homogenizar los elementos de aleación, la segunda etapa de quenching que consiste en un enfriamiento rápido desde la temperatura de solución. A mayor velocidad de enfriamiento durante el quenching de la pieza, mejores propiedades mecánicas se obtienen, sin embargo se pueden causar niveles de distorsión inaceptables en el producto así como la generación de grietas debidos al alto nivel de esfuerzos que se generan durante el

proceso de quenching. El uso de diferentes medios de quenching como agua caliente, flujo de aire sobre la pieza, soluciones acuosas de glicoles, etc, son utilizadas para encontrar un balance entre el nivel de distorsión, esfuerzos residuales en el componente y propiedades mecánicas (20).

De manera general, las piezas con geometrías complejas, es decir espesores de pared pequeñas, cambios bruscos de secciones, etc. deben de ser sometidas a un proceso de quenching con niveles de enfriamiento lo suficientemente lento que limite la generación de elevados esfuerzos residuales y por consiguiente una reducción en el riesgo de generación de grietas en el casting (20).

Y la tercer etapa, que consiste en un envejecido artificial, que es un calentamiento del casting a bajas temperaturas, con la finalidad de precipitar elementos disueltos que mejoren el nivel de resistencia del material y de reducir el nivel de esfuerzos residuales generados durante la etapa de quenching.

La selección del tratamiento térmico busca uno o más de los siguientes objetivos:

- Incrementar la dureza
- Mejorar la maquinabilidad
- Mejorar la resistencia al desgaste
- Incrementar el nivel de resistencia y/o producir las propiedades mecánicas específicas para una aplicación en particular
- Estabilizar las propiedades mecánicas y físicas
- Asegurar la estabilidad dimensional
- Alterar las propiedades eléctricas
- Alterar la resistencia a la corrosión

- Reducir el nivel de esfuerzos residuales generados.

Para lograr cualquiera de los objetivos planteados, las piezas casting deben ser sometidas a los procesos de solución, quenching y envejecido ó cualquier otra combinación de estos procedimientos. En la figura 2.1, se muestra el rango de temperatura típico para una aleación binario Al-Cu.

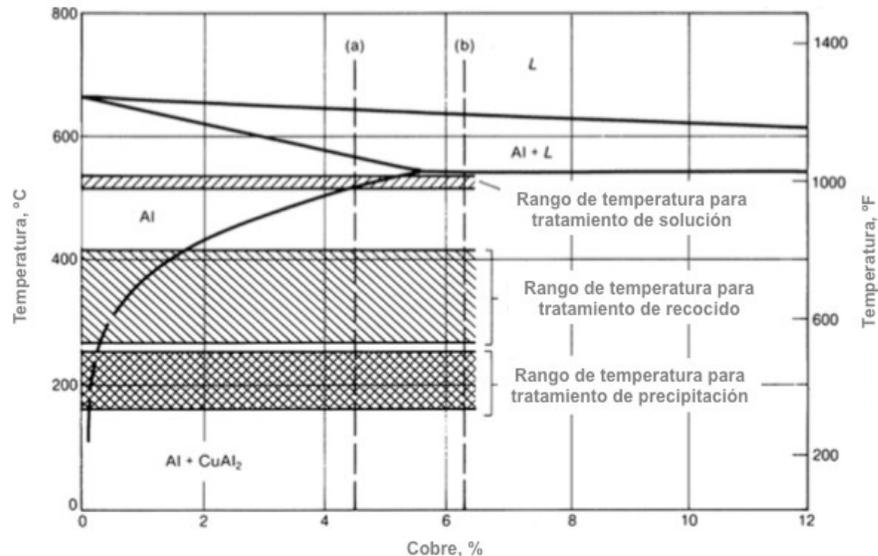


Figura 2.1: Rangos típicos de temperatura de varias operaciones térmicas para aleaciones binarias de Al-Cu. Las líneas verticales representan las aleaciones que contienen (a) 4.5% Cu y (b) 6.3% Cu (13)

La asociación del aluminio ha estandarizado las definiciones y nomenclatura aplicable a los tratamientos térmicos aplicables en el ámbito industrial de acuerdo a (17) como se muestra a continuación:

- F, as-cast
- O, recocido
- T2, recocido (nomenclatura obsoleta, usar O)
- T4, Tratamiento térmico de solución y quenching

- T5, Envejecido artificial desde la condición as cast
- T6, Tratamiento térmico de solución, quenching y envejecido artificial
- T7, Tratamiento de solución, quenching y sobre-envejecido

## 2.2 EVOLUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES Y DISTORSIÓN DURANTE TRATAMIENTO TÉRMICO

El proceso de tratamiento térmico no solo afecta a las propiedades mecánicas, también tiene influencia importante en los niveles de esfuerzos residuales.

Los esfuerzos residuales son causados por las diferencias en las velocidades de enfriamiento entre las regiones de la superficie y las interiores de la pieza casting. Esta diferencia en la velocidad de enfriamiento de la temperatura de solidificación, el proceso de quenching desde una temperatura de solución y por cambios en temperatura desde cualquier paso intermedio. Los esfuerzos residuales son función de las diferencias entre velocidad de enfriamiento, espesor de la pieza y la resistencia de la aleación (24).

Cambios abruptos de temperatura resultan en grandes diferencias en las velocidades de enfriamiento de la superficie y las regiones internas de la estructura del casting. Cuando la pieza casting es enfriada desde una temperatura elevada, la distribución normal de esfuerzos al momento que la pieza alcanza la temperatura ambiente es de compresión en la superficie y una contraparte de esfuerzo a tensión en las regiones internas, ver figura 3. Un incremento en el espesor y en la resistencia de la aleación incrementa la magnitud del esfuerzo residual (25).

Los esfuerzos inducidos en el casting durante el proceso de quenching desde la temperatura de solución, son muchas veces más importantes que los esfuerzos generados en cualquier otro proceso convencional. Una disminución en la severidad del

quenching desde la temperatura de solución, resulta en un nivel mas bajo de esfuerzos residuales generados, sin embargo también se experimenta una correspondiente reducción en la resistencia de la aleación.

El proceso de quenching en aire puede proveer un buen compromiso en aplicaciones que requieren una buena estabilidad dimensional.

Los esfuerzos residuales sólo pueden ser aliviados mediante la exposición a una elevada temperatura, seguido de un enfriamiento lento o por deformación plástica. La deformación plástica que se aplica para la disminución de esfuerzos residuales en productos forjados, tienen poca aplicación en diseños con geometrías complejas, y el alivio de los esfuerzos residuales llega a ser mas una función del tratamiento térmico. El proceso de envejecido resulta en reducciones significantes en los niveles de esfuerzos residuales y el recocido proporciona un nivel de esfuerzos residuales mínimo. Los esfuerzos residuales retenidos después del recocido o envejecido está limitado por la resistencia a la cedencia de la aleación a la temperatura a que está puesta en servicio.

Algunos conceptos importantes que debemos tener en mente son los siguientes:

Esfuerzo normal, es definido como el esfuerzo que actúa en dirección normal a la superficie de un plano; el plano en el que estos esfuerzos actúan son usualmente identificados por los subíndices. Por ejemplo considerando el caso general que se muestra en la figura 2.2, donde los esfuerzos que actúan normal a las caras de un cubo elemental son identificados por los subíndices que identifican a la dirección en que está actuando el esfuerzo,

Por ejemplo,  $\sigma_x$ , es el esfuerzo normal que actúa en la dirección de  $x$ . Desde  $\sigma_x$  es el esfuerzo normal, debe actuar en el plano perpendicular a la dirección de  $x$ . La convención utilizada es que los valores positivos de un esfuerzo normal representan un esfuerzo de tensión, mientras que un signo negativo representa un esfuerzo de compresión (23).

El esfuerzo cortante actúa perpendicular al plano en que el esfuerzo normal

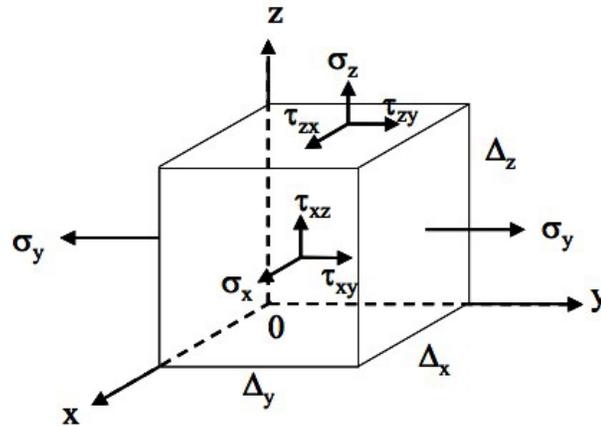


Figura 2.2: Esfuerzos que actúan sobre una unidad de cubo

actúa. Dos subíndices son utilizados para definir el esfuerzo cortante, el primero denota el plano en que el esfuerzo de corte está actuando y el segundo denota la dirección en que el esfuerzo de corte está actuando. Desde que un plano es más fácil definirlo por su normal, el primer subíndice se refiere a esto. Por ejemplo,  $\tau_{zx}$ , es el esfuerzo cortante sobre el plano perpendicular al eje  $z$  y en la dirección del eje  $x$ . La convención de signos para el esfuerzo cortante se muestra en la figura 2.3, que sigue la notación de Timoshenko. Que es, el esfuerzo cortante positivo si el punto es en la dirección de la cara positiva del cubo de una unidad fundamental del cubo. Es negativo si todos los puntos en la dirección positiva de una cara positiva. Todos los esfuerzos cortante en (a) son esfuerzos cortantes positivos sin relación al tipo de esfuerzo normal que están presente, similarmente todos los esfuerzos cortantes en (b) son esfuerzos cortantes negativos.

Los esfuerzos principales son aquellos que actúan sobre el plano principal. Para cualquier estado de esfuerzos es posible definir un sistema coordenado, que tiene ejes perpendiculares a los planos en que solo actúan esfuerzos normales y en el que no actúan esfuerzos cortantes. Estos planos son conocidos como planos principales. En el caso de un plano de dos dimensiones hay dos esfuerzos principales  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$ . Estos se presentan perpendiculares uno del otro, y por convención  $\sigma_1$  es algebraicamente más largo. Las direcciones a lo largo del eje en que actúa el esfuerzo principal son

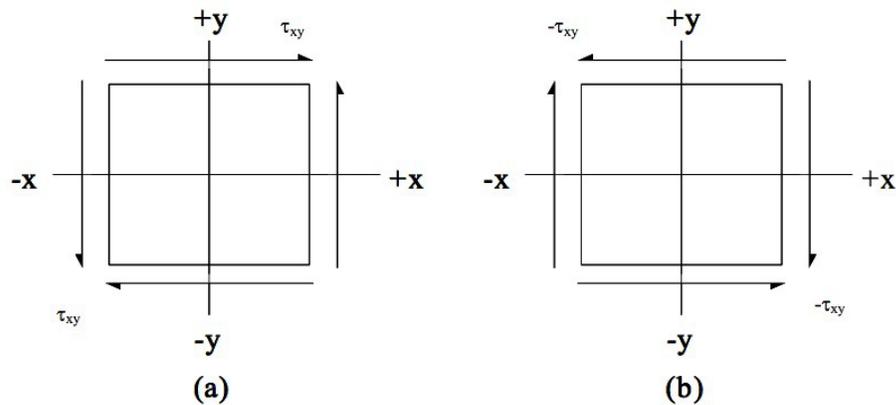


Figura 2.3: Convención de signos para esfuerzos cortantes (a) Positivos (b) negativos

conocidos como eje 1, 2 y 3. La especificación del esfuerzo principal y su dirección provee una forma conveniente de describir el estado de esfuerzos en un punto (24).

## 2.3 PROPIEDADES MECÁNICAS

Las propiedades mecánicas incluyen el esfuerzo último a tensión, resistencia a la cedencia y elongación son los criterios mas comunes para la aceptación de un material después de tratamiento térmico. Los límites estadísticos de las propiedades mecánicas se definen normalmente para una composición química y proceso de fundición en específico que ha sido tratado térmicamente.

Separadamente los especímenes de tensión, vaciados con la misma aleación con que son vaciadas las piezas casting, también son expuestos a todas las etapas de tratamiento térmico que experimenta la pieza casting.

Cuando los límites de propiedades mecánicas establecidas no son alcanzados, se aplican procedimientos analíticos y juicios para establecer una acción correctiva basada en la evidencia o suposiciones sobre la causa de la falla.

Variaciones en la composición química, aún dentro de los límites de especificados, pueden tener efectos muy notorios. Consideraciones metalúrgicas tales como

segregación, tamaño y distribución de fases, tamaño de grano y SDAS, la modificación o el grado de refinamiento del eutéctico y estructuras hipereutécticas tienen un impacto sobre las propiedades mecánicas.

Es importante establecer que los especímenes involucrados sean representativos y que los procedimientos de prueba son los establecidos en el estándar:

- El diagrama esfuerzo-deformación debe ser utilizado para confirmar que los procedimientos de prueba incluyendo la velocidad de deformación fueron los apropiados.
- Las fallas no deben de ser asociadas con defectos de daño superficial como muescas, rayones o errores de maquinado.
- Los especímenes pueden contener defectos que no son representativos.
- La superficie de fractura debe ser examinada para determinar si existen condiciones que no son normales, contribuyen a la falla.

La composición química es la variable con mayor efecto en el desarrollo de las propiedades mecánicas. Cuando no se cumple con el nivel de propiedades establecidas y no existen discrepancias en la práctica de tratamiento térmico, se debe examinar cuidadosamente el contenido de aleación.

El rol de los elementos aleantes es importante en el desarrollo de propiedades mecánicas, y debe ser tomado en consideración, ya que muy a menudo son considerados como “otros” y pudieran tener un efecto importante. El sodio y calcio son fragilizan las aleaciones 5xx. Los elementos de baja temperatura de fusión, tales como, el plomo, estaño y bismuto pueden bajo ciertas condiciones formar algunas redes intergranulares frágiles con el mismo efecto. Los elementos e impurezas insolubles son generalmente los responsables de disminuir la elongación de la aleación.

Bajas concentraciones de elementos solubles en el tratamiento térmico resultan en una distribución de propiedades mecánicas en el rango más bajo de especificación.

La relación entre elementos como Cu-Mg, Si-Mg, Fe-Si, Fe-Mn, y Zn-Cu-Mg son consideraciones importantes al definir las causas anormales de la respuesta de las propiedades mecánicas en respuesta al tratamiento térmico.

Bajas concentraciones de elementos solubles en el tratamiento térmico resultan en una distribución de propiedades mecánicas en el rango más bajo de especificación. La relación entre elementos como Cu-Mg, Si-Mg, Fe-Si, Fe-Mn, y Zn-Cu-Mg son consideraciones importantes al definir las causas anormales de la respuesta de las propiedades mecánicas en respuesta al tratamiento térmico.

La calidad del tratamiento de solución puede ser evaluada en varias formas. Hay, por supuesto, el efecto de redondeo en las fases insolubles que puede ser observado por medio de análisis metalográfico y sirve como evidencia de una exposición a elevadas temperaturas. La eliminación de microsegregación o “coring” en muchas aleaciones es otra indicación de tratamiento a elevada temperatura. Un efectivo tratamiento de solución de las fases solubles puede ser determinado microscópicamente. Solutos no insolubles pueden ser distinguidos por la apariencia de precipitados que se forman a elevadas temperaturas y resultan del atraso del quenching o el inadecuado o quenching incompleto por el tamaño de partícula y su distribución.

Existe también la tendencia a formar precipitados como resultados del retraso del quenching o quenching inadecuado ya que se concentran en las fronteras de grano, opuesto a una distribución normal a través de la microestructura para un apropiado tratamiento de solución y envejecido del material.

Mientras que el envejecido es microscópicamente evidente, un envejecido incompleto es difícil de evaluar, debido a la naturaleza sub-microscópica de los precipitados de transición. Evidencia de una práctica de envejecido aceptable puede obtenerse de los registros del horno de envejecido que pueden indicar errores en el ciclo de envejecido. Mientras que un envejecido incompleto puede ser corregido por un envejecido adicional, para todas las demás aberraciones en los tratamientos térmicos, excepto aquellos asociados con las condiciones como oxidación a alta temperatura, fusión del

eutéctico, se deben de tomar acciones correctivas sobre el tratamiento térmico. La fusión del eutéctico ocurre cuando la temperatura de fusión es excedida durante el tratamiento de solución, resultando en rosetas (arreglos circulares) características del eutéctico re-solidificado.

La oxidación a alta temperatura es un término inapropiado de la difusión del hidrogeno que afecta a la superficie durante el tratamiento de solución, durante el tratamiento térmico. Resulta de una excesiva humedad en la atmósfera del horno, algunas veces es agravado por la presencia de aceites, grasas, sulfuros u otro tipo de contaminación en el horno.

## 2.4 MODELOS DE SIMULACIÓN

Desde un punto de vista metalúrgico, el fenómeno de solidificación es un proceso de nucleación y crecimiento como lo explica el autor Wallace. Una amplia variedad de fenómenos físicos toman lugar cuando un metal líquido solidifica. El rango de estos fenómenos físicos puede variar de unas pocas distancias atómicas cuando se conglomeran los átomos para formar los granos de metal sólido, hasta unos cuantos milímetros o centímetros cuando se presenta el fenómeno de transporte de unas cuantas partículas sólidas o granos, promoviendo problemas de macro segregación en piezas casting.

Desde el punto de vista de ingeniería, la solidificación puede ser relacionada con el flujo de un fluido, transferencia de calor, desarrollo de esfuerzos residuales con sus respectivas ecuaciones físicas basadas los principios de mecánica. La solución de estos fenómenos “macroscópicos” proveen las bases en que el análisis y estudio del llenado de un molde, flujo de calor, esfuerzos residuales y distorsiones del casting puede ser realizado para lograr un entendimiento en el diseño de moldes y algunas geometrías de piezas casting.

Debido al objetivo de estos análisis, poca o ninguna atención es puesta a la

nucleación y crecimiento de granos sólidos y otros fenómenos microscópicos que toman lugar en muchos problemas, la solución del fenómeno macroscópico es usado para realizar predicciones generales de las microscópicas y viceversa (15) y (14). Debido a la naturaleza de una amplia variedad de fenómenos físicos tanto como el rango y longitud de la escala de tiempo en que toman lugar estos fenómenos, cuando hablamos de una computadora.

Modelar el proceso de solidificación, una frontera clara debe de ser definida para aislar el sistema que se desea analizar y la simplificación de las suposiciones que serán consideradas. Esta sección pretende dar una revisión literaria de la modelación por computadora de fenómenos macroscópicos de solidificación.

La modelación matemática de algunos fenómenos macroscópicos así como de algunos microscópicos presentes en la solidificación es discutida por el autor Gilbert Kaufman (13). La figura 3 representa los diferentes tipos de análisis que pueden ser realizados y los resultados que se pueden obtener; en esta figura también se muestran las áreas típicas de análisis que se pueden realizar a partir de una modelación de un sistema.

## 2.5 MODELACIÓN DEL FLUJO DE FLUIDOS

El llenado del molde por un metal en estado líquido normalmente representa el primer paso en el proceso de casting. Para procesos de llenado lento tales como LPDC (baja presión), modelo en arena, etc., la modelación del flujo del fluido debe ser realizado acoplado con la modelación de transferencia de calor, desde que las pérdidas de calor durante el llenado pueden ser suficientemente grandes para dificultar el proceso de llenado del molde, generando defectos de juntas frías o líneas de unión de dos frentes de metal. También, el perfil de temperaturas de la pieza casting al final del llenado representa la condición inicial de un subsecuente análisis de solidificación. Con esto, la exactitud en predicción de la solidificación depende de



Figura 2.4: Esquema de los análisis que pueden realizarse por medio de la modelación del fenómeno de solidificación

la exactitud de las condiciones térmicas obtenidas al final del proceso de llenado. La mayoría de los metales pueden ser representados como incompresibles (fluidos Newtonianos), el flujo es gobernado por las ecuaciones de continuidad y Navier-Stokes (12).

La segunda ley de Newton, la conservación de la masa junto con la incompresibilidad dan lugar a las ecuaciones de Navier-Stokes:

$$\nabla_u = 0 \quad (2.1)$$

$$\rho \left( \frac{\partial u}{\partial t} + u \nabla_u \right) = -\nabla_p + \nabla_\mu [\nabla_u + (\nabla_u)^t] + \rho b \quad (2.2)$$

Donde:

- $\rho$ : densidad

- $u$ : vector de velocidad
- $t$ : tiempo
- $p$ : presión
- $\mu$ : viscosidad
- $b$ : fuerza sobre el cuerpo

Para modelar apropiadamente el avance de la interface entre el metal líquido y el aire en la cavidad del molde, la ecuación 2.2 debe ser modificada para describir el movimiento de la superficie libre. Para modelar esta situación, la mayoría de los software de fluidos utiliza el método de volumen-del-fluido (VOF), que utiliza una función de llenado que es la advección del fluido (el movimiento de una masa del fluido) para satisfacer la siguiente ecuación:

$$\frac{\partial f}{\partial u} + u \cdot \nabla_F = 0 \quad (2.3)$$

El valor de  $F$  dentro de una cálculo de celda es asociado con el estado de la celda: cuando  $F = 1$  la celda esta llena, cuando  $F = 0$  la celda esta vacía, y cuando  $0 < F < 1$  la celda contiene una interface.

La otra parte importante del proceso de llenado es la transferencia de calor. Desde la conducción en el metal puede ser representada por la ley de Fourier, la ecuación del transporte de energía es descrita por la ecuación de transferencia de calor.

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u \nabla T \right) = \nabla (k \nabla T) + Q \quad (2.4)$$

Donde:

- $C_p$ : Calor específico

- $T$ : temperatura
- $K$ : conductividad térmica
- $Q$ : generación de calor interna

El término de advección  $u \cdot \nabla T$  en la ecuación 2.4 acopla la ecuación de energía de transporte de energía con el del campo de velocidad. Para modelar el cambio de fase del metal líquido, el término  $Q$  es utilizado para representar la evolución del calor latente en el líquido. Una de las expresiones que es utilizada es:

$$Q = L \frac{\partial f_s}{\partial t} \tag{2.5}$$

Donde:

- $L$ : Calor latente
- $f_s$ : Fracción sólida

La evolución de la fracción del sólido para una aleación en particular debe ser determinada por la representación matemática 5.2. Una forma fácil para modelar la liberación del calor latente es el llamado método del calor específico. La liberación del calor latente produce un incremento en la energía interna o entalpía del líquido, y debido a que el calor específico y la entalpía están relacionados por la ecuación mostrada en la figura 2.5:

$$h = \left\{ \begin{array}{l} \int c dT \dots \dots \dots T \leq T_{sol} \\ \int c dT + (1 - f_s) \Delta h_f \dots \dots T_{sol} \leq T \\ \int c dT + \Delta h_f \dots \dots \dots T \geq T_{sol} \end{array} \right\}$$

Figura 2.5: Ecuación del calor latente

Así conociendo, la evolución de la entalpía a partir de mediciones, uno puede determinar el calor específico en la región entre el líquido y el sólido. Este método produce una función híbrida definida por múltiples sub funciones, donde cada subfunción aplica cierto intervalo del dominio de la función principal.

### 2.5.1 MODELACIÓN DE ESFUERZOS

La modelación de esfuerzos generados en piezas casting, representa un reto mayor que la modelación de problema del flujo. Una de las principales razones de gran dificultad es que el fenómeno que gobierna es muy complejo y posee un gran número de problemas computacionales. Sin embargo, cuando se resuelve apropiadamente, los resultados obtenidos del modelo de esfuerzos puede ser utilizado para predecir los esfuerzos residuales y las dimensiones finales en piezas casting, tanto como mejorar el diseño para compensar la contracción de la pieza casting durante el diseño, mayormente relacionado como un factor empírico (5).

La modelación de la evolución de esfuerzos es un análisis termo-mecánico que involucra el equilibrio, ecuaciones constitutivas y de compatibilidad, que relacionan las fuerzas al esfuerzo, el esfuerzo a la deformación y la deformación al desplazamiento, respectivamente. Las ecuaciones de equilibrio pueden ser representadas por (4):

$$\Delta F = [L]^T \Delta \sigma \quad (2.6)$$

En donde:

$$\Delta \sigma = \{\Delta \sigma_x, \Delta \sigma_y, \Delta \sigma_z, \Delta \tau_{xy}, \Delta \tau_{yz}, \Delta \tau_{zx}\}^T \quad (2.7)$$

$$\Delta F = \{\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z\}^T \quad (2.8)$$

La compatibilidad de las ecuaciones que relacionan la deformación con el desplazamiento pueden ser representadas por:

$$\Delta \epsilon = [L] \Delta U \quad (2.9)$$

Donde:

$$\Delta \epsilon = \{\Delta \epsilon_x, \Delta \epsilon_y, \Delta \epsilon_z, \Delta \gamma_{xy}, \Delta \gamma_{yz}, \Delta \gamma_{zx}\}^T \quad (2.10)$$

$$\Delta U = \{\Delta U_x, \Delta U_y, \Delta U_z\}^T \quad (2.11)$$

La representación de la matriz de los operadores diferenciales es la matriz L representada en la figura 2.6:

$$[L] = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}$$

Figura 2.6: Matriz de los operadores diferenciales

Las ecuaciones constitutivas relacionadas con el esfuerzo puede ser representadas por:

$$\Delta U = [D] \Delta \epsilon_e \quad (2.12)$$

Donde la matriz D contiene las constantes elásticas, que son función sólo de dos propiedades del material (E, módulo de Young, y  $\nu$ , razón de Poisson) para materiales isotrópicos. La matriz D esta representada por la figura 2.7.

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{bmatrix}$$

Figura 2.7: Matriz D

Como se establece en la ecuación 2.8, solo las deformaciones elásticas son responsables del desarrollo de esfuerzos en el casting. Esto confirma los resultados experimentales de diferentes curvas de esfuerzo-deformación a diferentes temperaturas, desde que deformaciones elásticas producen esfuerzos elásticos que representan el esfuerzo residual que permanecen en el casting cuando es extraído del molde o en algunas circunstancias a temperatura ambiente.

Como ya ha sido mencionado, el problema de modelación de esfuerzos es termomecánico. Las diferencias en temperaturas entre el casting y el molde que son presentes cuando el casting es enfriado dentro del molde son cambios de contracción volumétrica que ocurren en el casting. Desde que muchos de los casting comprenden geometrías con diferencias en la relación de volumen a superficie que normalmente se enfrían a razones distintas y que interactúan con las paredes del molde en muchas formas, la contracción volumétrica inducida por el enfriamiento del casting normalmente restringida por las secciones del casting o por las paredes del molde. Este efecto de restricción causa el desarrollo de deformaciones que promueven la distorsión del casting o el desarrollo de esfuerzos residuales durante largas etapas de enfriamiento. Debe ser mencionado que las deformaciones térmicas por sí mismas

no causan ningún esfuerzo, ellas solo promueven una carga térmica o un desajuste geométrico que eventualmente se traduce en deformaciones elásticas o plásticas (18).

La modelación de esfuerzos es normalmente compuesta por un modelo térmico y un modelo mecánico. La conducción en muchos metales puede ser representada por la ley de Fourier, el modelo térmico involucra la solución de la ecuación de energía (Eq. 2.4) sin el término de advección.

El modelo de esfuerzos puede ser resuelto in una manera secuencial o acoplada. El modelo térmico puede ser resuelto primero y después los resultados son importados en el modelo mecánico. Por otro lado, ambos modelos pueden ser resueltos de manera acoplada, resolviendo primero el campo de temperaturas y después el de desplazamiento, y después regresando para checar si el campo de desplazamientos producido afectará en alguna forma el campo térmico. Los modelos acoplados son normalmente utilizados cuando el desarrollo de un gap por causas de la contracción del casting afectará la razón de la transferencia de calor entre el casting y el molde. Este fenómeno puede afectar el campo térmico debido a la formación del gap que reduce el coeficiente de transferencia de calor entre el casting y el molde con lo que se retarda el enfriamiento y produce más altas temperaturas que pueden significar distorsiones más grandes.

## 2.5.2 MODELACIÓN DE DISTORSIÓN DEL CASTING

La predicción de esfuerzos residuales y distorsión de la pieza casting ha sido analizada por Ragab [35], Sequeria et al [36] y Caulk et al [37]. Los primeros dos estudios se basan en la utilización de software comercial disponible, el primero basado en formulación de elemento finito utilizando Abaqus, contrario al segundo que utilizó un código basado en diferencias finitas para casting MAGMAsoft. Caulk et al presenta una formulación que utiliza una combinación de elementos frontera y método de elemento finito.

La distorsión del casting y el desarrollo de esfuerzos residuales principalmente debido al efecto de dos restricciones. Uno es la restricción de las paredes del molde que evitan el movimiento libre del casting mientras se contrae debido al enfriamiento dentro del molde. Las otras restricciones son desarrolladas debido a la diferencia en la velocidad de enfriamiento de diferentes secciones del casting. Estas diferencias en enfriamiento es el resultado de la irregularidad de las diferentes formas geométricas que conforman al casting.

Analizando la distorsión del casting para cualquier proceso representa un gran reto debido a la complejidad de muchos fenómenos físicos que están involucrados.

Desde un punto de vista macroscópico, involucra resolver las ecuaciones de flujo de fluidos, transferencia de calor y las ecuaciones de esfuerzo de una manera acoplada. Aspectos del esfuerzo cortante que representan un mayor reto debido a la complejidad y situaciones no lineales en el comportamiento del material y las condiciones de contacto durante la solidificación y enfriamiento (22).

## CAPÍTULO 3

# METODOLOGÍA DE LA INVESTIGACIÓN

---

### 3.1 EXPERIMENTACIÓN Y SIMULACIÓN CON GEOMETRÍAS TIPO WEDGE

Para la construcción del modelo de simulación de tratamiento térmico de un producto de geometrías compleja, primero se realiza un estudio experimental sobre una geometría simple tipo wedge, bajo diferentes condiciones de tratamiento térmico.

Para esto se construye un molde prototipo de casting de geometrías simples tipo wedge como se muestra en la figura 3.1. En donde se vaciarán composiciones químicas de las aleaciones 319 y 356 y se someterán a diferentes condiciones de tratamiento térmico para construir un modelo matemático que nos permita predecir las propiedades mecánicas.

Las composiciones químicas de las aleaciones estudiadas 319 y 356 se muestran en la tabla 3.1. Las condiciones de tratamiento térmico que se evaluaron con este tipo de geometrías tipo wedge para la aleación A319 se presentan en la tabla 3.2.

Los parámetros de tratamiento térmico modificadas para el estudio en geometrías tipo wedge y para las aleaciones 319 y 356, se presentan en la tabla 3.2.

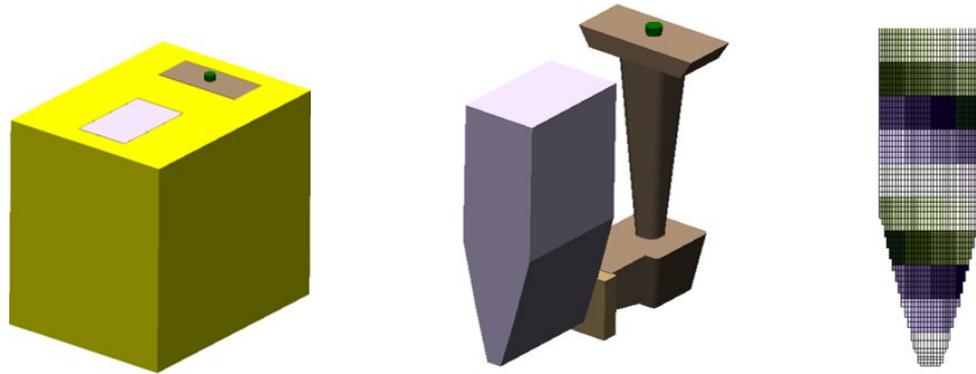


Figura 3.1: Molde prototipo para estudio de tratamiento térmico con geometría simple tipo wedge, el molde es de arena

Aleación A319		Aleación A356	
Elemento	% w	Elemento	% w
Si	7.6	Si	7.4
Cu	2.3	Cu	0.2
Fe	0.5	Fe	0.4
Mn	0.3	Mn	0.2
Mg	0.3	Mg	0.3
Zn	0.4	Zn	0.1
Ti	0.1	Ti	0.2

Tabla 3.1: Composición química de las aleaciones de aluminio A319 y A356 estudiadas.

Parámetro	Aleación A-319	Aleación A-356
Temperatura de Solución (°C)	490	530
Tiempo de solución (horas)	5	5
Medio de Temple	Agua a 90°C Aire (40°C/min) Aire (100°C/min)	Agua a 90°C Aire (40°C/min) Aire (100°C/min)
Temperatura de envejecido (°C)	180 210 235	160 185 210
Tiempo de envejecido (horas)	4.5	4.5

Tabla 3.2: Condiciones de tratamiento térmico para el estudio sobre geometrías tipo wedge.

La matriz de experimentos resultante para las condiciones de tratamiento térmico se presenta en la tabla 3.3 para la aleación 319 y en la tabla 3.4 para la aleación 356.

ALEACIÓN A319					
Experimento	Temperatura de Solución (°C)	Tiempo de solución (horas)	Medio de temple	Temperatura de envejecido (°C)	Tiempo de envejecido (horas)
1	490	5	Agua a 90° C	180	4.5
2	490	5	Aire (40°C/min)	180	4.5
3	490	5	Aire (100°C/min)	180	4.5
4	490	5	Agua a 90° C	210	4.5
5	490	5	Aire (40°C/min)	210	4.5
6	490	5	Aire (100°C/min)	210	4.5
7	490	5	Agua a 90° C	235	4.5
8	490	5	Aire (40°C/min)	235	4.5
9	490	5	Aire (100°C/min)	235	4.5

Tabla 3.3: Matriz experimental para tratamiento térmico de la aleación 319

ALEACIÓN A356					
Experimento	Temperatura de Solución (°C)	Tiempo de solución (horas)	Medio de temple	Temperatura de envejecido (°C)	Tiempo de envejecido (horas)
10	530	5	Agua a 90° C	160	4.5
11	530	5	Aire (40°C/min)	160	4.5
12	530	5	Aire (100°C/min)	160	4.5
13	530	5	Agua a 90° C	185	4.5
14	530	5	Aire (40°C/min)	185	4.5
15	530	5	Aire (100°C/min)	185	4.5
16	530	5	Agua a 90° C	210	4.5
17	530	5	Aire (40°C/min)	210	4.5
18	530	5	Aire (100°C/min)	210	4.5

Tabla 3.4: Matriz experimental para tratamiento térmico de la aleación 356

Una vez obtenidas las piezas wedge, se seleccionan zonas específicas para realizar el tratamiento térmico y se de las cuales se obtendrá una probeta para realizar ensayos mecánicos para medir sus propiedades. Las dimensiones de la probeta para los ensayos mecánicos se muestran en la figura 3.2.

Las secciones del wedge en que se realizaron los estudios de tratamiento térmico y de ensayos mecánicos se muestran en la figura 3.3.

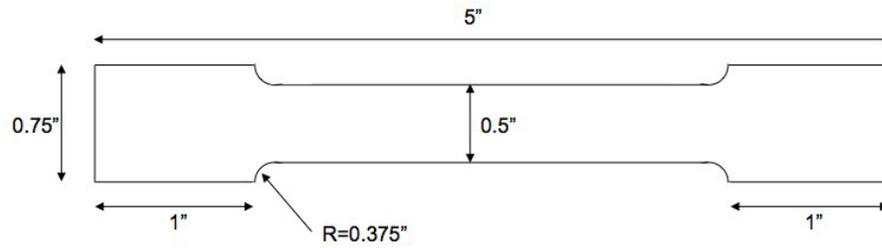


Figura 3.2: Dimensiones de la probeta obtenidas de la sección de wedge para análisis mecánico

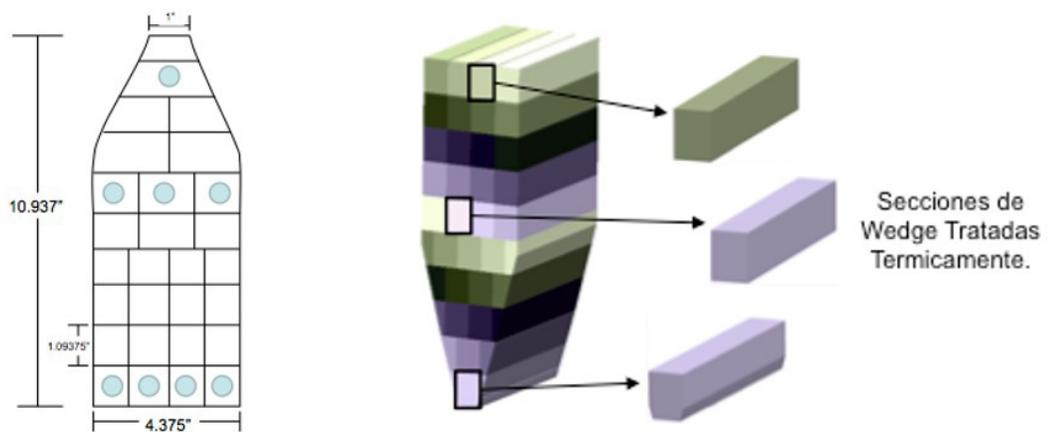


Figura 3.3: Secciones de wedge tratadas térmicamente y analizadas mediante ensayos de tensión

Una vez realizado el análisis de tratamiento térmico y de ensayos mecánicos de la geometría tipo wedge, se inicia con la construcción del modelo de simulación, en donde, se simulará el proceso de vaciado de la geometría tipo wedge; así mismo se realizará en ajuste en el modelo de manera que puedan ser analizadas las zonas del wedge estudiadas en el tratamiento térmico y poder comparar con las zonas exactas en las piezas wedge reales. En la figura 3.3 se muestra la discretización del wedge en simulación donde se identifica las diferentes áreas del wedge que se pueden comparar con los resultados reales, con la finalidad de medir la correlación en la predicción del modelo de simulación.

Se registró el perfil térmico de la geometría del wedge durante la etapa de quenching de manera que se puedan determinar los coeficientes de transferencia de calor que experimenta la pieza y poder utilizarlos en el modelo de simulación.

Las propiedades termofísicas de las aleaciones utilizadas en simulación, fueron obtenidas mediante el software JMatPro, que genera una base de datos de las propiedades de la aleación en base a su composición química (21), (8), (9) y (10). Estas propiedades nos permiten evaluar numéricamente las ecuaciones desarrolladas matemáticamente durante el análisis de los mecanismos de transferencia de calor. En la figura 3.4 se muestra un esquema de las propiedades generadas por medio de la composición química en el software JMatPro.

## 3.2 EXPERIMENTACIÓN Y SIMULACIÓN CON GEOMETRÍAS DE CASTING REALES

Una vez que se halla logrado el ajuste del modelo de simulación de tratamiento térmico sobre la geometría de wedge, se utilizará para evaluar las propiedades y niveles de esfuerzos residuales en piezas reales de casting, cabeza y monoblock.

Para la simulación de tratamiento térmico de piezas casting reales, se trató de

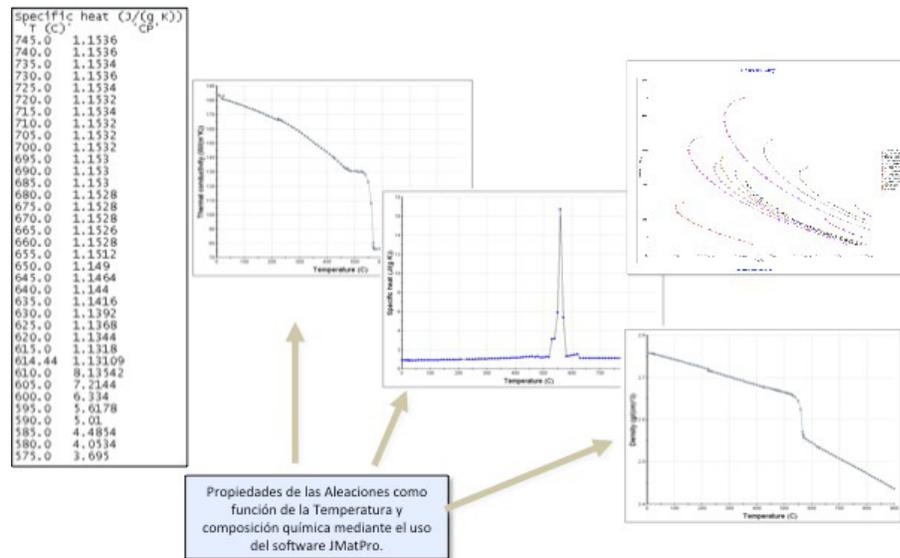


Figura 3.4: Generación de propiedades de la aleación con respecto a la composición química por medio del software JMatPro

replicar las mismas condiciones que experimentan las piezas durante el proceso de quenching, donde se ven involucrados la posición de entrada del casting en el medio de quenching, así mismo como el acomodo en las canastillas (donde se acomodan 12 piezas en dos niveles), para esto, se instrumentó una cabeza con termopares, en diferentes posiciones de la canastilla, de manera que se puede tener el registro de temperaturas que experimenta el casting en las diferentes posiciones durante el tratamiento térmico. En la figura 3.5 se muestra el acomodo de las piezas casting en la canastilla de tratamiento térmico durante el proceso de quenching (16).



Figura 3.5: Arreglo de piezas casting reales en canastilla de tratamiento térmico

Dentro de la canastilla de tratamiento térmico se instrumentaron piezas de

casting con la finalidad de registrar el perfil térmico que experimenta el casting durante el proceso de tratamiento térmico en la etapa del quenching. En la figura 3.6, se muestran los termopares colocados en el casting para el registro térmico de la pieza. Una vez que se cuenta con el registro térmico, se puede determinar el coeficiente de transferencia de calor para poder utilizarlo en el modelo de simulación (19).

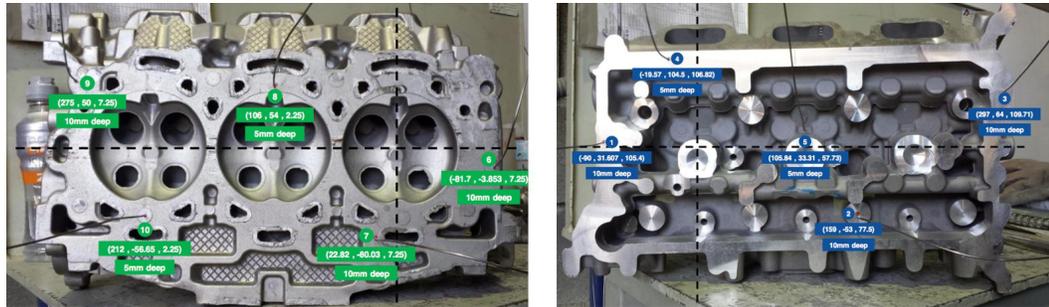


Figura 3.6: Posición de termopares es piezas reales para el registro térmico del casting durante el tratamiento térmico

Una vez que se cuenta con piezas casting que han sido tratadas térmicamente, se realiza la caracterización de las propiedades mecánicas resultantes en la pieza. Las mismas zonas en que se miden las propiedades mecánicas en el casting real, son las que se evaluarán en el modelo de simulación, con el fin de correlacionar la predicción del modelo de simulación.

Para la simulación del proceso de tratamiento térmico de quenching, se modifica la forma en que se realizan las simulaciones en el software magma, de manera que se pueda tomar el cuenta la posición del casting que entra en el medio de quenching, lo que nos permitirá tener una mejor aproximación del modelo al proceso real que experimenta el casting.

La forma en que se modifica la simulación, es definiendo la pieza casting como corazón de arena (Id 2 en el software de magma) y modelando un cubo que rodea rodeado al corazón (Id 1 en el software de magma). Una vez que se ha definido estos materiales en el preprocesador de geometrías del software, se definen las propiedades del corazón de arena con las propiedades de la aleación de aluminio, y lo que

inicialmente se definió como casting (el cubo que rodea al corazón) se le asignan las propiedades del agua de temple a 90° C. Este procedimiento se realiza ya que magmasoft solo calcula el flujo de fluidos sobre la geometría definida como casting, de tal manera que lo que se define como casting se le asignan propiedades del agua a 90°C, con lo que podemos calcular el flujo del agua sobre la pieza de geometría casting, que a su vez está definida como corazón de arena pero con las propiedades de la aleación de aluminio.

El inconveniente es que al realizar esta simulación, el agua estaría fluyendo hacia la pieza casting hasta quedar completamente cubierta por el agua, cuando en realidad el que se mueve es la pieza casting hacia dentro del baño de agua durante le proceso de quenching.

Esto es una limitación del modelo pero es la forma más cercana en que se puede modelar el proceso de tratamiento de quenching considerando la posición de la pieza al ser introducida en el medio de quenching con las restricciones del modelo de simulación.

Con la metodología anterior, es posible simular la posición del casting entrando al baño de temple.

En la figura 3.7 se muestra la posición del casting entrando al medio de temple. El cubo que cubre a la pieza casting es el medio de enfriamiento (agua a 90°C) y el casting entrando en el baño de agua desde la cara frontal.

Por otro lado, a partir del registro del perfil térmico obtenido de los termopares reales utilizados en experimentación (ver figura 3.6), se obtuvo el coeficiente de transferencia de calor por el método inverso, es cual es asignado una vez que el agua entra en contacto con la pieza casting durante el contacto del flujo de agua con el casting.

La forma de definir el coeficiente de transferencia de calor fue mediante el método inverso a partir de los termopares de experimentación. El proceso de méto-

do inverso consiste en definir el valor del coeficiente de transferencia de calor que mejor ajuste el perfil térmico del termopar real a la lectura del termopar virtual definido en simulación para las mismas posiciones definidas colocados durante la experimentación.

En la figura 3.8 se muestra la posición de los termopares virtuales definidos en el modelo de simulación para ser ajustados mediante el método inverso.

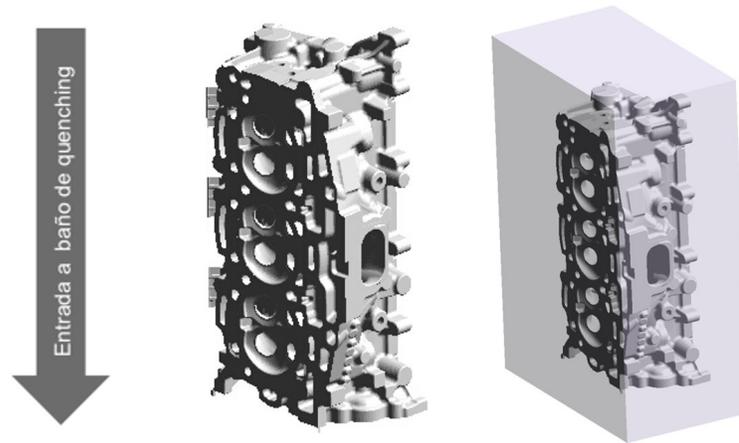


Figura 3.7: Posición de casting a la entrada del baño de quenching, cubo transparente representa el baño de temple que cubre al casting durante el proceso de quenching

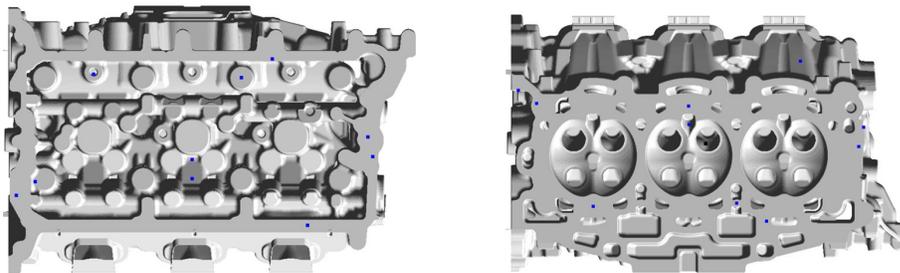


Figura 3.8: Posición de los termopares virtuales (puntos en azul) para la definición del coeficiente de transferencia de calor mediante el método inverso

Para el tratamiento térmico de quenching en aire, se define también el coeficiente de transferencia de calor que experimenta el casting en las caras externas de la pieza durante el proceso de quenching para las diferentes razones de enfriamiento de 40 y 100°C/min. Para definir este coeficiente se utiliza el método inverso de la misma forma en que se describe para el quench en agua.

En la figura 3.9, se muestra la pantalla de magmasoft en la perspectiva de optimización utilizando el método inverso para la determinación del coeficiente de transferencia de calor.

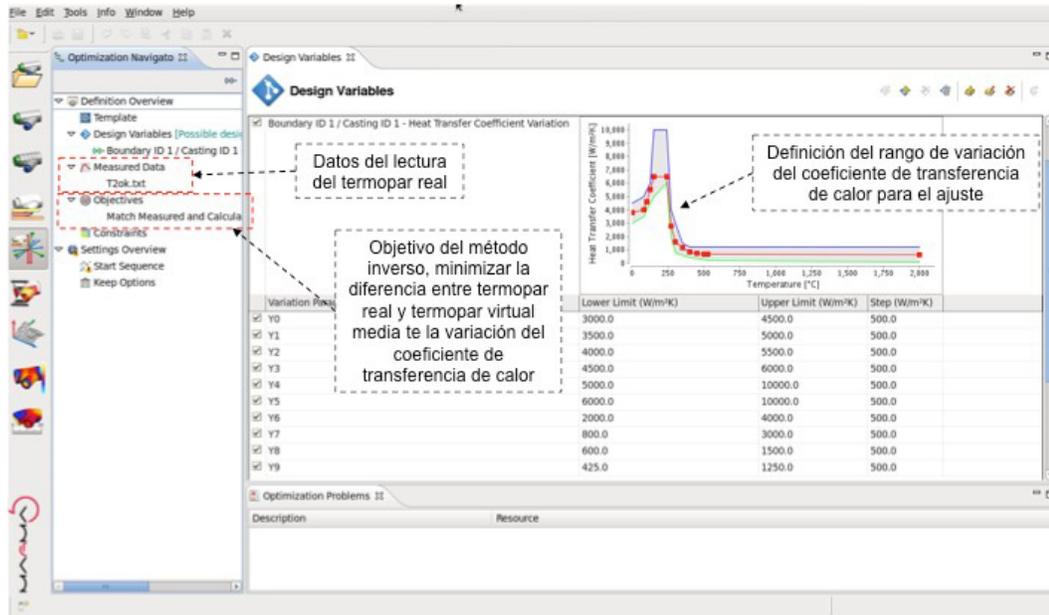


Figura 3.9: Pantalla de magmasoft en la perspectiva de optimización por método inverso donde el objetivo es definido para minimizar la diferencia entre el termopar real y el termopar virtual de simulación.

En la figura 3.10, se muestra la definición de la función objetivo en la perspectiva de magmasoft de optimización por el método inverso, donde se busca minimizar la diferencia entre el termopar real y el termopar definido en la simulación, utilizando el delta Riemann.

El procedimiento general descrito anteriormente puede ser visualizado de manera general en la figura 3.11.

Una vez que se ha generado el modelo, se lleva a cabo el análisis de correlación, con la finalidad de evaluar el modelo de simulación con los resultados de las piezas casting reales.

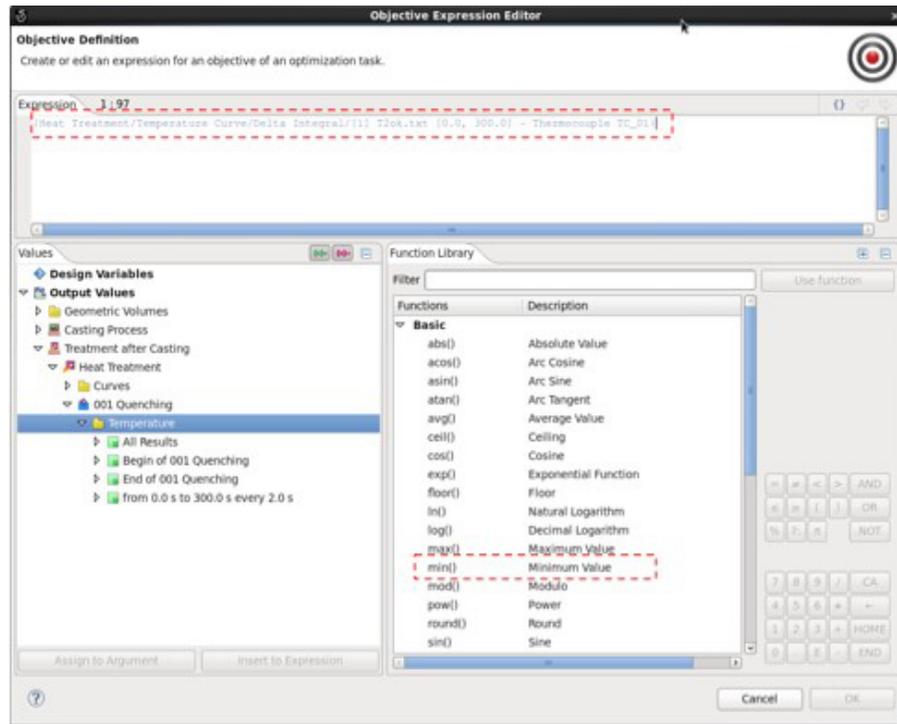


Figura 3.10: Definición de la función objetivo de minimizar le valor de delta Riemann para el mejor ajuste del virtual con el real.

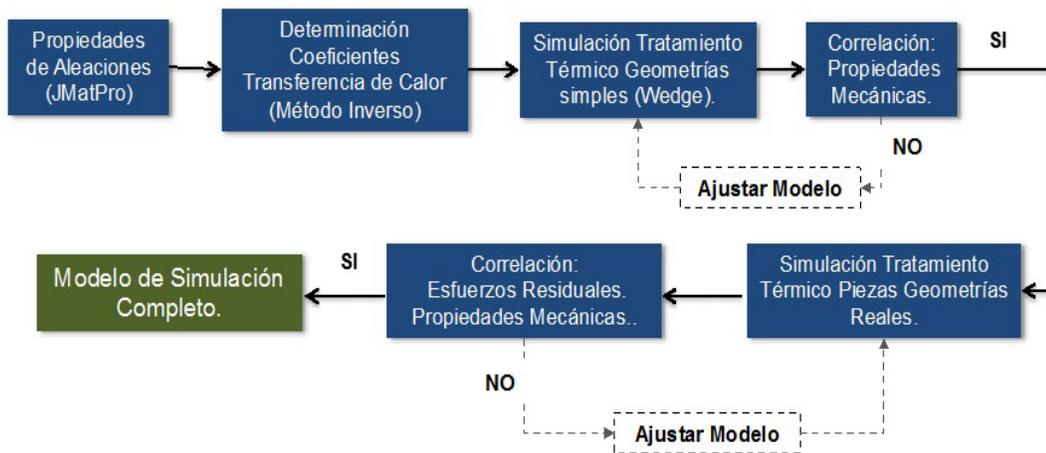


Figura 3.11: Esquema del procedimiento general para la construcción del modelo de simulación.

## CAPÍTULO 4

# RESULTADOS Y DISCUSIÓN

---

### 4.1 RESULTADOS Y CORRELACIÓN CON GEOMETRÍAS TIPO WEDGE

Las pruebas reales de tratamiento térmico para las geometrías tipo wedge fueron comparadas con los resultados de simulación.

En la figura 4.1 se muestra la discretización de la geometría del wedge utilizada en simulación, ésta geometría fue dividida de manera que se pudieran comparar las secciones analizadas durante la experimentación.

Las propiedades de las aleaciones utilizadas en simulación pueden ser consultadas en el apéndice A, donde se presentan las tablas de las propiedades termofísicas y mecánicas en función de la temperatura para las aleaciones estudiadas.

En la figura 4.2 se muestran los resultados de simulación y las mediciones reales sobre la geometría tipo wedge, en la sección de análisis 1.

Como se puede observar la predicción de la resistencia a la cedencia (Yield) y la resistencia última a la tensión en la geometría tipo wedge, se muestra una muy buena correlación con respecto a las mediciones reales experimentales. Los valores reales

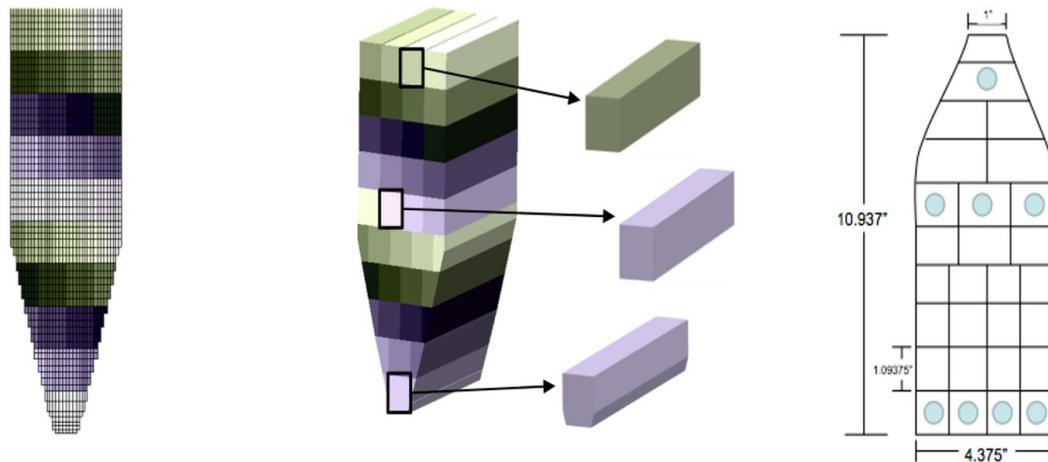


Figura 4.1: Discretización de geometría a 1.5 millones de elementos casting, divididos para analizar secciones analizadas en experimentación

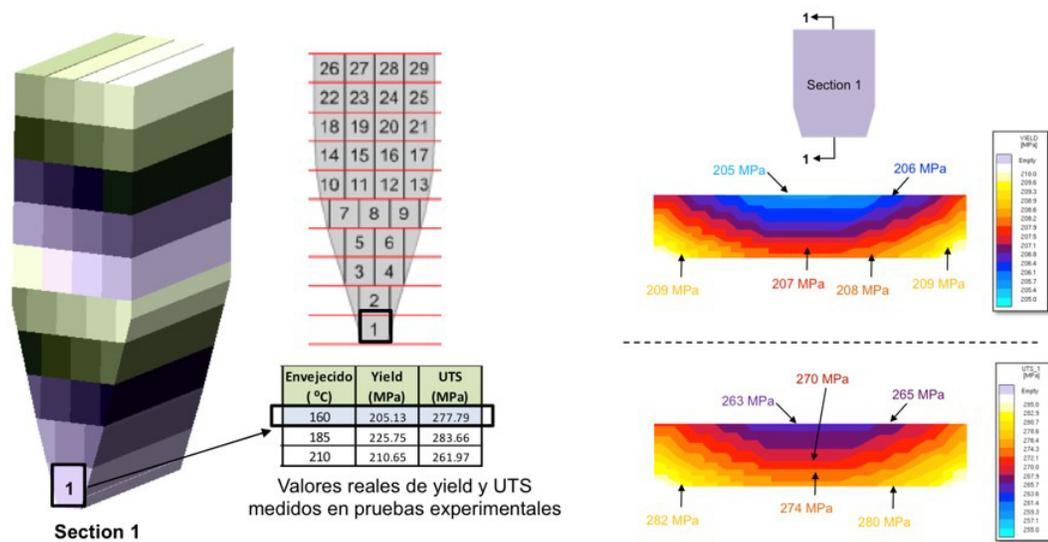


Figura 4.2: Resultados de simulación y mediciones reales en zona 1 de la geometría tipo wedge, para una temperatura de envejecido de 160°C

de yield fueron de 205.13 MPa mientras que los resultados de simulación muestran un rango de 205 a 209 MPa, la diferencia entre el yield promedio en resultados de simulación respecto a la medición real es de 2.2 MPa, que representa buen nivel de correlación para este tipo de geometrías simples. De la misma forma los resultados reales de la resistencia última a tensión (UTS) en la zona 1 es de 277.79 MPa mientras que los resultados de simulación reportan valores que varían desde 263 MPa a 282 MPa. Es decir, la diferencia entre los resultados de simulación promedio y las mediciones reales es de 5.45 MPa, que representa un buen nivel de correlación de la simulación para la predicción de propiedades mecánicas. Buena parte de la correlación que se logra en la simulación de este tipo de geometrías simples, se debe en gran medida a la utilización de las propiedades de la aleación que corresponden a la composición química utilizada en vaciadas de casting reales, vez de las propiedades promedio reportadas en la literatura para composiciones químicas estándar de la aleación.

En la figura 4.3 se muestran los resultados de simulación y de mediciones reales en la zona 2 (correspondiente a la probeta 11) de la geometría tipo wedge.

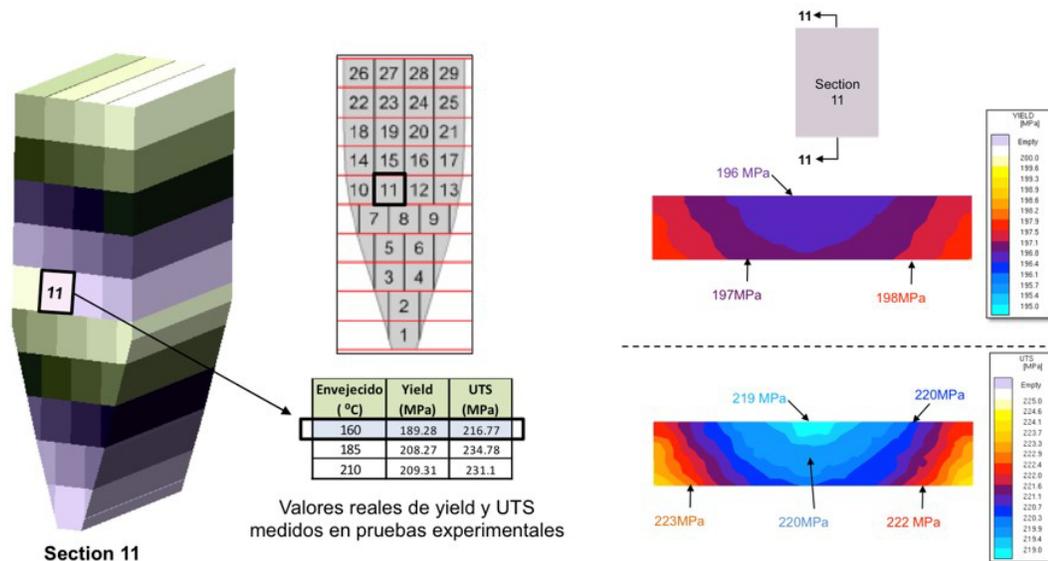


Figura 4.3: Resultados de simulación y mediciones reales en zona 2 de la geometría tipo wedge (sección 11) considerando una temperatura de envejecido de 160°C

La predicción de resistencia a la cedencia por medio de simulación en la zona de probeta 11, muestra valores de 196 a 198 MPa mientras que la medición real es de 189.28 MPa, la diferencia entre este valor real y el promedio de predicción de la simulación es de 7.72 MPa, que representa una buena aproximación de la simulación respecto a los resultados reales obtenidos. En cuanto a la resistencia última a la tensión la simulación reporte valores que oscilan en el rango de 219 a 223 MPa, mientras que el valor que se reporta en piezas reales es de 216.77 MPa, la diferencia entre la predicción promedio de la simulación y el valor real es de 4.03 MPa, que representa una buena aproximación de los resultados de simulación respecto a las mediciones reales reportadas.

En la figura 4.4 se muestran, de la misma forma, los resultados obtenidos de simulación respecto a las mediciones reales en la zona 3 del casting tipo wedge.

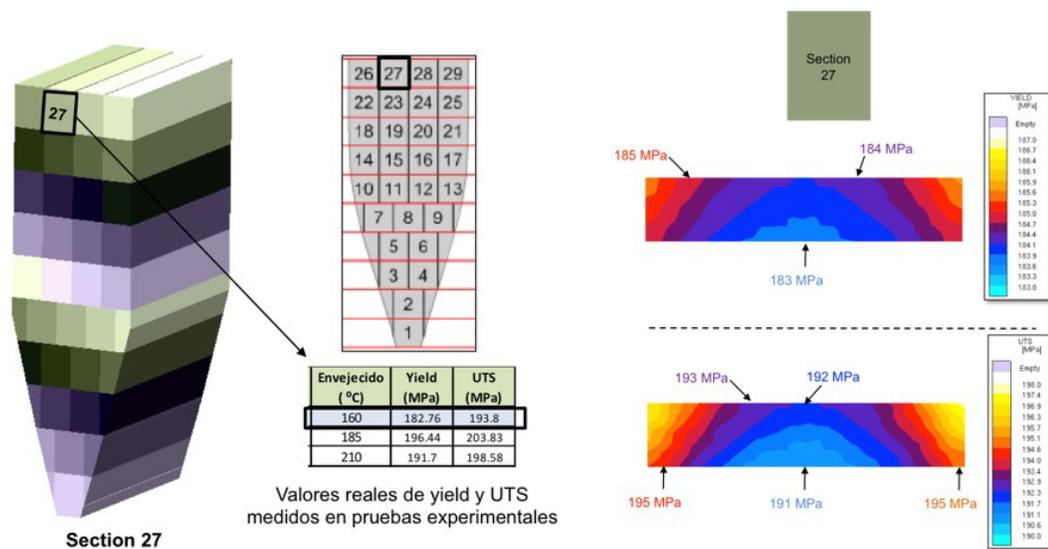


Figura 4.4: Resultados de simulación y mediciones reales en zona 3 de la geometría tipo wedge (sección 27) y para una temperatura de envejecido de 160°C

La diferencia entre los resultados de simulación y las mediciones reales del casting tipo wedge, para la zona de análisis 3 (correspondiente a la probeta 27), para la resistencia a la cedencia es de 1.24 MPa, que representa una muy buena correlación de los resultados de simulación. De la misma forma, la diferencia entre los resultados de simulación y las piezas reales para la resistencia última a la tensión

es de 0.6 MPa.

Cabe mencionar que los resultados presentados anteriormente son para una velocidad de enfriamiento de 100°C/min y temperaturas de envejecido de 160, 185 y 210°C.

En la tabla 4.1 se muestra un resumen comparativo de los resultados de simulación y los resultados reales de las propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia y resistencia última a la tensión, donde podemos apreciar de la manera clara que existe una muy buena correlación de los resultados de simulación de tratamiento térmico para geometrías simples tipo wedge.

Zona de Casting	Temperatura envejecido (°C)	Resistencia a la Cedencia (MPa)				Resistencia Ultima UTS (MPa)			
		Medición		%		Medición		%	
		Real	Simulación	error	error	Real	Simulación	error	error
1	160	205.13	207.33	2.2	1.07	277.79	272.3	-5.5	-2.0
11	160	189.28	197	7.7	4.08	216.77	224.4	7.6	3.5
27	160	182.76	184	1.2	0.68	193.8	201.6	7.8	4.0
1	185	225.75	232.5	6.8	3.00	277.79	284.2	6.4	2.3
11	185	208.27	213.5	5.2	2.50	234.78	239.9	5.2	2.2
27	185	196.44	200.8	4.3	2.20	203.83	209.9	6.1	3.0
1	210	210.65	216.5	5.9	2.80	261.97	269.8	7.9	3.0
11	210	209.31	205.1	-4.2	-2.00	231.1	224.2	-6.9	-3.0
27	210	191.7	196.4925	4.8	2.50	198.58	208.5	9.9	5.0

Tabla 4.1: Comparativo de resultados de propiedades mecánicas en casting (wedge) reales con los resultados de simulación en las mismas zonas de análisis

El promedio de error de la simulación para la predicción de las propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia, es en promedio de 3.8 MPa, lo que corresponde a 1.8% de error de la simulación respecto a las mediciones reales.

Por otro lado el error promedio de la simulación para la resistencia última a la tensión es de 4.3 MPa, lo que corresponde a un 2% de error promedio de la simulación respecto a los resultados reales en geometrías tipo wedge.

Este nivel de error en la predicción nos habla de un muy buen modelo de simulación para la predicción de propiedades mecánicas cuando tenemos geometría

simple, en este caso considerando wedges experimentales.

## 4.2 RESULTADOS EXPERIMENTALES Y DE SIMULACIÓN CON GEOMETRÍA COMPLEJA DE CASTING

### 4.2.1 ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES CON CASTING REALES

Considerando que el modelo de simulación funciona bien para geometrías simples de wedge, se considerarán ahora casting con geometrías complejas, para esto una cabeza de motor es un buen ejercicio, ya que la complejidad de la geometría estudiada corresponde a una cabeza con múltiple de escape integrado (IEM “Integrated Exhaust Manifold) que implica tener ensamble de corazones para formar la geometría del múltiple de escape resultando en una geometría con paredes delgadas (aproximadamente 3mm) y transiciones abruptas entre paredes curvas del casting.

Basado en la matriz experimental definida en el capítulo anterior, en ésta sección se analizan los resultados obtenidos al realizar cada una de las pruebas definidas, ver figura 3.3 y 3.4 referentes al diseño de experimentos.

Para el análisis estadístico de los resultados obtenidos se utilizó la siguiente designación de factores y variables de respuesta:

- X0: Tipo de aleación
- X1: Espaciamiento dendrítico secundario ( $\mu\text{m}$ )
- X2: Velocidad de enfriamiento durante el quenching ( $^{\circ}\text{C}/\text{min}$ )
- X3: Temperatura de envejecido ( $^{\circ}\text{C}$ )

- Y1: Resistencia a la cedencia ( $MPa$ )
- Y2: Resistencia última a tensión ( $MPa$ )
- Y3: Elongación Total (%)

Una vez definida ésta codificación de las variables experimentales, se realiza el análisis de los datos obtenidos en la experimentación mediante el software minitab para ver los efectos principales de cada uno de los parámetros estudiados, así como identificar las interacciones que puedan presentar entre ellos y que tengan influencia en la variable de respuesta.

En la figura 4.5 se muestran los efectos principales para la resistencia a la cedencia.

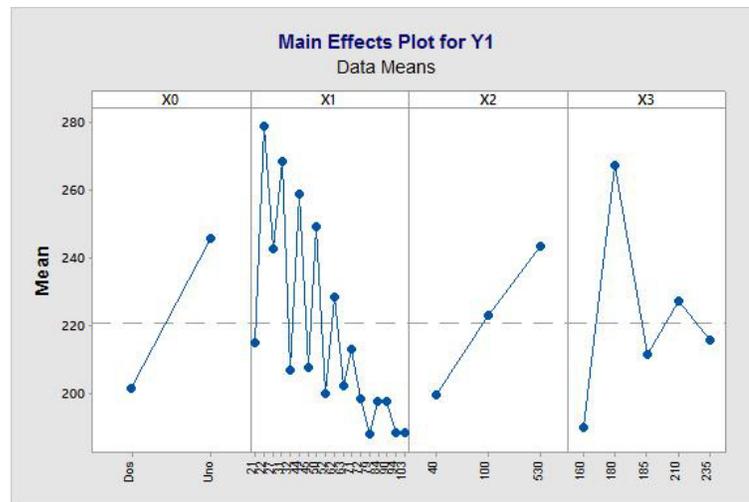


Figura 4.5: Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia a la cedencia para la aleación (Y1)

De la figura de efectos principales se puede observar que a medida que el nivel de EDS incrementa, el nivel de resistencia a la cedencia de la aleación tiende a disminuir. Por otro lado, a medida que la velocidad de enfriamiento incrementa durante la etapa de quenching, el nivel de resistencia a la cedencia también tiende a incrementar. El efecto de la temperatura de envejecido sobre el nivel de resistencia a la cedencia muestra que el nivel mínimo de cedencia se alcanza a una temperatura

de 160°C, mientras que el nivel máximo de cedencia se alcanza a una temperatura de 180°C conforme se incrementa la temperatura de envejecido el nivel de cedencia de la aleación tiende a estabilizarse en un promedio de 220 MPa.

De igual manera, en la figura 4.6 se presentan los efectos principales para la variable de respuesta Y2 que corresponde a la resistencia última a la tensión. De esta gráfica se puede observar el mismo comportamiento que presenta la resistencia a la cedencia de la figura 4.1. Es decir, la resistencia última a tensión disminuye conforme incrementa el nivel de EDS, mientras que incrementa a mayores velocidades de enfriamiento. El nivel máximo de resistencia última se alcanza a una temperatura de envejecido de 180°C mientras que el nivel mínimo se observa a 160°C, a mayores niveles de temperatura de envejecido la resistencia última tiende moverse alrededor del promedio de 245 MPa.

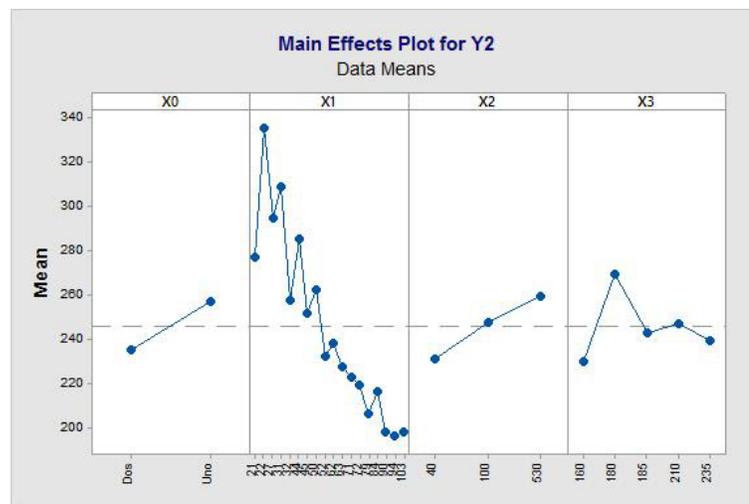


Figura 4.6: Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia última a la tensión para la aleación (Y2)

En la figura 4.7 se presentan los efectos principales sobre la elongación total (%).

De acuerdo a los resultados obtenidos de la elongación, ésta tiende a disminuir conforme incrementa el nivel de EDS; de la misma forma, la elongación disminuye conforma incrementa la velocidad de enfriamiento durante la etapa de quenching, es

decir a mayor velocidad de enfriamiento menor nivel de elongación en la aleación.

Responde de manera recíproca a la respuesta de la resistencia a la cedencia, que es un comportamiento típico de la respuesta de las aleaciones metálicas en el proceso de tratamiento térmico. Se puede observar que el nivel mínimo de elongación se presenta a 180°C que es la temperatura de envejecido en que se alcanza el mayor nivel de resistencia a la cedencia. De la misma forma el mayor nivel de elongación se alcanza a 160°C de temperatura de envejecido que es la temperatura en que se alcanza el nivel mínimo de resistencia a la cedencia.

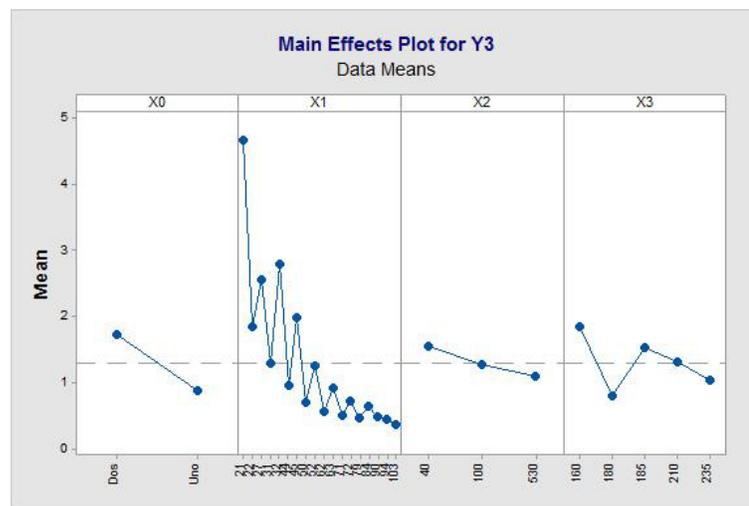


Figura 4.7: Efectos principales de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) sobre la resistencia última a la tensión para la aleación (Y3)

Ahora que entendemos los efectos principales de cada una de las variables estudiadas, identificamos la forma en que interactúan entre ellas para ver su efecto en la variable de respuesta.

En la figura 4.8 se muestra la gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) para ambas aleaciones 319 y 356 (X0) y sobre la respuesta de resistencia a la cedencia.

De esta figura de interacciones podemos mencionar lo siguiente:

- La aleación 1 (356) muestra por lo general mayores nivel de resistencia a las

cedencia que la aleación 2 (319), este comportamiento se observa cuando se tienen niveles de SDAS en el rango de 20 a  $71\mu\text{m}$ , sin embargo por encima de 71 mm de SDAS la aleación 356 muestra una reducción de la cedencia a niveles incluso menores a los alcanzados por la aleación 319.

- La aleación 1 (356) muestra una reducción significativa de la resistencia a la cedencia ante el incremento en el EDS, mientras que la aleación 319, aunque si muestra una tendencia a reducir el nivel de resistencia a la cedencia, la pendiente es menos pronunciada. La pendiente negativa de la cedencia es mayor para la aleación 1(356) que para la aleación 2 (319).
- Ambas aleaciones incrementan el nivel de resistencia a la cedencia conforme se incrementa la velocidad de enfriamiento durante la etapa de quenching. Existe una interacción entre el factor EDS y la velocidad de enfriamiento sobre el nivel de resistencia a la cedencia. Esto se observa a partir del cruce de las líneas correspondientes a la velocidad de enfriamiento y los niveles de EDS, donde en algunos niveles de EDS (50mm, 62mm, 71mm, etc.) en niveles de enfriamiento rápido ( $530^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ) reducen el nivel de resistencia a la cedencia.
- También existe una interacción entre el EDS y la temperatura de envejecido sobre la resistencia a la cedencia. A las temperaturas de  $160^{\circ}\text{C}$  y  $185^{\circ}\text{C}$  se muestra una menor dispersión en el nivel de cedencia de la aleación con respecto al nivel de EDS. A  $180^{\circ}\text{C}$  y  $210^{\circ}\text{C}$  los niveles de cedencia alcanzados respecto al nivel de EDS son muy similares, y es en éstas temperatura en que precisamente se pueden alcanzar los mayores niveles de resistencia a la cedencia.
- No existe interacción entre la velocidad de enfriamiento durante el quenching y la temperatura de envejecido sobre el nivel de resistencia a la cedencia. Los mayores niveles de resistencia a la cedencia se alcanzan a una velocidad de enfriamiento de  $530^{\circ}\text{C}/\text{min}$  y  $180^{\circ}\text{C}$  de temperatura de envejecido.

En la figura 4.9 se muestra la gráfica de interacciones entre los factores EDS

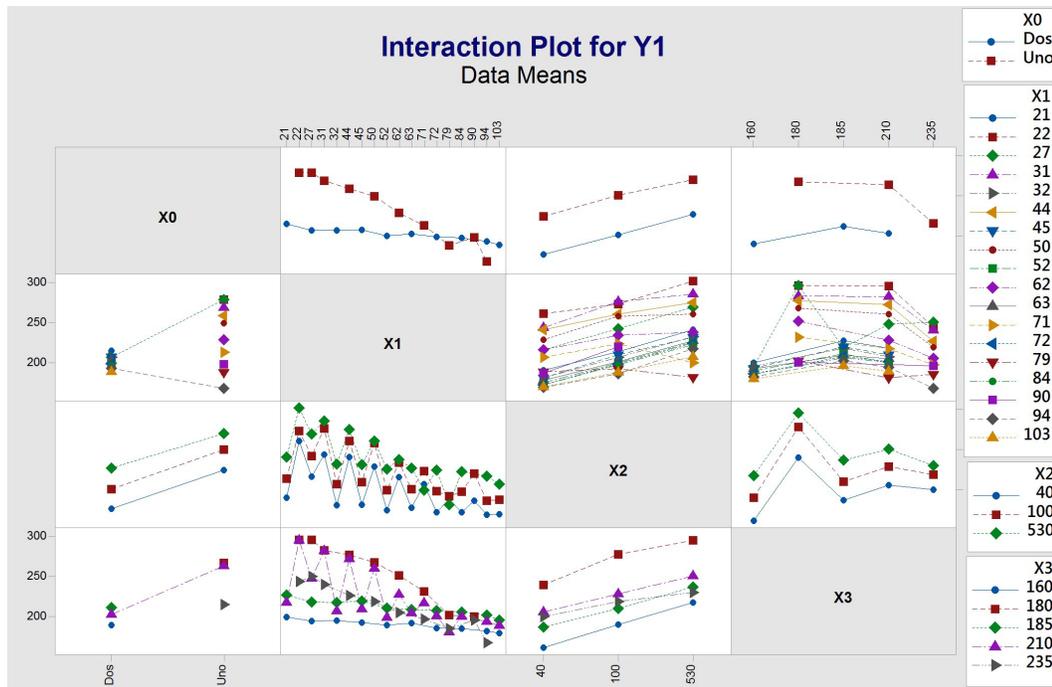


Figura 4.8: Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la resistencia a la cedencia

(X1), velocidad de enfriamiento (X2), la temperatura de envejecido (X3) y el tipo de aleación (X0) sobre el nivel de resistencia última a la tensión (Y2).

De la figura 4.9 se puede mencionar lo siguiente:

- La aleación 1 (356) muestra por lo general mayores nivel de resistencia última a la tensión que la aleación 2 (319) en un rango de EDS de 20 a 71 $\mu\text{m}$ , a valores mayores de SDAS la aleación 356 muestra una reducción de la resistencia última a la tensión, este comportamiento es similar al observado a la resistencia a la cedencia, sin embargo, la reducción del nivel de resistencia última a la tensión para ambas aleaciones, es mayor respecto al incremento del EDS.
- Ambas aleaciones incrementan el nivel de resistencia última a la tensión conforme para mayores velocidades de enfriamiento durante la etapa de quenching. También se aprecia la interacción entre el factor EDS y la velocidad de enfriamiento sobre el nivel de resistencia a la cedencia. Este comportamiento es

similar al observado para la resistencia a la cedencia.

- Existe una interacción entre la rapidez de enfriamiento durante el quenching ( $530^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ) y el nivel mas alto de temperatura de envejecido ( $235^{\circ}\text{C}$ ), donde el nivel de resistencia última a la tensión se ve disminuido.
- De la misma manera que para la resistencia a la cedencia, el mayor nivel de resistencia última se alcanza una velocidad de enfriamiento de  $530^{\circ}\text{C}/\text{min}$  y una temperatura de envejecido de  $180^{\circ}\text{C}$ .

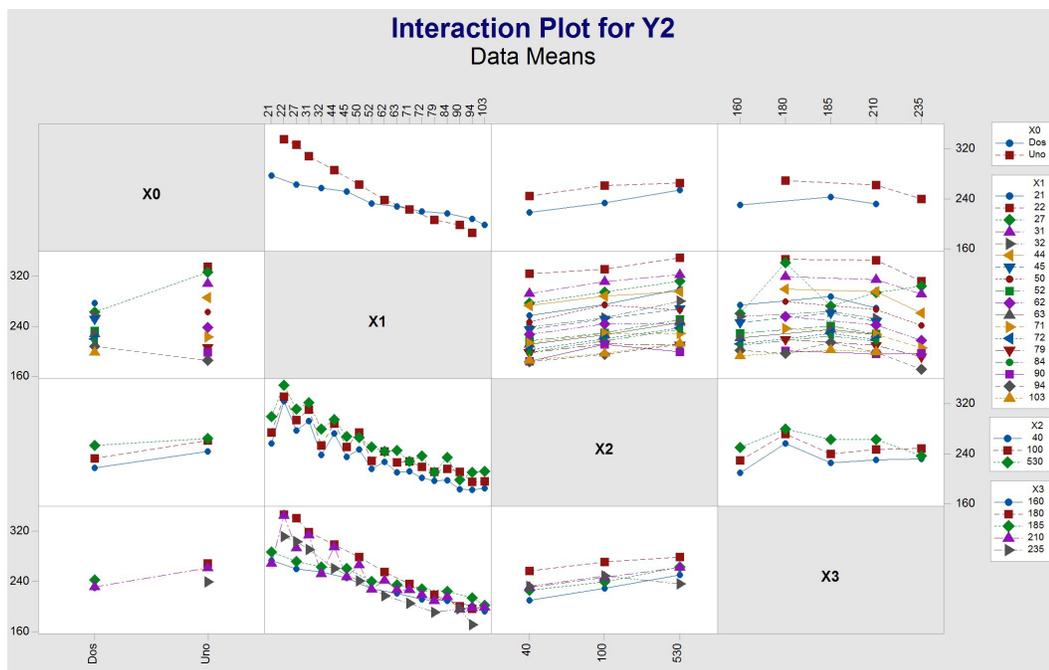


Figura 4.9: Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la resistencia última a la tensión

La gráfica de interacción de los factores con respecto a la elongación (Y3) se presenta en la figura 4.10.

Del análisis de la figura 4.10 se puede mencionar lo siguiente:

- El mayor nivel de elongación se alcanza con la aleación 319 (aleación 2), para in incremento en EDS se aprecia una reducción considerable de 4 a 1% entre

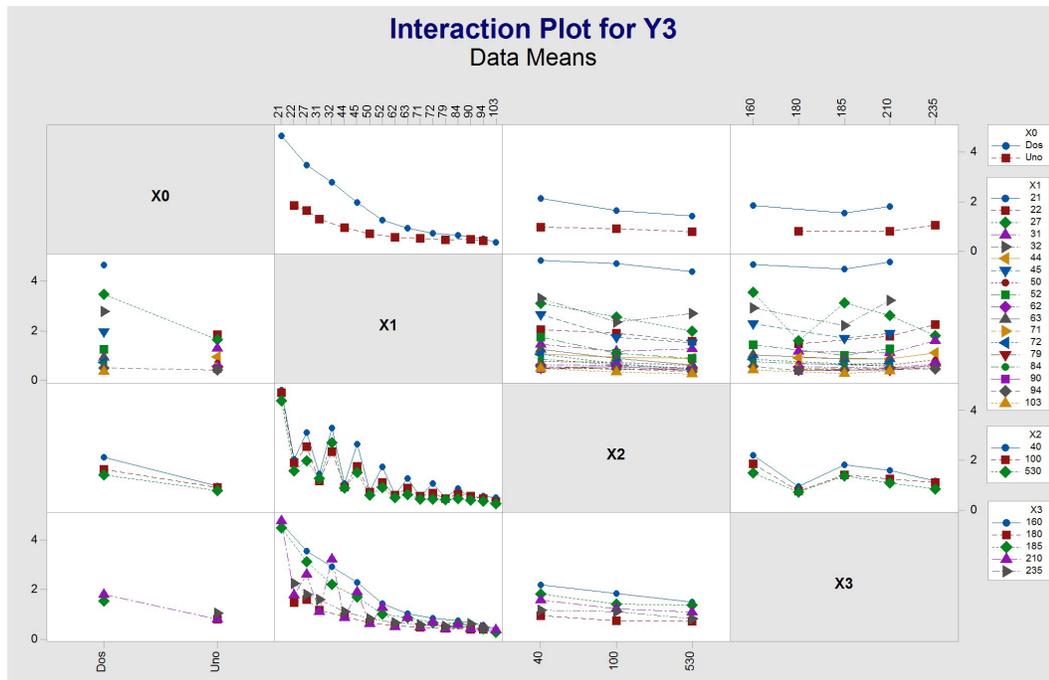


Figura 4.10: Gráfica de interacción de los factores EDS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) y tipo de aleación (X0) sobre la elongación

21 y 71  $\mu\text{m}$ , por arriba de éste valor se alcanzan niveles de elongación similares para ambas aleaciones por debajo de 1%. La reducción de elongación para la aleación 356 (aleación 1) es menor abrupta para un incremento en el EDS comparado con la reducción que se observa para la aleación 319.

- La aleación 319 alcanza mayores niveles de elongación que la aleación 356 para los tres niveles de velocidad de enfriamiento y los diferentes temperaturas de envejecido, de manera general la aleación 319 alcanza valores de 2% de elongación, mientras que la aleación 356 alcanza niveles de 1%.
- De la misma forma que para la resistencia a la cedencia y la resistencia última a la tensión, para la elongación también se visualiza la interacción que existe en el con respecto al nivel de EDS.
- El mínimo nivel de elongación que se aprecia es con una velocidad de enfriamiento de 530°C/min y una temperatura de envejecido de 180°C, combinación que presenta el nivel máximo de resistencia para las aleaciones, mientras que

a 160°C se alcanzan los valores máximos de elongación.

La figura 4.11 muestra la gráfica de contornos para la resistencia a la cedencia con respecto a los factores de SDAS ( $X_1$ ) y velocidad de enfriamiento durante la etapa de quenching ( $X_2$ ).

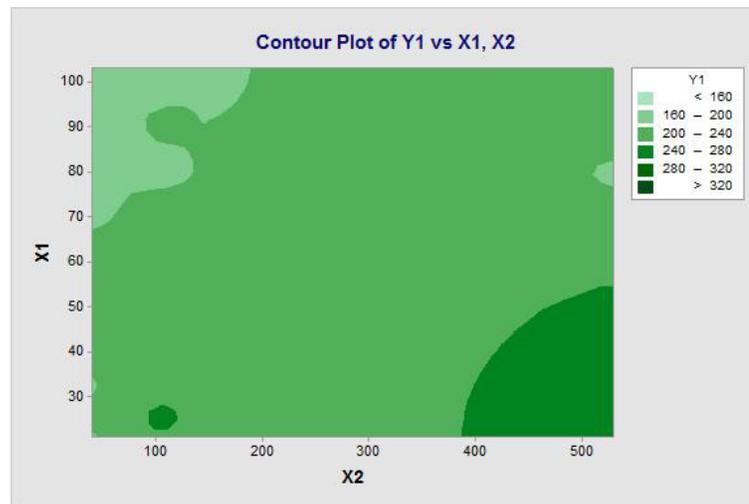


Figura 4.11: Gráfica de contornos para la resistencia a la cedencia respecto a los factores de SDAS ( $X_1$ ) y velocidad de enfriamiento en el quenching ( $X_2$ )

De la gráfica de contorno de la figura 4.11 se puede visualizar que el máximo nivel de resistencia a la cedencia se alcanza con velocidades de enfriamiento mayores a 400°C/min y valores de EDS en casting entre 20 y 50 $\mu\text{m}$ . También se observa una región en que se pueden alcanzar niveles de cedencia por arriba de 240MPa con una velocidad de enfriamiento de 100°C/min y niveles de SDAS de 25 $\mu\text{m}$ .

En la figura 4.12 se muestra el análisis de ANOVA para la resistencia a la cedencia respecto a los factores estudiados de EDS, velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido para ambas aleaciones.

De la figura 4.12, el valor de p es menor a 0.5 (para un nivel de confianza del 95 %), por lo que podemos concluir que los factores SDAS ( $X_1$ ), velocidad de enfriamiento ( $X_2$ ) y temperatura de envejecido ( $X_3$ ) si tiene un efecto sobre la resistencia a la cedencia ( $Y_1$ ). Este análisis arroja un coeficiente de correlación del 70 % para

**Regression Analysis: Y1 versus X1, X2, X3, X0**

Method

Categorical predictor coding (1, 0)  
Rows unused 20

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	168683	42170.8	89.00	0.000
X1	1	33258	33257.6	70.19	0.000
X2	1	44080	44079.8	93.03	0.000
X3	1	6762	6761.6	14.27	0.000
X0	1	64054	64053.9	135.18	0.000
Error	155	73444	473.8		
Total	159	242127			

Model Summary

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
21.7677	69.67%	68.88%	67.58%

Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value	VIF
Constant	274.4	15.4	17.87	0.000	
X1	-0.5822	0.0695	-8.38	0.000	1.05
X2	0.07802	0.00809	9.65	0.000	1.01
X3	-0.3014	0.0798	-3.78	0.000	1.35
X0					
Uno	47.98	4.13	11.63	0.000	1.42

Figura 4.12: Análisis de varianza para la resistencia a la cedencia (Y1) basado en los datos experimentales en wedges

los factores analizados. La ecuación de regresión obtenida del análisis estadístico de los datos experimentales se presenta en la figura 4.13 para ambas aleaciones (X0) y para cada uno de los factores estudiados.

```

Regression Equation

X0
Dos  Y1 = 274.4 - 0.5822 X1 + 0.07802 X2 - 0.3014 X3

Uno  Y1 = 322.3 - 0.5822 X1 + 0.07802 X2 - 0.3014 X3

Fits and Diagnostics for Unusual Observations

Obs      Y1      Fit      Resid   Std Resid
10      309.60  260.17   49.43    2.31  R
45      217.56  263.75  -46.19   -2.16  R
54      211.05  256.76  -45.71   -2.14  R
63      199.80  251.52  -51.72   -2.43  R
72      181.89  246.87  -64.98   -3.06  R
94      164.49  217.03  -52.54   -2.46  R
103     162.48  213.54  -51.06   -2.39  R
121     158.68  203.06  -44.38   -2.07  R

R  Large residual

```

Figura 4.13: Ecuación de regresión de la resistencia a la cedencia para ambas aleaciones y para los factores de EDS, velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido

El análisis de varianza para la resistencia última a la tensión se muestra en la figura 4.14.

Del análisis de varianza mostrado en la figura 4.14, el valor de p reportado es menor a 0.5 (para un nivel de confianza del 95 %), por lo que podemos concluir que los factores SDAS (X1), velocidad de enfriamiento (X2) y temperatura de envejecido (X3) si tienen un efecto sobre la resistencia última a la tensión (Y2). Este análisis arroja un coeficiente de correlación del 79 % para los factores analizados. La ecuación de regresión obtenida del análisis estadístico de los datos experimentales se presenta en la figura 4.15 para ambas aleaciones (X0).

Del análisis de varianza mostrado en la figura 4.16 para la elongación, el valor de p reportado también es menor a 0.5, por lo que concluimos que los factores considerados en el estudio, si tienen un efecto sobre la resistencia última a la tensión (Y2). Este análisis arroja un coeficiente de correlación del 70 % para los factores analizados. La ecuación de regresión para la elongación se muestra en la figura 4.17

**Regression Analysis: Y2 versus X1, X2, X3, X0**

Method

Categorical predictor coding (1, 0)

## Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	298125	74531	165.15	0.000
X1	1	251125	251125	556.46	0.000
X2	1	18911	18911	41.90	0.000
X3	1	6444	6444	14.28	0.000
X0	1	21922	21922	48.58	0.000
Error	175	78976	451		
Total	179	377101			

## Model Summary

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
21.2436	79.06%	78.58%	77.75%

## Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value	VIF
Constant	360.9	14.4	25.10	0.000	
X1	-1.4327	0.0607	-23.59	0.000	1.00
X2	0.04697	0.00726	6.47	0.000	1.00
X3	-0.2786	0.0737	-3.78	0.000	1.30
X0					
Uno	25.14	3.61	6.97	0.000	1.30

Figura 4.14: Análisis de varianza para la resistencia última (Y2) en base s los datos experimentales en wedges

## Regression Equation

X0

$$\text{Dos } Y2 = 360.9 - 1.4327 X1 + 0.04697 X2 - 0.2786 X3$$

$$\text{Uno } Y2 = 386.0 - 1.4327 X1 + 0.04697 X2 - 0.2786 X3$$

## Fits and Diagnostics for Unusual Observations

Obs	Y2	Fit	Resid	Std Resid	
2	344.38	300.69	43.69	2.08	R
8	363.14	320.88	42.26	2.02	R
10	347.37	301.88	45.49	2.17	R
45	227.23	273.80	-46.57	-2.23	R
54	207.21	256.61	-49.40	-2.36	R
72	182.75	232.25	-49.51	-2.37	R
94	244.49	288.09	-43.60	-2.09	R

R Large residual

Figura 4.15: Ecuación de regresión de la resistencia última a tensión para ambas aleaciones y para los factores estudiados

**Regression Analysis: Y3 versus X1, X2, X3, X0**

Method

Categorical predictor coding (1, 0)

## Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	4	173.924	43.481	98.14	0.000
X1	1	137.283	137.283	309.86	0.000
X2	1	4.488	4.488	10.13	0.002
X3	1	0.272	0.272	0.62	0.434
X0	1	32.040	32.040	72.32	0.000
Error	175	77.534	0.443		
Total	179	251.458			

## Model Summary

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
0.665623	69.17%	68.46%	67.27%

## Coefficients

Term	Coef	SE Coef	T-Value	P-Value	VIF
Constant	3.541	0.450	7.86	0.000	
X1	-0.03350	0.00190	-17.60	0.000	1.00
X2	-0.000724	0.000227	-3.18	0.002	1.00
X3	0.00181	0.00231	0.78	0.434	1.30
X0					
Uno	-0.961	0.113	-8.50	0.000	1.30

Figura 4.16: Análisis de varianza para la elongación (Y3) en base s los datos experimentales en wedges

para ambas aleaciones (X0).

```

Regression Equation

X0
Dos  Y3 = 3.541 - 0.03350 X1 - 0.000724 X2 + 0.00181 X3

Uno  Y3 = 2.580 - 0.03350 X1 - 0.000724 X2 + 0.00181 X3

Fits and Diagnostics for Unusual Observations

Obs   Y3   Fit  Resid  Std  Resid
91  4.630  3.055  1.575  2.41  R
93  5.290  3.145  2.145  3.28  R
94  4.600  3.098  1.502  2.30  R
95  4.780  3.144  1.636  2.49  R
96  5.120  3.189  1.931  2.95  R
97  4.800  2.744  2.056  3.16  R
98  4.460  2.789  1.671  2.55  R
105  5.410  2.988  2.422  3.70  R
114  4.460  2.820  1.640  2.50  R

R  Large residual

```

Figura 4.17: Ecuación de regresión de la elongación para ambas aleaciones y para los factores estudiados de SDAS, velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido

## 4.2.2 SIMULACIÓN DE TRATAMIENTO TÉRMICO PARA UNA GEOMETRÍA COMPLEJA

Una vez que contamos con un buen modelo de simulación para geometrías simples tipo wedge, se realizan los ajustes para simular el proceso de tratamiento térmico para geometrías complejas de casting. En esta etapa se construye un modelo de simulación en el cual asemeje las condiciones más cercanas a la realidad que experimenta el casting durante el proceso de tratamiento térmico.

La primera tarea para definir el modelo, es visualizar el proceso real al que es sometida la pieza casting durante el tratamiento térmico. En la figura 4.18, se muestra el acomodo de las piezas en la canastilla que es sumergida en el baño de agua durante el proceso de quenching, así mismo se define la posición de los termopares colocados en las piezas reales de manera que se registre el perfil térmico durante el proceso.



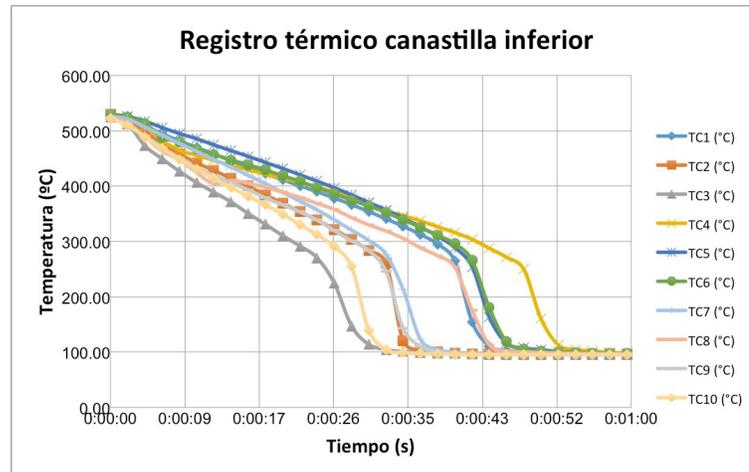


Figura 4.19: Perfil térmico de casting en canastilla inferior

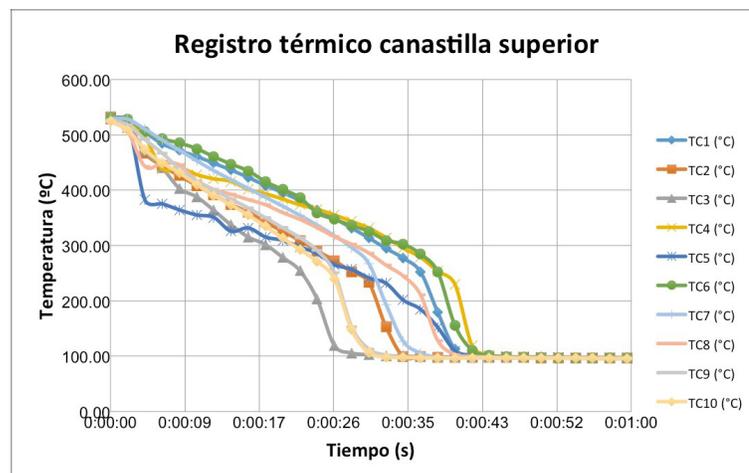


Figura 4.20: Perfil térmico de la pieza casting en la canastilla superior.

Para la definición del coeficiente de transferencia de calor, se utiliza las ecuaciones 4.1 y 4.2 (que corresponden a la cantidad de calor y la ecuación de Newton) para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor por convección.

$$Q = mC_p\Delta T \quad (4.1)$$

$$q = hA(T_s - T_\infty) \quad (4.2)$$

En la figura 4.21 se presenta el coeficiente de transferencia de calor, definida a partir de las ecuaciones anteriores de calor y una imagen de la curva de un termopar importada en “Magma optimization” para utilizar el método inverso.

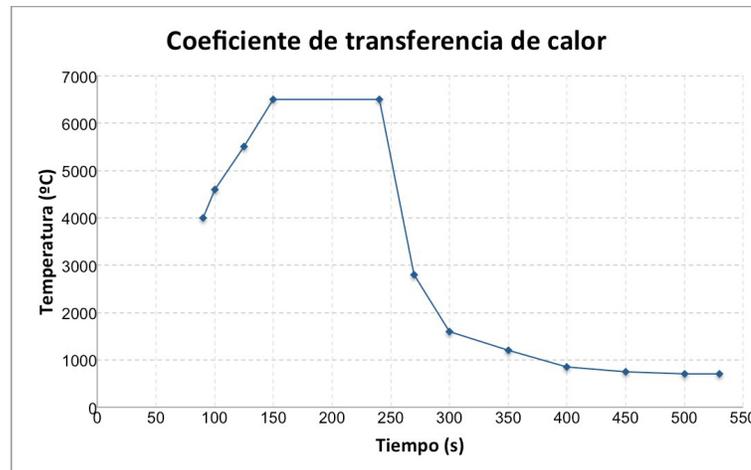


Figura 4.21: Coeficiente de transferencia de calor definido para el inicio de las iteraciones del método inverso

En la figura 4.22 se muestra una imagen del perfil térmico registrado en experimentación importado en el módulo de optimización de Magmasoft para definir el coeficiente de transferencia de calor. Cabe mencionar que la base de datos de las aleaciones fueron actualizadas mediante el software JMatPro que genera las propiedades de la aleación en base a la composición química, además fueron validadas mediante la caracterización térmica de las aleaciones en un laboratorio de servicios

externo. El reporte de las propiedades medidas en la muestras de las aleaciones se muestran en el apéndice B de esta tesis.

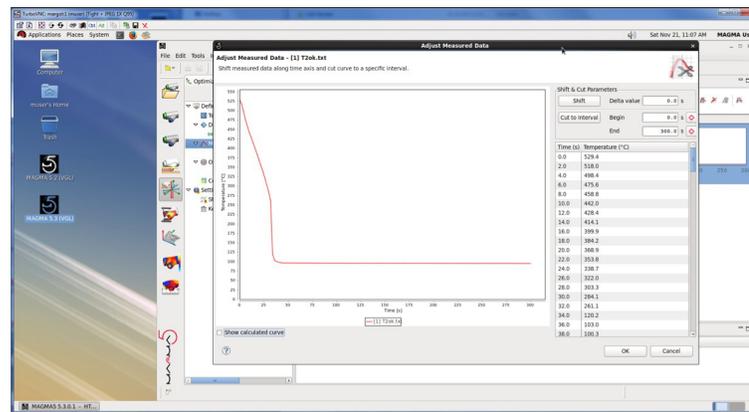


Figura 4.22: Perfil térmico de termopar obtenido en experimentación importado en el código de simulación de “Magma optimization” para utilizar método inverso.

En la tabla 4.2 se muestran las propiedades de calor específico y conductividad térmica de las aleaciones 319 y 356 Nematik, utilizadas, las demás propiedades se encuentran en el apéndice B.

En este análisis se realiza una modificación de la lógica del modelo del código de simulación de Magmasoft, de manera que podamos considerar la dirección en que entra la pieza casting en el baño de quenching durante el tratamiento térmico.

Para lograr esto, la forma mas cercana de considerar la dirección del casting cuando es sumergido en el baño de quenching con Magmasoft, es haciendo fluir agua 90°C a través de la pieza de casting estando a la temperatura de solución. Si bien esta no es la condición real que experimenta el casting, representa una limitante de este modelo de simulación. Sin embargo esta es la única manera de tomar en cuenta esta condición durante la etapa de quenching con los recursos de simulación que se tienen en la empresa Nematik.

Como complemento a lo anterior, el modelo de magmasoft solo utiliza las ecuaciones de CFD sobre los elementos que corresponden a la aleación de aluminio, es decir sólo puede hacer fluir aluminio líquido. La modificación realizada consiste en

Aleación	Temperatura (°C)	Densidad (g/m <sup>3</sup> )	Calor específico (W-sec/gm-K)	Difusividad (cm <sup>2</sup> /s)	Conductividad térmica (W/cm-K)
<b>A356</b>	23	2.6839	0.8834	0.63088	1.49589
	50	2.6839	0.8968	0.64312	1.54807
	100	2.6839	0.9219	0.65226	1.61399
	200	2.6839	0.9775	0.65857	1.7279
	300	2.6839	1.0357	0.663	1.84299
	400	2.6839	1.1071	0.65218	1.93799
	500	2.6839	1.2511	0.60817	2.04228
<b>319 Nemak</b>	23	2.756	0.861	0.52916	1.25578
	50	2.756	0.8743	0.5384	1.29746
	100	2.756	0.895	0.55034	1.35908
	200	2.756	0.9629	0.56707	1.50497
	300	2.756	0.8914	0.57954	1.42385
	400	2.756	1.1126	0.57109	1.75133
	500	2.756	1.2131	0.54809	1.83252

Tabla 4.2: Mediciones de propiedades de las aleaciones 319 y 356 estudiadas en este trabajo. Estas mediciones fueron realizadas por TPRL Thermophysical Properties Research Laboratory, Inc. El reporte completo del estudio se encuentra en el apéndice B de este trabajo

definir los elementos de aluminio con las propiedades del agua a 90°C con la finalidad de hacer fluir agua sobre la pieza casting, que en éste caso fue definida como material de corazón pero con las propiedades de aluminio a la temperatura de solución.

En la figura 4.23 se muestran imágenes de la condición de quenching para un solo casting, es importante hacer notar que en este modelo de simulación se toma en consideración la canastilla con los 35 casting que entran al baño de temple, sin embargo el modelo de simulación considerando la canastilla genera un tamaño de malla de 25 millones de elementos en casting con un total de 250,000,000 de elementos, para este nivel de malla, el cálculo de este modelo toma 18.5 días de cálculo computacional en un clúster de 32 núcleos. Sin embargo, aunque la condición de tomar en cuenta los 32 casting en la canastilla de tratamiento térmico en el modelo aunque es la condición real del proceso, cada uno de los casting en la simulación está influenciado por la misma condición frontera de transferencia de calor, es decir, si tomamos en cuenta solo un casting en el modelo bajo las mismas condiciones

frontera definidas en esta metodología, no se tendría una diferencia significativa en la predicción, sin embargo el tiempo de cálculo computacional toma sólo 3 días con el mismo equipo de clúster.

En la figura 4.24 se puede ver el arreglo de casting en la simulación, que considera el acomodo de las piezas en la canastilla de quenching.

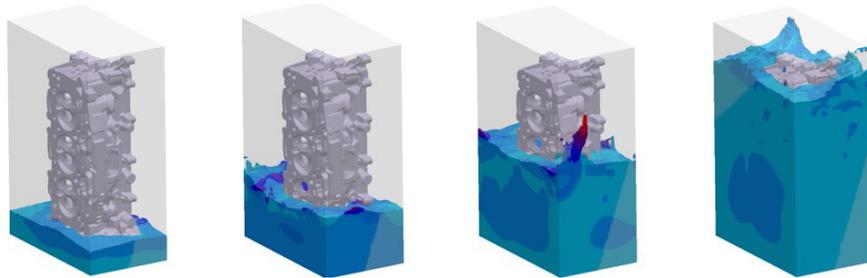


Figura 4.23: La simulación del tratamiento térmico de quenching considera que el agua fluye a través de la pieza casting, que representa la condición más cercana a la realidad

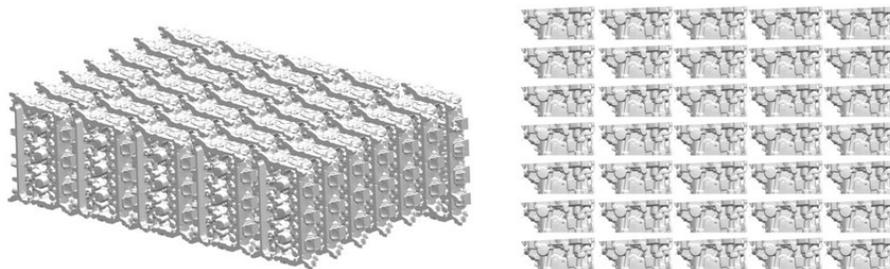


Figura 4.24: Arreglo de casting en la canastilla de quenching

Como mencionamos anteriormente, la limitante de considerar este arreglo durante la simulación es que el mismo coeficiente de transferencia de calor se utiliza para cada uno de los casting, por lo que las diferencias entre casting están dadas solo por las pequeñas variaciones que experimenta cada casting individual por el efecto de las turbulencias generadas por el agua sobre cada uno de los casting. Por lo tanto si queremos considerar el arreglo completo de la canastilla en la simulación y acercarnos mas a la realidad, se debe definir el coeficiente de transferencia de calor para cada casting individual en cada posición en la canastilla del quenching. Esto sin embargo, desde el punto de vista de productividad en tiempo de análisis es muy mala referencia, ya que en la vida cotidiana de la industria se requieren análisis en

el menor tiempo posible y con la confiabilidad adecuada de manera de proponer modificaciones a la pieza y evaluar eficientemente cambios en las geometrías.

Por otro lado el considerar que pueda haber diferencias significativas en el nivel de esfuerzos residuales debido a la posición en la canastilla, hace evidenciar que el diseño del casting no es lo suficiente robusto para soportar estas diferencias durante el proceso de quenching. Debido a esto, este tipo de simulaciones genera un gran valor agregado durante la etapa de definición del diseño de casting, ya que éste, debe ser lo suficientemente robusto desde el punto de vista geométrico para soportar los esfuerzos al que es sometido durante esta etapa, que representa la más crítica debido a que es en donde se genera la mayor cantidad de esfuerzos en el casting por el cambio brusco de temperatura.

Por lo anterior, el considerar un solo casting en la simulación para la condición de tratamiento térmico, es suficiente para determinar las áreas con más alto nivel de esfuerzos residuales, que al final son las más propensas a que se generen grietas durante el tratamiento térmico y que deben ser reforzadas en el diseño de casting.

### 4.2.3 CORRELACIÓN DE SIMULACIONES DE TRATAMIENTO TÉRMICO

Para correlacionar las simulaciones de tratamiento térmico sobre una geometría compleja, se utilizó una cabeza de motor, que fue sometida a tratamiento térmico, y a partir del cual se realizaron mediciones de las propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia (Yield), resistencia última a la tensión (UTS), dureza y elongación.

En la figura 4.25 se muestran las áreas del casting en que se obtuvieron las probetas para la medición de propiedades mecánicas. Estas zonas del casting fueron seleccionadas debido a que representan los “bolt bosses” y cámaras de combustión, que son las zonas que están sometidas a mayores esfuerzos en el motor y que es en

donde el cliente define las especificaciones de propiedades mecánicas necesarias para el motor.

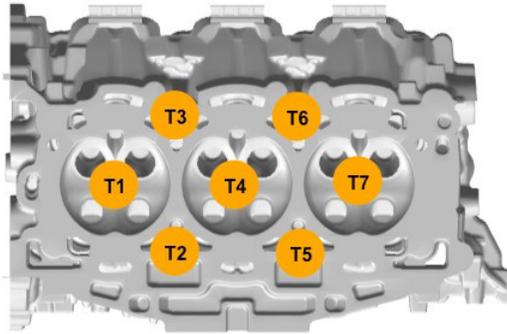


Figura 4.25: Zonas en que se realizaron mediciones de las propiedades mecánicas de la cabeza sometida a tratamiento térmico

En la tabla 4.3 se muestra una parte de los resultados obtenidos de las mediciones de propiedades mecánicas, la tabla completa puede ser consultada en el apéndice C de este trabajo.

Cabe mencionar que de acuerdo al registro del perfil térmico mostrado en la figuras 4.19 y 4.20, se aprecia que existe una diferencia entre las zonas de la misma pieza y entre piezas de canastilla superior e inferior. En la tabla 4.3 se muestra la magnitud de éstas diferencias.

Posición de	Gradiente de temperatura entre posición de termopares						
	1 - 9	6 - 3	1 - 6	4 - 7	5 - 8	2 - 10	3 - 9
<b>Superior</b>	201	230	73	173	82	127	132
<b>Inferior</b>	203	250	111	222	78	157	169
$\Delta$	-2	-20	-38	-49	4	-30	-37

Tabla 4.3: Diferencia en temperaturas entre zonas del casting y entre canastillas

Se observa que las diferencias entre un mismo casting están en un rango de 73°C a 230°C, mientras que entre los dos niveles de la canastilla se aprecian diferencias en temperatura cuya magnitud está en el rango de 2°C a 49°C. El máximo gradiente de temperatura se aprecia entre los extremos del casting (como es de esperarse) que va desde 201°C hasta 250°C.

En la figura 4.26, se muestran las mediciones la resistencia a al cedencia para las piezas de la canastilla superior e inferior. La tabla de resultados completa puede ser consultada en los apéndices de este trabajo.

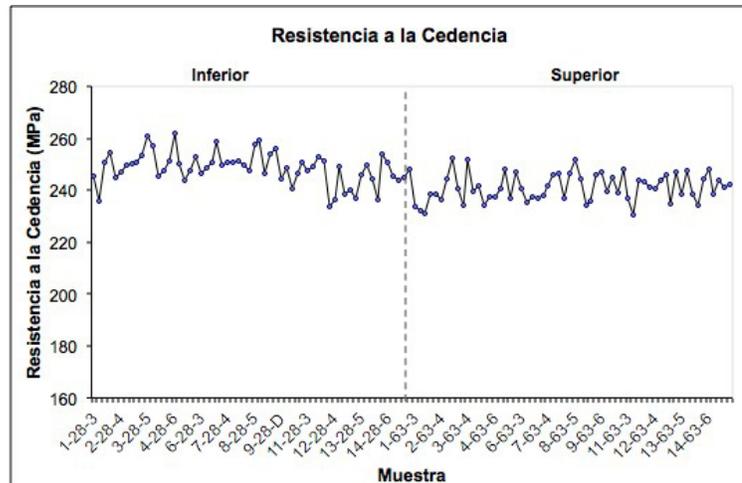


Figura 4.26: Resultados obtenidos de la medición de propiedades mecánicas

De los resultados de las pruebas mecánicas observamos que para la resistencia a la cedencia promedio para las piezas de la canastilla inferior es de 248.511 MPa con una desviación estándar de 6.07 MPa, en 60 mediciones realizadas.

Por otro lado la resistencia a la cedencia promedio para las piezas de la canastilla superior es de 244.76 MPa con una desviación estándar de 5.33 MPa y para una muestra de 60.

En la tabla 4.4 se muestran las especificaciones de propiedades mecánicas para este tipo de geometrías después de tratamiento térmico.

Especificación de Propiedades Mecánicas			
Resistencia Ultima MPa (psi) minima	Resistencia a la cedencia MPa (psi) minima	Elongación, %minimo	Dureza Brinell
235 (34,000)	175 (25,400)	1	85 min

Tabla 4.4: Especificación de propiedades mecánicas para la cabeza después de tratamiento térmico definidas por el cliente

Se realiza una prueba de hipótesis con los datos obtenidos de manera que podamos tener evidencia estadística de que el nivel de resistencia a la cedencia es mayor a 175 MPa. A un nivel de significancia del 95 %. En la figura 4.28, se muestra la gráfica de las mediciones de resistencia última a la tensión mientras que en la figura 4.29 se muestra la prueba de evidencia estadística para el cumplimiento de la especificación definida por el cliente.

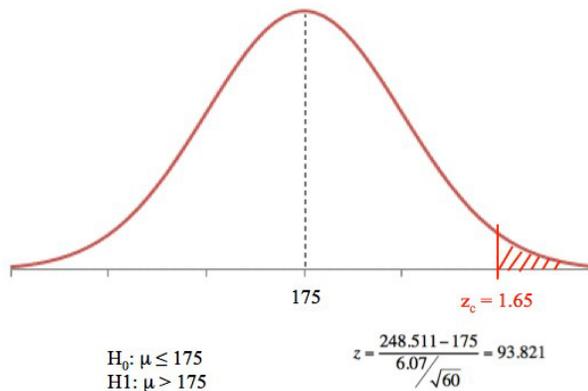


Figura 4.27: Prueba de evidencia estadística para validar de acuerdo a los datos experimentales que la resistencia a la cedencia es mayor a 175 MPa a un nivel de significancia del 95 %

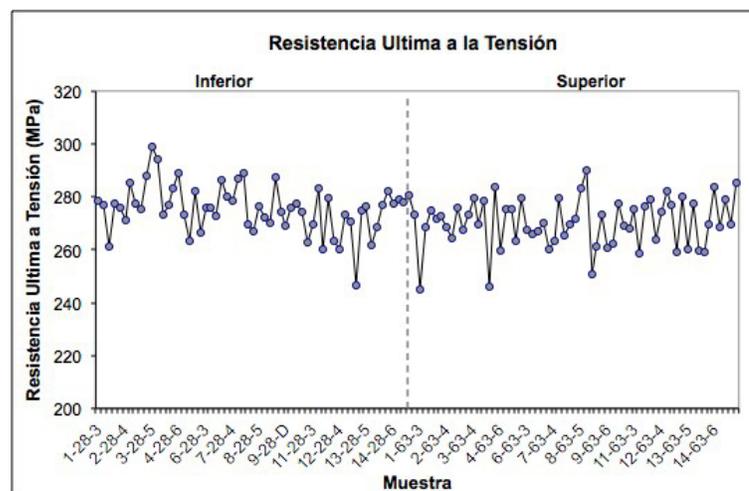


Figura 4.28: Resultados obtenidos de la medición de resistencia última a la tensión

Por otro lado los resultados de la simulación del tratamiento térmico nos arroja la siguiente predicción de la resistencia a la cedencia y resistencia última a la tensión se muestran en las siguientes figuras 4.30 y 4.31.

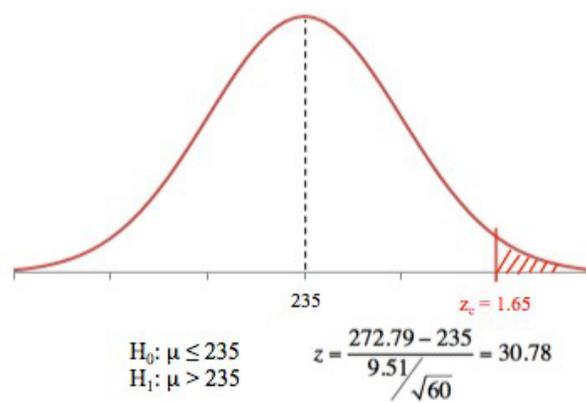


Figura 4.29: Prueba de evidencia estadística para validar de acuerdo a los datos experimentales que la resistencia a la tensión es mayor a 235 MPa a un nivel de significancia del 95 %

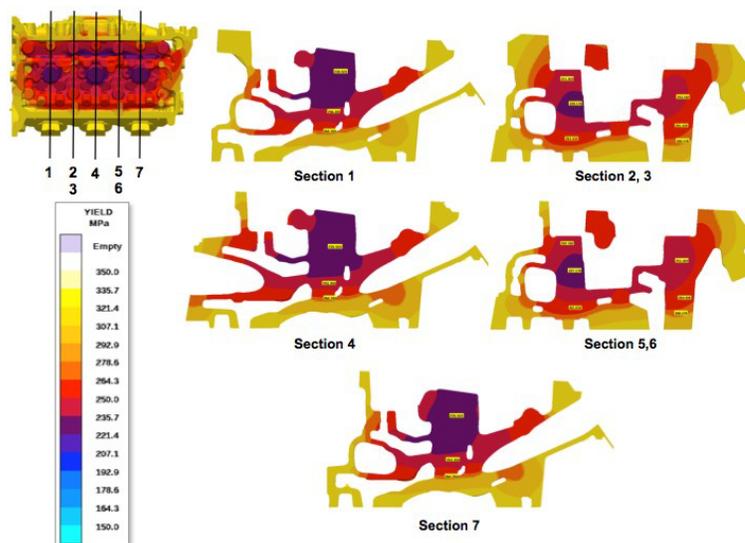


Figura 4.30: Predicción Resistencia a la cedencia mediante la simulación de tratamiento térmico

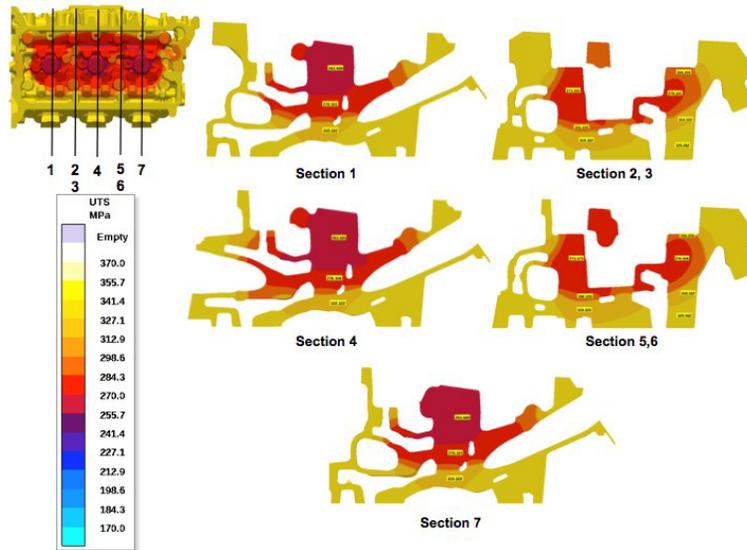


Figura 4.31: Predicción Resistencia última a tensión mediante simulación

En la tabla 4.5 se muestra el resumen de los resultados de simulación en cada una de las secciones estudiadas.

Resultados de Simulación		
Zona de Casting	Resistencia a Cedencia (MPa)	Resistencia ultima a Tensión (MPa)
1	253.3	286.77
2	248.135	295.62
3	260.88	304.347
4	250.96	287.1
5	247.05	294.64
6	258.102	304.3
7	250.95	286.77
<b>PROMEDIO</b>	<b>252.768143</b>	<b>294.221</b>

Tabla 4.5: Resultados de propiedades mecánicas promedio en las secciones en que se realizaron las mediciones en piezas reales

Si comparamos los resultados obtenidos de simulación con los resultados en piezas reales en experimentación vemos que en promedio, la simulación predice una resistencia a la cedencia de 253 MPa mientras que el promedio de resistencia a la cedencia en piezas reales es de 246 MPa que da como resultado una diferencia o un error promedio de la simulación de 7 MPa, que representa en promedio, un 98 %

de efectividad en relación a la resistencia a la cedencia, lo que es una muy buena correlación de la simulación para una pieza con geometría compleja de casting.

La resistencia última a tensión promedio que predice la simulación es de 294 MPa mientras que el promedio de resistencia última a tensión medida en piezas reales es de 273 MPa, en éste sentido el error promedio de la simulación es de 21 MPa, que representa una efectividad promedio de 92 % de la simulación con respecto a los resultados promedio de piezas reales.

Una parte importante en el tratamiento térmico es la evolución de esfuerzos residuales que se desarrollan en el casting en cada una de las etapas del tratamiento térmico. En la figura 4.32 se muestra la predicción de esfuerzos residuales de la pieza en condición “as cast” o antes de tratamiento térmico, es decir el nivel de esfuerzos generados en el casting durante el proceso de solidificación, aquí podemos apreciar que el nivel de esfuerzo de tensión máximo identificado en la pieza, es de 63 MPa. Cabe mencionar que el esfuerzo en el cual se generan las grietas es de 110 MPa, sin embargo el tener niveles por arriba de 70 MPa ya que las variaciones en el proceso de casting o tratamiento térmico pudieran hacer que estos esfuerzos se incrementen y por consecuencia generar grietas en la pieza.

En la figura 4.33 se muestra la predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas de tratamiento térmico, esto es importante ya que nos permite identificar las áreas del casting que alcanzan el mayor nivel de esfuerzos y que tienen el mayor riesgo de que se generen grietas en la pieza, por lo que se tendría que modificar la sección de manera que esté mas robusta que permita reducir el nivel de esfuerzos y evitar defectos de grietas.

Las mediciones de esfuerzos residuales en piezas reales solo fueron medidas en dos posiciones del casting, que fueron aquellas con el mayor nivel de esfuerzos residual al final de tratamiento térmico. En la figura 4.34 se muestra las zonas de medición en piezas reales y el resultado de las mediciones.

Como se puede observar existe una diferencia significativa entre las mediciones

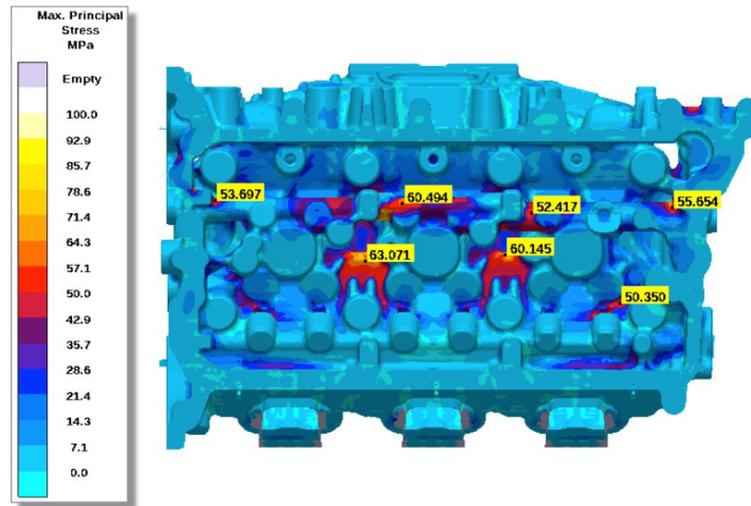


Figura 4.32: Predicción de esfuerzos residuales en condición “as cast” antes de tratamiento térmico resultado del proceso de solidificación del casting

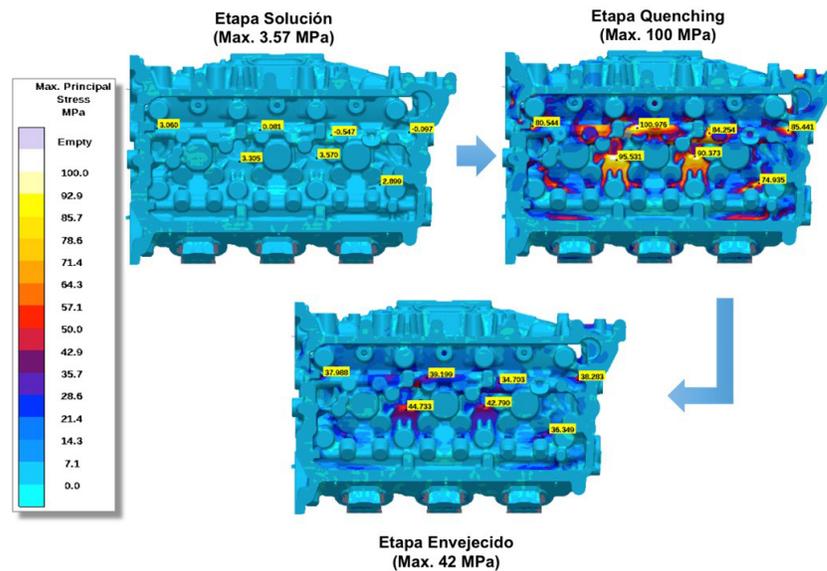


Figura 4.33: Predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas de tratamiento térmico

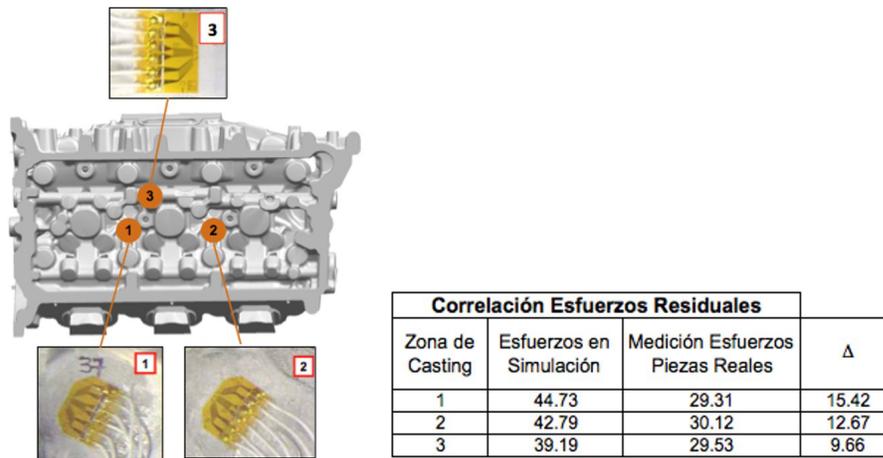


Figura 4.34: Correlación de esfuerzos residuales de simulación y piezas reales

de esfuerzos en las piezas reales y el nivel de esfuerzos que predice el modelo de simulación, cabe mencionar que este método para medir esfuerzos en el casting requiere de una superficie pulida para colocar el strain gauge, además de que el casting se mide en la condición de maquinado, con este procesamiento que se le da a la pieza casting gran cantidad de esfuerzos es liberado y no representa la condición real de esfuerzos que se generan en la pieza en la condición de casting durante la solidificación. Por lo que se recomienda otra metodología para la medición de esfuerzos como la difracción de rayos x, de manea que pueda ser comparada con los resultados de simulación.

#### 4.2.4 APLICACIÓN DE METODOLOGÍA Y CORRELACIÓN CON OTRAS GEOMETRÍAS DE CASTING

Utilizando la metodología definida en este trabajo, actualmente se utiliza para evaluar las propiedades mecánicas y niveles de esfuerzos residuales para los nuevos diseños de motores. En la figura 4.35 se muestran los resultados de las propiedades mecánicas y su correlación con las piezas casting reales.

La zona cámaras de combustión en una cabeza, representa la zona en que el

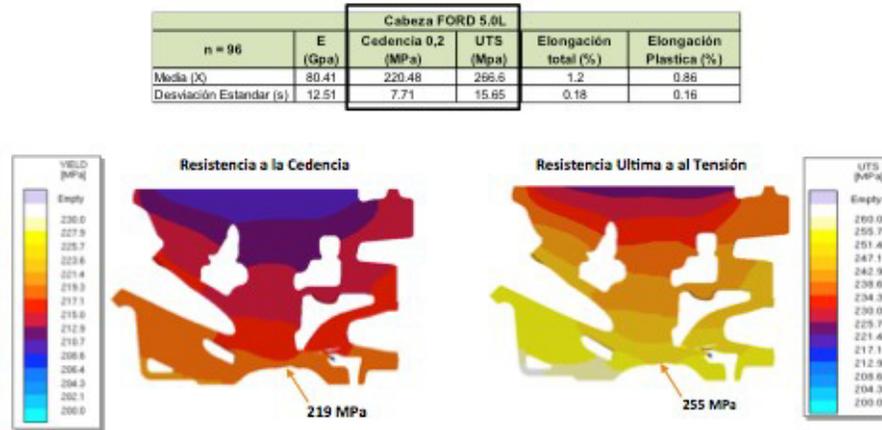


Figura 4.35: Predicción de propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia y resistencia última a tensión, en zona de cámara de combustión

casting debe cumplir con los niveles de resistencia de manera que soporte los esfuerzos a que está sometido la cabeza durante el funcionamiento del motor de combustión, por esta razón siempre se reporta el nivel de resistencia que se alcanza en esta área del casting. Como puede verse en la figura 4.35 el modelo de simulación muestra un buen nivel de correlación con respecto a las piezas reales.

La diferencia entre la simulación y las mediciones reales en relación a la resistencia a la cedencia es de 1.48 MPa, mientras que la diferencia en la resistencia última es de 11.6 MPa. Con esta diferencia, podemos concluir que se cuenta con un modelo confiable y buena correlación para las propiedades mecánicas que resultan en el casting durante el tratamiento térmico.

En la figura 4.36 se muestra la predicción de esfuerzos residuales as cast y para dos condiciones de quenching, una en aire y otra en agua.

De los resultados de simulación de tratamiento térmico, podemos identificar que la zona del dren de aceite de alta presión muestra el nivel más alto de esfuerzo residual, y cuya geometría debiera de modificarse de manera que sea más robusta y soporte el nivel de esfuerzos sin la nucleación de alguna grieta.

De la figura 4.36 podemos concluir que si el cliente no puede realizar modifi-

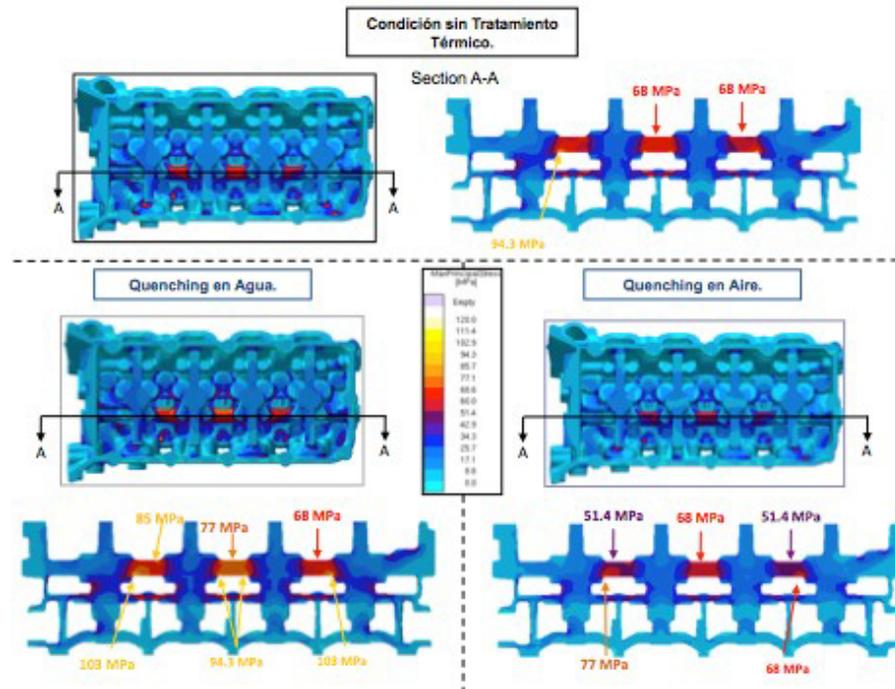


Figura 4.36: Evaluación de esfuerzos residuales as cast y con tratamiento térmico que considera quench en agua y aire

caciones en la geometría del casting, se puede optar por utilizar un quench en aire en vez de agua, con esto podemos disminuir el nivel de esfuerzos de 103 MPa a 77 MPa, que representa un 25% de disminución, sin embargo se debe evaluar si el nivel de propiedades mecánicas que se alcanza con un quench en aire cumple con las especificaciones definidas por el cliente. En caso de que el quench en aire no permita cumplir con las propiedades mecánicas, forzosamente se debe de utilizar quench en agua pero con una modificación en el dren de aceite que permita reducir el nivel de esfuerzos residuales.

En la figura 4.37 se muestra la sección del casting que presenta alto nivel de esfuerzos para las condiciones anteriormente descritas.

La sección de la figura 4.37 muestra la zona del casting con el mayor nivel de esfuerzos que alcanza el casting, aún con tratamiento de quench con aire, el nivel de esfuerzo residual que se alcanza es de 85 MPa, que representa un nivel elevado y se pudieran presentar grietas durante el funcionamiento o bien durante el proceso

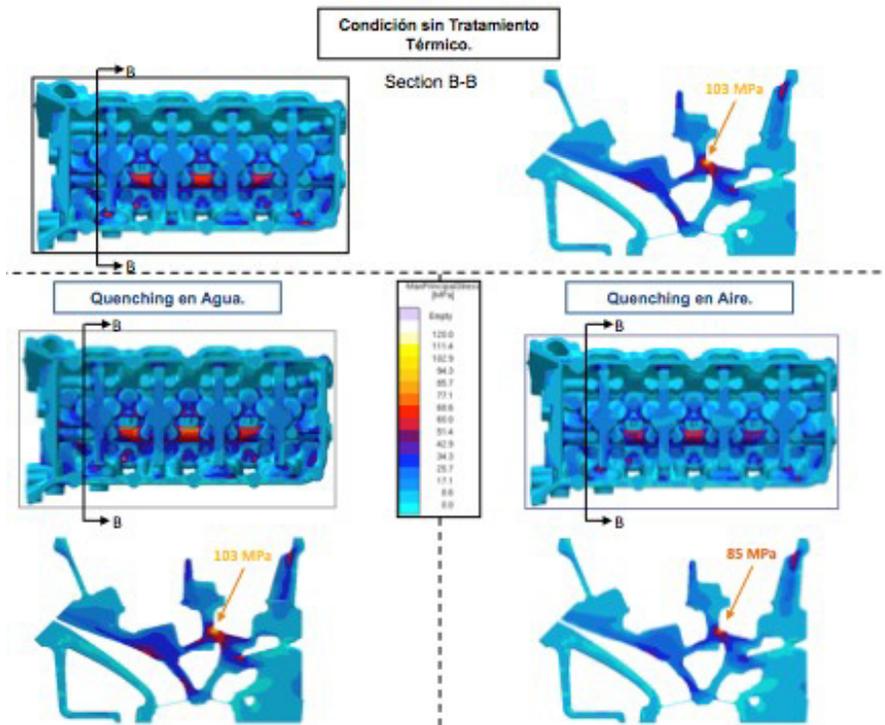


Figura 4.37: Sección del casting con alto nivel de esfuerzos residuales que permaneces después de tratamiento térmico

de casting. Un incremento de radio en la zona de alto esfuerzo ayuda a reforzar la sección ayudando a reducir el nivel de esfuerzo al tener una sección de casting más robusta, esta propuesta de modificación en casting se puede presentar al cliente como alternativa para reducir el riesgo de grietas en esta zona del casting.

Otro caso en el que se utilizó la metodología definida en éste trabajo es para la siguiente cabeza de motor, que se muestra en la figura 4.38 en donde se muestra la predicción de propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia (Yield).

En la figura 4.39 se presenta la predicción de la resistencia última a tensión considerando la metodología definida para simulación de tratamiento térmico.

De la misma manera en la figura 4.40 se presenta la predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas del tratamiento térmico y en la figura 4.41 se encuentra el estudio de correlación para esta cabeza.

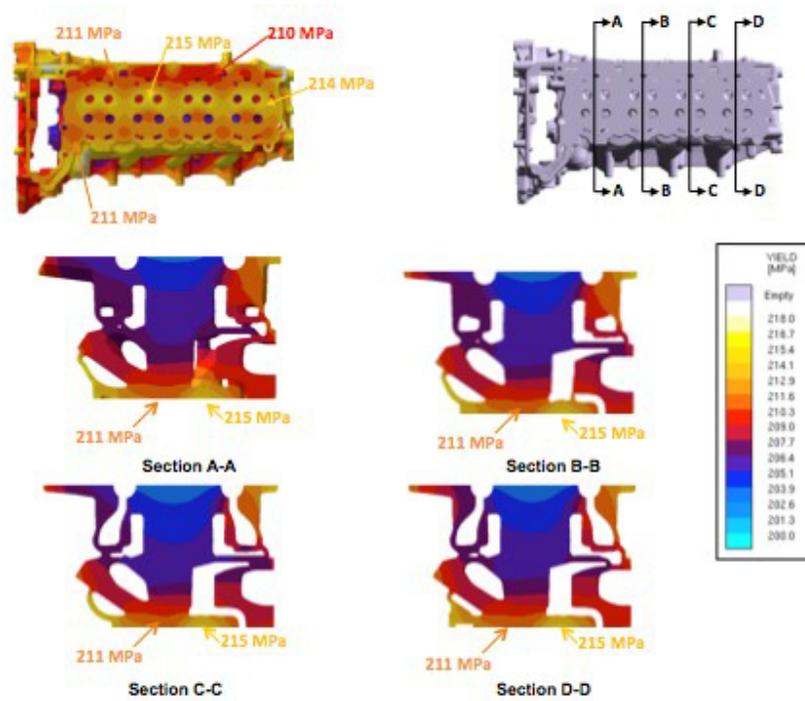


Figura 4.38: Predicción de propiedades mecánicas de resistencia a la cedencia para una nueva geometría de casting para aplicación diesel

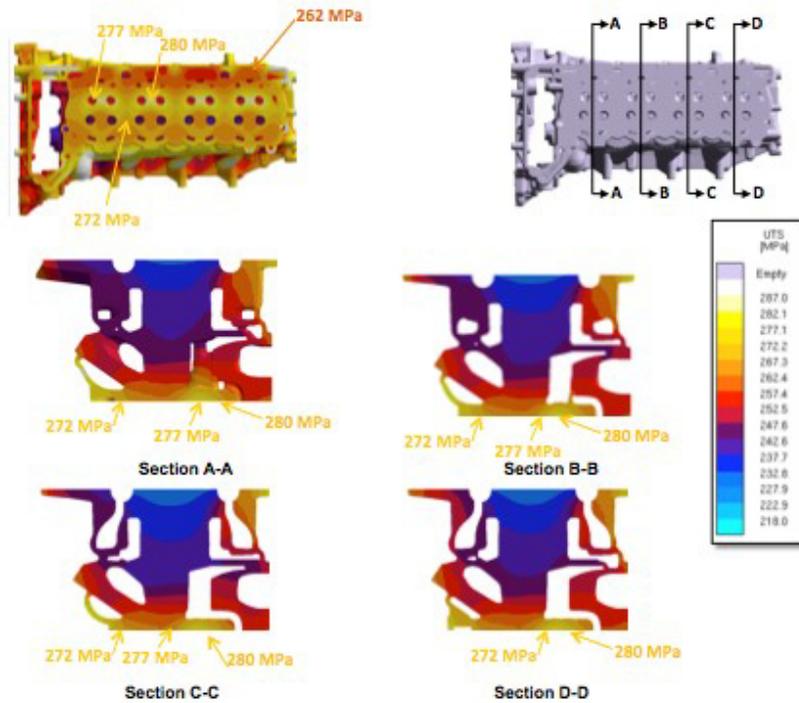


Figura 4.39: Predicción de propiedades mecánicas de resistencia última a tensión para la nueva geometría de casting (aplicación diesel)

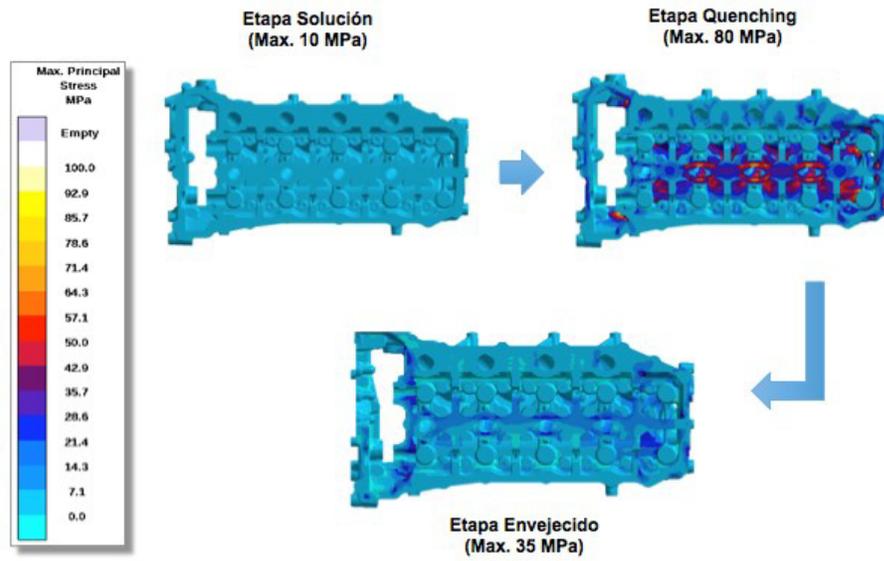


Figura 4.40: Predicción de esfuerzos residuales en cada una de las etapas de tratamiento térmico

$\epsilon_x (x10^{-5})$			$\epsilon_r (x10^{-5})$			$\Delta\epsilon (x10^{-5})$			Principal stresses (MPa, %, °)						
a	b	c	a	b	c	a	b	c	$\sigma_1$	$\epsilon_1$	$\varphi$	$\sigma_2$	$\epsilon_2$	$\varphi + 90$	
260.0	300.0	-32.0	222.0	326.0	-50.0	38.0	-26.0	18.0	5.8	0.006	-40	-0.2	-0.003	54	
320.0	0.0	56.0	228.0	-2.0	10.0	92.0	2.0	46.0	10.7	0.014	-36	3.1	0.000	54	
290.0	276.0	312.0	150.0	274.0	268.0	140.0	2.0	44.0	14.7	0.019	-31	3.7	-0.001	59	
346.0	902.0	398.0	198.0	815.0	344.0	148.0	87.0	54.0	12.7	0.015	-8	7.5	0.005	82	

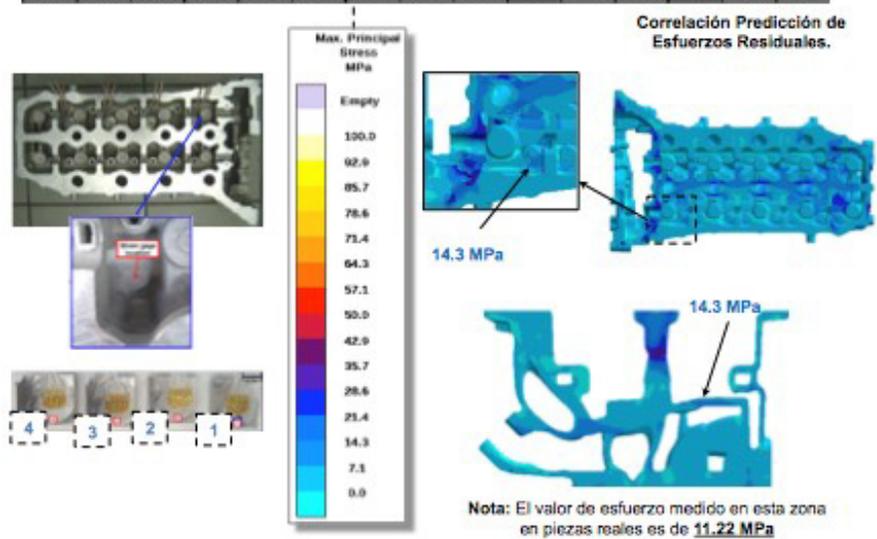


Figura 4.41: Correlación de esfuerzos residuales de la simulación respecto a mediciones reales

---

De la figura 4.41 podemos ver que la predicción de esfuerzos residuales es mejor que la estudiada anteriormente, sin embargo hay que notar que esta nueva geometría es tiene menor grado de complejidad geométrica, lo que ayuda a que la predicción de esfuerzos sea mas cercana a la que se reporta en las mediciones realizadas.

## CAPÍTULO 5

# CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

---

El presente trabajo define una metodología para la simulación de tratamiento térmico para geometrías de casting complejas, con la que se obtiene una muy buena correlación de propiedades mecánicas resultantes en el casting y la identificación de las zonas mayor nivel de esfuerzos residuales en el casting.

En este trabajo se define la manera en que se debe considerar la simulación del proceso de quenching, donde se considera la posición de la pieza a la entrada del baño. Esta condición no es tomada en cuenta en las simulaciones reportadas para este tipo de estudios en la literatura, hasta este momento.

Del análisis de los resultados obtenidos del presente trabajo permite concluir que:

El modelo de simulación de tratamiento térmico muestra una buena correlación para geometrías sencillas de casting, donde se observa un error máximo de los resultados de simulación de 5% con respecto a las mediciones reales de la pieza. Esta correlación en gran medida se debe a que las propiedades de las aleaciones fueron determinadas de acuerdo a la composición química específica utilizadas para la experimentación. El software JMatPro muestra tener una buena aproximación para la predicción de las propiedades termofísicas de la aleación bajo estudio. Para este tipo de geometrías no es necesario considerar la dirección del casting cuando entra

al baño de quenching durante el tratamiento térmico debido a la simplicidad de la geometría.

De los resultados de propiedades mecánicas en las geometrías tipo wedge se observa que a mayor espaciamento dendrítico secundario en la pieza casting, el nivel de resistencia a la cedencia (*yield*) y resistencia última a tensión tienden a disminuir.

Por otro lado como era de esperarse, conforme incrementa la velocidad de enfriamiento de la pieza, los niveles de propiedades mecánicas incrementan.

El mayor nivel de propiedades mecánicas alcanzadas en la pieza, se logra a una temperatura de envejecido de 180°C, mientras que si se incrementa esta temperatura en promedio la resistencia a la cedencia se estabiliza en 220 MPa.

De acuerdo al análisis de las interacciones que se presentan entre las variables estudiadas, se puede ver que la aleación 356 tiene mayor nivel de propiedades mecánicas que la aleación 319, cuando el nivel de espaciamento dendrítico esta en el rango de 20 a 71  $\mu\text{m}$ , sin embargo, a mayores niveles de EDS, los niveles de resistencia de la aleación 356 se ven disminuidos aun a niveles mas bajos que los logrados por la aleación 319. Se evidencia que existe un interacción entre el nivel de EDS y la velocidad de enfriamiento, ya que cuando se utiliza el nivel mayor de enfriamiento 530°C/min y para valore de ESD mayores a 50  $\mu\text{m}$  las propiedades mecánicas se ven disminuidas de una manera importante.

Por otro lado no existe interacción entre las variables de velocidad de enfriamiento y temperatura de envejecido, esto debido a que el proceso de envejecido solo se ocupa de controlar la precipitación y crecimiento para formar una dispersión fina de los precipitados a partir de la solución supersaturada proveniente de la etapa de quenching.

Podemos concluir que en el proceso de simulación de tratamiento térmico si es importante considerar la posición de entrada de la pieza en el baño de quenching,

cuando se trata de geometrías complejas como el caso de cabezas y monoblocks para motores de combustión interna. Ya que afecta de manera importante a la generación de esfuerzos residuales en el casting.

En la construcción de un modelo de simulación se debe tomar en cuenta el proceso real que experimenta la pieza durante el tratamiento, sin embargo, es importante que se consideren las condiciones frontera mas criticas para el casting, de manera que la simulación refleje esta condición en la predicción. Esto nos permite ser más eficientes en la utilización de los recursos de cómputo y los resultados obtenidos.

El considerar el acomodo completo de los casting en la canastilla de quenching toma un tiempo de computo de 18.5 días contra 3 días cuando se considera una solo geometría de casting.

La herramienta de “magma-optimization” por medio del método inverso, nos permitió de una manera eficiente determinar la condición frontera de el coeficiente de transferencia de calor que experimenta el casting durante e proceso de quenching por medio del método inverso a partir de la lectura de termopares obtenida en experimentación. Es importante contar con la condición frontera real ya que tiene un impacto sobre la predicción de la simulación.

La metodología definida para la simulación de proceso de quenching de la pieza casting resultó muy apropiada, ya que nos permitió evaluar la evolución de esfuerzos residuales en la pieza casting e identificar las zonas con mayor riesgo de grieta y que deben ser reforzadas en la geometría para incrementar la robustez de la pieza ante los esfuerzos generados.

El nivel de correlación obtenido en las simulaciones de tratamiento térmico para las propiedades mecánicas con la metodología definida, fue de un 92 % de efectividad contra un error del 8 %.

En relación a la predicción de esfuerzos residuales, la simulación reporta niveles mayores a los medidos en pizas reales, en promedio niveles de esfuerzos 35 % más

altos que los reportados en medición. Esto es debido a que el método utilizado para la medición de esfuerzos residuales implica que durante la preparación para la medición el casting se encuentra en su condición de maquinado y una preparación de la superficie, lo que da como resultado un alivio en el nivel de esfuerzos de la pieza antes de la medición. Sin embargo, la simulación permite identificar las zonas críticas, es decir las zonas con mayor nivel de esfuerzos.

Como trabajo futuro se proponen los siguientes proyectos de estudio:

- Correlacionar los niveles de esfuerzos residuales en simulación, con mediciones de en piezas reales considerando difracción de rayos x.
- Actualizar las propiedades creep de las aleaciones también para la composición química estudiada ya que solo fueron actualizadas las propiedades termofísicas de la aleación, para esto se deben realizar pruebas esfuerzo-deformación a la temperatura de solución y la temperatura de envejecido. En este punto la pieza no esta sometida a ninguna carga externa solo su propio peso, por lo que las cargas a utilizar no deben de exceder el peso del casting. Esto nos deberá proporcionar una correlación mucho más cercana a la realidad de las piezas casting durante el tratamiento térmico.
- Es importante realizar un estudio mas a fondo de la distorsión que puede sufrir el casting durante el tratamiento térmico, ya que el modelo de simulación definido en este trabajo no considera la deformación de la pieza debida a su propio peso en la etapa de solución, ya que a esta temperatura, el casting alcanza cierto nivel de plasticidad que puede afectar la distorsión final en el casting.
- Confirmar que el perfil térmico obtenido en el proceso de quenching corresponda al más crítico para la pieza casting de acuerdo a la posición en la canastilla. De manera que consideremos el peor escenario para el casting en la definición del coeficiente de transferencia de calor.

- 
- Actualizar la base de datos de propiedades termofísicas y de creep para las demás aleaciones utilizadas en Nemark para aplicar la misma metodología para otros productos en lanzamiento.
  - Aunque no se presenta en este trabajo, pero es importante seguir desarrollando el modelo de simulación que considere varios ciclos de tratamiento térmico para un mismo casting, ya que se ha visto que afecta el nivel de esfuerzos que se presentan en las piezas reales.
  - Correlacionar y complementar el estudio realizado con la caracterización microestructural para las piezas reales de experimentación.

# BIBLIOGRAFÍA

---

- [1] ARTEAGA, A. y W. ROMERO, «Efecto del tratamiento térmico en la transformación microestructural de la aleación aluminio-silicio vaciada en moldes metálicos y su relación con las propiedades mecánicas.», , págs. 25–44, 2005.
- [2] BATES, C. y G. TOTTEN, «Procedure for quenching media selection to maximise tensile properties and minimise distortion in aluminium-alloy parts», *Heat Treat. Met.*, **15**(4), págs. 89–97, 1988.
- [3] BATES, C. y G. E. TOTTEN, «Quenching factor Analysis: Polymer vs Hot water», *Heat treating*, págs. 38–40, 2001.
- [4] DREZET, J.-M. y A. PHILLION, «As-cast residual stresses in an aluminum alloy AA6063 billet: neutron diffraction measurements and finite element modeling», *Metallurgical and Materials Transactions A*, **41**(13), págs. 3396–3404, 2010.
- [5] EGNER-WALTER, A. y M. KOTHEN, «Using stress simulation to tackle distortion and cracking in castings», *Metallurgical Science and Technology*, **24**(2), 2013.
- [6] ESCOBAR, J. A., «Stress and fatigue analysis of svi-tested camshaft lobes», , págs. 7–22, 2003.
- [7] GARZA-DELGADO, A., *A study of casting distortion and residual stresses in die casting*, Tesis Doctoral, The Ohio State University, 2007.
- [8] GUO, Z., N. SAUNDERS, E. HEPP y J.-P. SCHILLÉ, «Modelling of material properties-A viable solution to the lack of material data in casting simulation»,

- en *The 5 th Decennial International Conference on Solidification Processing*, págs. 23–25, 2007.
- [9] GUO, Z., N. SAUNDERS, A. MIODOWNIK y J.-P. SCHILLÉ, «Modelling of materials properties and behaviour critical to casting simulation», *Materials Science and Engineering: A*, **413**, págs. 465–469, 2005.
- [10] GUO, Z., N. SAUNDERS, A. MIODOWNIK y J.-P. SCHILLÉ, «Materials data for process simulation modelling of material properties critical to process simulation», *Materials Science and Engineering: A*, **413**, págs. 5–7, 2006.
- [11] HANDBOOK, M., «Vol. 1», *ASM international*, págs. 981–994, 1990.
- [12] JORSTAD, J. y RASMUSSEN, «Aluminum Casting Technology, The American Foundrymen's Society», *Inc., Des Plaines, IL, USA*, págs. 287–289, 2004.
- [13] KAUFMAN, J. G. y E. L. ROOY, *Aluminum alloy castings: properties, processes, and applications*, Asm International, 2004.
- [14] MENNE, R., U. WEISS, A. BROHMER, M. WEBER, P. OELLING y A. EGNER-WALTER, «Implementation of Casting Simulation for Increased Engine Performance and Reduced Development Time and Costs—Selected Examples from FORD R&D Engine Projects. 28», *Internationales Wiener Motorensymposium 2007*, 2007.
- [15] MIDEA, A. C., W. BURNS, M. SCHNEIDER y I. WAGNER, «Advanced thermo-physical data for casting process simulation the importance of accurate sleeve properties», *Giessereiforschung*, **59**(1), págs. 34–43, 2007.
- [16] MURIZAM, D. y J. SHAMSUL, «Effect of solution treatment temperature on recycled aluminium alloy 319», en *Proc. ICoSM-1ST International Conference on Sustainable Materials*, págs. 226–228, 2007.
- [17] POLMEAR, I. y D. S. JOHN, *Light alloys: from traditional alloys to nanocrystals*, 2006.

- [18] RÖSLER, J., H. HARDERS y M. BÄKER, *Mechanical behaviour of engineering materials: metals, ceramics, polymers, and composites*, Springer Science & Business Media, 2007.
- [19] ŞAHIN, H. M., K. KOCATEPE, R. KAYIKCI y N. AKAR, «Determination of unidirectional heat transfer coefficient during unsteady-state solidification at metal casting–chill interface», *Energy conversion and management*, **47**(1), págs. 19–34, 2006.
- [20] SARMIENTO, G. S., D. COSCIA, C. JOUGLARD, G. TOTTEN y G. WEBSTER, «DISTORSION Y TENSIONES RESIDUALES EN PROBETAS DE ALUMINIO SOMETIDAS A TRATAMIENTO TERMICO», , págs. 13–22, 2003.
- [21] SAUNDERS, N., Z. GUO, A. MIODOWNIK y J.-P. SCHILLÉ, «Modelling the material properties and behaviour of multicomponent alloys», en *Surrey Technology Centre, The Surrey Research Park Guildford GU2 7YG, U.K.*, Elsevier, págs. 10–12, 2010.
- [22] SAUNDERS, N., X. LI, A. MIODOWNIK y J. SCHILLE, «Modelling of the thermo-physical and physical properties for solidification of Al-alloys», Elsevier, págs. 5–9, 2008.
- [23] VERLINDEN, B., J. DRIVER, I. SAMAJDAR y R. D. DOHERTY, *Thermo-mechanical processing of metallic materials*, tomo 11, Elsevier, 2007.
- [24] XIAO, B., K. LI, Q. WANG y Y. RONG, «Numerical simulation and experimental validation of residual stresses in water-quenched aluminum alloy castings», *Journal of materials engineering and performance*, **20**(9), págs. 1648–1657, 2011.
- [25] ZOLOTOREVSKY, V. S., N. A. BELOV y M. V. GLAZOFF, *Casting aluminum alloys*, Elsevier, 2010.

# RESUMEN AUTOBIOGRÁFICO

---

Orlando Niño Pérez

Candidato para obtener el grado de  
Doctorado en Ingeniería de Materiales

Universidad Autónoma de Nuevo León  
Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica

Tesis:

SIMULACIÓN DEL PROCESO DE TRATAMIENTO TÉRMICO EN  
ALEACIONES DE ALUMINIO HIPOEUTÉCTICAS A319 Y A356 PARA  
LA APLICACIÓN EN CABEZAS DE MOTOR

Nací el 07 de junio de 1981 en la ciudad de Monterrey, Nuevo León, México; hijo de Magdaleno Niño Martínez y María de los Ángeles Pérez Cuellar. Egresado de la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica de la Universidad Autónoma de Nuevo León en la licenciatura de Ingeniero Mecánico Administrador en el año 2003. Posteriormente en el año 2005 obtuve el grado de maestría en el programa doctoral de Ingeniería de Materiales (DIMAT) también impartida por la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica perteneciente a la Universidad Autónoma de Nuevo León. Actualmente me desempeño profesionalmente como Ingeniero de Diseño en la empresa Nematik con giro en la industria automotriz cumpliendo 10 años en el desarrollo de nuevos productos.

Entre las publicaciones y exposiciones realizadas se encuentran:

- Expositor en la Junta de Usuarios Mexicanos MAGMASoft, tema "Optimización de proceso casting con el uso de MAGMASoft", México D.F. 2015.
- Publicación de artículo "Study of the tempcore process for the production of high resistance reinforcing rods"
- Expositor of "Computer Optimization of Casting Processes" held at Chicago Illinois for Magma North American Users Group Meeting, Itasca Illinois 2009.
- TMM Excellence Award by PTO Manufacturing Engineering FORD North America, Detroit Mi., USA. Projects: "Weight Reduction and Casting Design Optimization of MY2009 3.0L V6 DURATEC Cylinder Head". October 26, 2007.
- International Users Meeting 2006 New developments in companies, Chicago IL, Nov 06 2006 – Nov 08 2006.
- Expositor at the Mexican Academy of Science on FIME-UANL, 2006.
- Expositor at the XIV International Materials Research Congress 2005, International Union of Material Research Societies, NACE Mexico Chapter, CANCUN August 21 2005 – August 25 2005.
- Expositor on the seminar UANL-FIME: "Microstructural Evolution for High Strength steel Rods produced by means of Tempcore Process" 2005.
- Expositor of "Mathematical Model for High Strength Steel Rods, on Second Congress of the National Steel Industry. 2005.
- Colaborador en el primer Congreso de la Industria del Acero ISS, Monterrey, Nuevo León noviembre 2003.

De este trabajo de tesis se publicará un artículo titulado Numerical simulation of heat treatment process in aluminum alloys