



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA
E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS**



**DETERMINACIÓN DE LOS CICLOS TÉRMICOS DE SOLDADURA
GENERADOS POR EL PROCESO GTAW EN LA ALEACIÓN DE
INCONEL 718**

TESIS

**PARA OBTENER EL TÍTULO DE:
INGENIERO EN METALURGIA Y MATERIALES**

PRESENTA:

MARIBEL HERNÁNDEZ GUERRERO

DIRECTOR INTERNO:

DR. ALEJANDRO CRUZ RAMIREZ

DIRECTOR EXTERNO:

DR. RICARDO RAFAEL AMBRIZ ROJAS

CIUDAD DE MÉXICO

Diciembre 2018



T-093-18

Ciudad de México, a 11 de octubre de 2018.

A la C. Pasante:
MARIBEL HERNÁNDEZ GUERRERO

Boleta:
2014320395

Carrera:
IMM

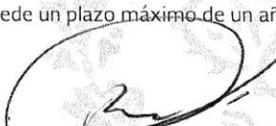
Generación:
2013-2017

Mediante el presente se hace de su conocimiento que la Subdirección Académica a través de este Departamento autoriza que el C. **Dr. Alejandro Cruz Ramírez** y el **Dr. Ricardo Rafael Ambriz Rojas**, sean asesores en el tema que propone usted desarrollar como prueba escrita en la opción **Tesis Individual**, con el título y contenido siguiente:

“Determinación de los ciclos térmicos de soldadura generados por el proceso GTAW en la aleación de inconel 718”

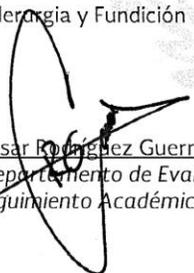
Resumen.
Introducción.
I.- Marco teórico.
II.- Metodología.
III.- Resultados y discusión.
Conclusiones.
Referencias.

Se concede un plazo máximo de un año, a partir de esta fecha, para presentarlo a revisión por el Jurado asignado.


Ing. José Federico Chávez Alcalá
Presidenta de la Academia de
Siderurgia y Fundición


Dr. Alejandro Cruz Ramírez
Director Interno
Ced. Prof. 7118690


Dr. Ricardo Rafael Ambriz Rojas
Director Externo
Ced. Prof. 6119618


Ing. César Rodríguez Guerrero
Jefe del Departamento de Evaluación
y Seguimiento Académico.


M. en C. Isaura García Maldonado
Subdirectora Académica



T-093-18

Ciudad de México, a 29 de noviembre de 2018.

A la C. Pasante:
MARIBEL HERNÁNDEZ GUERRERO
PRESENTE

Boleta: **2014320395** Carrera: **IMM** Generación: **2013-2017**

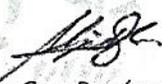
Los suscritos tenemos el agrado de informar a usted, que habiendo procedido a revisar el borrador de la modalidad de titulación correspondiente denominado:

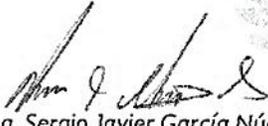
"Determinación de los ciclos térmicos de soldadura generados por el proceso GTAW en la aleación de inconel 718"

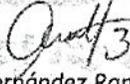
encontramos que el citado Trabajo escrito de **Tesis Individual**, reúne los requisitos para autorizar el Examen Profesional y **PROCEDER A SU IMPRESIÓN** según el caso, debiendo tomar en consideración las indicaciones y correcciones que al respecto se le hicieron.

Atentamente
JURADO


Ing. José Federico Chávez Alcalá
Presidente


Dr. Alejandro Cruz Ramírez
Secretario


Ing. Sergio Javier García Núñez
1er. Vocal


Dr. Aurelio Hernández Ramírez
2º Vocal


Dr. Ricardo Rafael Ambriz Rojas
3er. Vocal



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA E
INDUSTRIAS EXTRACTIVAS

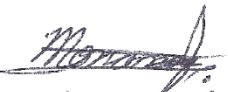


CARTA CESIÓN DE DERECHOS

En la Ciudad México del día **29** del mes de **noviembre** del año **2018**, el/la que suscribe: **Maribel Hernández Guerrero** estudiante del Programa de: **Ingeniería en Metalurgia y Materiales** con número de Boleta: **2014320395**, manifiesta que es autor/a intelectual del presente trabajo escrito, por la opción: **Tesis Individual**, bajo la dirección del profesor/a **Dr. Alejandro Cruz Ramírez**, ceden los derechos del trabajo intitulado **Determinación de los ciclos térmicos de soldadura generados por el proceso GTAW en la aleación de inconel 718**, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección de correo electrónico **mari.bel.hg@hotmail.com**. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

Atentamente


Maribel Hernández Guerrero

Nombre y Firma del/la estudiante


Alejandro Cruz Ramírez

Nombre y Firma del profesor/a

AGRADECIMIENTOS

Agradezco principalmente al Instituto Politécnico Nacional por ser mi casa de estudio, al permitirme tomar el conocimiento necesario para mi formación académica a nivel media superior hasta mis estudios a nivel superior y por inculcarme aún más el amor al conocimiento.

A la ESIQIE, desde que elegí formar parte del área de Ingeniería en Metalurgia y Materiales la escuela me brindo los medios y herramientas para desarrollarme en cada uno de los proyectos que realice. Agradezco a los profesores que me brindaron consejo y ayuda en cada semestre que estuve cursando mi carrera.

Al CIITEC por brindarme la oportunidad de desarrollar y mejorar mis habilidades aprendidas en la carrera, por brindarme las instalaciones y equipo para realizar el proyecto que tuvo como uno de sus productos la elaboración de este tema de tesis.

Al Dr. Ricardo Rafel Ambriz Rojas quien fue mi asesor y uno de mis directores de tesis, por la paciencia, disposición y dedicación que tuvo durante el proyecto de investigación.

Al Dr. Alejandro Cruz Ramírez quien estuvo en total disposición de ser mi director de tesis, por las observaciones realizadas y apoyo.

Al Dr. José Federico Chávez Alcalá, Dr. Aurelio Hernández Ramírez y el M.C. Sergio Javier García Núñez integrantes de mi jurado y comisión revisora de tesis.

A mis padres y hermano, que son la razón de mi vida, los cuales siempre han confiado en mí incondicionalmente, gracias por su apoyo en los momentos felices y tristes, así como ser tan comprensivos con mis decisiones, los amo con todo mi ser.

A mis compañeros que conocí en la ESIQIE y en el CIITEC, con los que he compartido buenos momentos y han sido apoyo en mi vida académica, Luis, Osnaya, Rafa, Pepe y Aurora.

A Luis Enrique que fue parte importante de mi vida, a mi amigo Tavo que tan solo se adelantó a el destino que tendremos todos y que me recuerda que cada día se debe de disfrutar como si fuera el último.

ÍNDICE GENERAL

RESUMEN	1
INTRODUCCIÓN	2
OBJETIVOS	2
HIPOTESIS	3
JUSTIFICACIÓN	3
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO	4
1.1. Características de la aleación de Inconel 718	4
1.1.1. Composición química de la aleación de Inconel 718	4
1.1.2. Propiedades térmicas para la aleación de Inconel 718	4
1.1.3. Fases presentes en la aleación de Inconel 718	5
1.1.4. Propiedades microestructurales de la aleación de Inconel 718	6
1.1.5. Aplicaciones de la aleación de Inconel 718	9
1.2. Soldadura por arco eléctrico, gas de protección y electrodo de tungsteno (GTAW) ..	9
1.2.1. Proceso de soldadura	9
1.2.2. Polaridad	10
1.2.3. Gases de protección	12
1.2.4. Tipo de electrodo	12
1.2.5. Calor generado por la soldadura	13
1.3. Transferencia de calor en soldadura	14
1.3.1. Ley de Fourier (conducción de calor)	14
1.3.2. Ecuación general de energía	15
1.3.3. Estado estacionario	17
1.3.4. Estado transiente	17
1.3.5. Ecuación de Rosenthal y cálculo analítico de isothermas para placa gruesa	18
1.3.6. Ecuación de Rosenthal y cálculo analítico de isothermas para placa delgada	20
1.3.7. Distribución de flujo de calor de acuerdo a una superficie gaussiana	23
1.3.8. Distribución de flujo de calor de acuerdo a una superficie de doble elipse	24
1.4. Fundamentos de elemento finito	28
1.4.1. Conceptos	28
1.4.2. Condiciones de frontera	30

1.4.3.	Aproximación por variación	31
1.4.4.	Aproximación directa de flujo de calor	31
CAPÍTULO 2. METODOLOGÍA		33
2.	Metodología.....	33
2.1.	Materiales y soldadura.....	33
2.2.	Características macro y microestructurales de los depósitos de soldadura	35
2.3.	Medición de dureza	35
2.4.	Medición de temperatura durante la soldadura.....	36
2.5.	Simulación numérica del fenómeno térmico del proceso de soldadura empleando elemento finito.....	37
2.5.1.	Características geométricas del modelo.....	37
2.5.2.	Selección del tipo de elemento para el proceso de discretización	37
2.5.3.	Definición de propiedades térmicas.....	39
2.5.4.	Determinación de condiciones de frontera	39
2.5.5.	Definición de pasos de carga	40
CAPÍTULO 3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN		42
3.1.	Características macro y microestructurales de los depósitos de soldadura	42
3.2.	Medición de dureza	46
3.3.	Ciclos térmicos de soldadura.....	47
3.4.	Transformación microestructural generado por los ciclos térmicos de soldadura	50
CONCLUSIONES.....		53
RECOMENDACIONES		54
TRABAJO A FUTURO		55
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS		56
ANEXOS		59

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Esquema de microestructuras presentes en aleaciones base níquel con bajos contenidos de C [1].....	6
Figura 2. Estructura cristalina de la fase γ'' -Ni ₃ Nb.....	7
Figura 3. Estructura cristalina de la fase γ' -Ni ₃ (Ti, Al).....	8
Figura 4. Diagrama CCT de la aleación de Inconel 718; solubilizado a 1180 °C por 24 horas y enfriado en agua [6].....	8
Figura 5. Esquema de soldadura GTAW.....	10
Figura 6. Esquema que representa el efecto de polaridad en el proceso GTAW.	11
Figura 7. Proceso de limpieza de la superficie de trajo con corriente directa electrodo positivo.	12
Figura 8. Volumen de control en coordenadas rectangulares.....	16
Figura 9. Esquema de distribución de calor en una placa gruesa.	18
Figura 10. Representación esquemática de las secciones isotérmicas en soldadura para una placa gruesa [12].....	20
Figura 11. Esquema de distribución de calor en una placa delgada.	20
Figura 12. Representación esquemática de las secciones isotérmicas en la soldadura [12].	22
Figura 13. Distribución del flujo de calor considerando una superficie gaussiana.	23
Figura 14. Configuración de la fuente de calor de doble elipsoide.	25
Figura 15. Doble elipse en dos dimensiones.	27
Figura 16. Elementos comunes utilizados en MEF.	28
Figura 17. Discretización del dominio de interés en elementos (subdominios).	29
Figura 18. Sólido continuo con sistemas de coordenadas en x, y, z.....	29
Figura 19. Discretización de un sólido continuo.	30
Figura 20. Flujo de calor en una dimensión.	31
Figura 21. Sistema semiautomático del proceso de soldadura GTAW para la aplicación de soldadura sobre Inconel 718.	34
Figura 22. Mallado virtual para la medición de microdureza en perfil transversal de la soldadura de Inconel 718.....	35
Figura 23. Posición de termopares en la placa de Inconel 718.....	36
Figura 24. Elemento sólido hexaédrico de ocho nodos (SOLID 278).....	38
Figura 25. Mallado en tres dimensiones usado para el análisis térmico transiente.	38
Figura 26. Condiciones de frontera para la placa de Inconel 718.	39
Figura 27. Distribución de calor a) Gauss y b) doble elipse.....	40
Figura 28. Distribución de flujo de calor en los modelos de simulación por elemento finito a) Gauss y b) doble elipse.....	41

Figura 29. Determinación del estado transiente y pseudo-estacionario en los modelos por elemento finito, a) modelo de Gauss y b) modelo de doble elipse.	41
Figura 30. Microestructura de la zona del material base del perfil transversal de soldadura en placas de Inconel 718.	42
Figura 31. a) Macroestructura del depósito de soldadura de Inconel 718, b) distribución de temperatura determinada por simulación numérica empleando el modelo de Gauss y c) distribución de temperatura determinada por simulación numérica empleando el modelo de doble elipse.	43
Figura 32. Metalografía de la interfase de la zona de fusión y la zona afectada térmicamente del perfil transversal de soldadura en placas de Inconel 718.	44
Figura 33. Metalografía de la zona de fusión del perfil de soldadura en placa de Inconel 718.	45
Figura 35. Distribución de microdurezas en el perfil de soldadura mostrado en la figura 17a, a) perfil promedio de microdurezas y b) mapeo de microdurezas.	46
Figura 36. Ciclos térmicos de soldadura para diferentes distancias desde el centro del cordón de soldadura, a) experimental, b) analítica placa delgada, c) analítica placa gruesa, d) simulación gaussiana y e) simulación de doble elipse.	48
Figura 37. Correlación entre el diagrama de transformación de enfriamiento continuo para la aleación Inconel 718 [4] y la rapidez de enfriamiento a partir de los ciclos térmicos experimentales de soldadura.	50
Figura 38. Relación entre las isothermas analíticas y los resultados de simulación por distribución de Gauss.	51
Figura 39. Relación entre las isothermas analíticas y los resultados de simulación por distribución de doble elipse.	52

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Composición química de la aleación de Inconel 718 (% en peso) [2]	4
Tabla 2. Propiedades térmicas para la aleación de Inconel 718 [3]	5
Tabla 3. Composición química de la aleación de Inconel 718 usado (% en peso).....	33
Tabla 4. Composición del gas de protección para soldadura GTAW	33
Tabla 5. Parámetros de operación para soldadura GTAW de aleación Inconel 718	34
Tabla 6. Ubicación de termopares en placa de Inconel 718	36
Tabla 7. Picos de temperatura obtenidos de los ciclos de soldadura, °C.....	49

RESUMEN

En el presente trabajo se analizó el efecto térmico, considerando una fuente de calor en movimiento, con la finalidad de representar un proceso de soldadura por arco eléctrico, gas de protección y electrodo de tungsteno (GTAW) en una placa de aleación base níquel (Inconel 718).

Para el proceso de soldadura se llevaron a cabo pruebas experimentales con parámetros de operación establecidos previamente, realizando soldaduras sin material de aporte sobre una placa de Inconel 718. La medición de temperatura durante el proceso se realizó a través de termopares tipo K conectados a una tarjeta de adquisición de datos.

A partir de los datos experimentales y analíticos obtenidos, se realizó la implementación de dos modelos de simulación usando el método de elemento finito usando el programa ANSYS APDL 19.0 ® versión académica, siendo estos el modelo de distribución de calor de Gauss y doble elipse. Estos dos modelos son usados ampliamente para la representación geométrica de la distribución de energía de la fuente de calor en movimiento en el proceso de soldadura por arco eléctrico.

A partir de los resultados analíticos (modelo de Rosenthal para placa gruesa) y del modelo de elemento finito se observó una aproximación aceptable con respecto a las mediciones experimentales, referentes a los ciclos de calentamiento y enfriamiento en estado pseudo-estable.

Las secciones isotérmicas determinadas por simulación numérica por medio del modelo de distribución de doble elipse muestran un mayor grado de aproximación que el modelo de distribución de Gauss. Siendo las isoterms un factor importante de los cambios microestructurales del material base.

A partir de las transformaciones microestructurales, se observó un descenso de dureza en la zona afectada térmicamente (~ 200 HV_{0.2}) y en la zona de fusión (~ 240 HV_{0.2}) en comparación con el material base (~ 350 HV_{0.2}). Lo anterior se atribuyó al proceso heterogéneo de solubilización de la fase γ'' en la matriz de níquel. De acuerdo con el diagrama de transformación por enfriamiento continuo (CCT) las zonas cercanas a la zona de fusión producen fase laves, δ y la fase de transición MC.

Palabras Clave: Inconel 718; GTAW; Ciclos térmicos de soldadura; Método de elemento finito; Fuente de calor en movimiento.

INTRODUCCIÓN

Los procesos de soldadura son usados en sectores industriales donde las dimensiones de los diversos componentes fabricados son de gran extensión y por lo tanto su fabricación en una sola pieza no resulta costeable, dichas uniones deben de cumplir las características mecánicas para llevar correctamente su servicio.

El interés por realizar este tema de proyecto surge de la necesidad de conocer los efectos que tiene el calor que aporta el proceso de soldadura para realizar dichas uniones en la aleación de Inconel 718, dicho material es ampliamente usado en la industria por su capacidad de mantener sus propiedades a temperaturas criogénicas y elevadas temperaturas elevadas (~760 °C).

El calor aportado por el proceso de soldadura supera la temperatura de estabilidad mecánica ya que el material llega a fundirse, seguido de un enfriamiento súbito que da como resultado una solidificación heterogénea en la zona de fusión, indispensable conocer el efecto sobre las propiedades microestructurales y mecánicas de las uniones soldadas.

OBJETIVOS

General

- Establecer un modelo de simulación numérica empleando la técnica de elemento finito en el programa ANSYS APDL 19.0 ® versión académica, para determinar la distribución de la temperatura (ciclos térmicos) generados durante el proceso de soldadura GTAW y su correlación con mediciones experimentales.

Particulares

- Cuantificar analíticamente las condiciones de soldadura establecidas, considerando la teoría de la fuente de calor en movimiento en dos y tres dimensiones.

- Determinar el grado de aproximación de los resultados de elemento finito y los obtenidos experimentalmente, de acuerdo con la distribución de calor empleando la superficie de Gauss y la doble elipse.
- Calcular la zona de fusión y el ancho de la zona afectada térmicamente generados por el proceso de soldadura.
- Analizar los cambios microestructurales producidos por los ciclos térmicos de enfriamiento de acuerdo con el diagrama de transformación por enfriamiento continuo de la aleación de Inconel 718.

HIPOTESIS

Por medio del estudio numérico y analítico es posible evaluar el fenómeno térmico en el proceso de soldadura GTAW para una aleación de Inconel 718, así como determinar los campos de temperaturas presentes durante el paso de la fuente de calor y los efectos que tiene en la microestructura al final del proceso de soldadura.

JUSTIFICACIÓN

La aleación de Inconel 718 es un material ampliamente utilizado en la industria debido a que sus propiedades mecánicas tienden a mantenerse estables a temperaturas elevadas (~ 760 °C) y a temperaturas criogénicas. Debido a ello, resulta indispensable conocer y entender el efecto de los ciclos térmicos de soldadura sobre las condiciones mecánicas y microestructurales de las uniones. En este contexto, es indispensable establecer modelos de simulación numérica que permitan definir el comportamiento térmico del material durante el proceso de soldadura y a partir de ello, determinar las transformaciones microestructurales de las uniones.

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO

1.1. Características de la aleación de Inconel 718

La aleación de Inconel 718 tiene como elementos principales al níquel, cromo y hierro. Posee una alta estabilidad para aplicaciones a temperaturas de hasta 760 °C y a temperaturas criogénicas [1].

Es una aleación que puede endurecer por envejecimiento debido a su contenido de niobio, titanio y aluminio.

Provee resistencia tanto a soluciones corrosivas reductoras, así como oxidantes, su composición níquel-cromo actúan en conjunto para resistir la oxidación, carbonización y otras formas de deterioro a altas temperaturas, debido a ello es una aleación ampliamente usada en el sector industrial.

1.1.1. Composición química de la aleación de Inconel 718

En la Tabla 1 se muestran los límites de composición química para la aleación de Inconel 718 establecidos por la ASTM B670 y SAE [2].

Tabla 1. Composición química de la aleación de Inconel 718 (% en peso) [2]

	Ni	Cr	Fe	C	Mn	Si	Cu	Mo	Co	Nb	Ta	Al	Ti	B
Min.	50	17	23.46					2.8		4.75		0.2	0.65	
Max.	55	21	11.11	0.08	0.35	0.35	0.3	3.3	1	5.5	0.05	0.8	1.15	0.006

1.1.2. Propiedades térmicas para la aleación de Inconel 718

La Tabla 2 presenta las propiedades térmicas de la aleación Inconel 718 con respecto al cambio de temperatura [3].

Tabla 2. Propiedades térmicas para la aleación de Inconel 718 [3]

Temperatura (<i>T</i>)	Capacidad calorífica (<i>C</i>)	Conductividad térmica (<i>k</i>)	Densidad (ρ)	Difusividad térmica (α)
°C	J Kg ⁻¹ °C ⁻¹	W m ⁻¹ °C ⁻¹	Kg m ⁻³	×10 ⁻⁶ m ² s ⁻¹
25	435	8.9	8190	2.50
100	455	10.8	8160	2.91
200	479	12.9	8118	3.32
400	515	17.4	8040	4.20
600	558	20.8	7962	4.6
800	680	26.9	7884	5.02
1,000	620	26.7	7806	5.52
1,100	640	28.3	7767	5.69
1,336	720	29.6	7400	5.60
1,400	720	29.6	7340	5.60

1.1.3. Fases presentes en la aleación de Inconel 718

El Inconel 718 presenta tres secuencias de solidificación las cuales se describe a continuación:

El estado primario consiste en $L \rightarrow \gamma$, seguido por las reacciones de estado final de solidificación eutéctica $L \rightarrow \gamma + NbC$ (1328 °C) y $L \rightarrow \gamma + laves$ (1190 °C). La combinación de contenido de $\gamma/NbC + \gamma/Laves$ incrementa con el aumento de Nb y C.

Las aleaciones base níquel con bajos contenidos de C exhiben una solidificación primaria que viaja muy cercana a la ruta binaria $\gamma-Nb$ de solidificación. La ruta primaria apenas cruza

con la línea eutéctica γ y el NbC antes de que la solidificación termine con la reacción $L \rightarrow (\gamma + Laves)$ como se muestra en la Figura 1 [[1, 4].

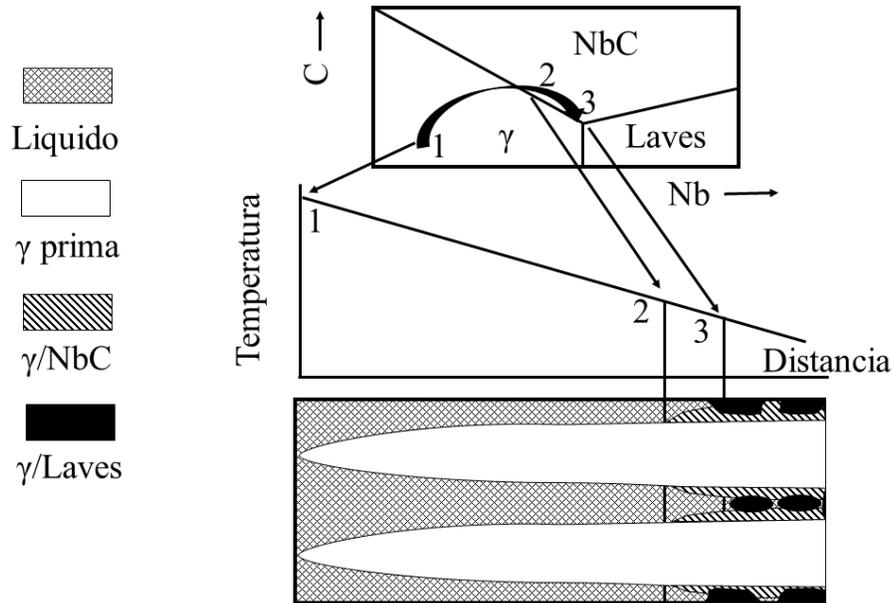


Figura 1. Esquema de microestructuras presentes en aleaciones base níquel con bajos contenidos de C [1].

1.1.4. Propiedades microestructurales de la aleación de Inconel 718

La alta resistencia a la tensión del Inconel 718 (1.1 GPa [5]) se debe a la formación de finos precipitados de γ'' -Ni₃Nb. En la Figura 2 se observa la estructura de γ'' (estructura bct) en una matriz fcc.

La fase γ'' (Ni₃Nb) es metaestable y es la que proporciona la alta resistencia al material. Estas partículas tienen forma de discos, que precipitan coherentemente con un diámetro aproximado de 600 Å y un espesor aproximado de 50 a 90 Å [2].

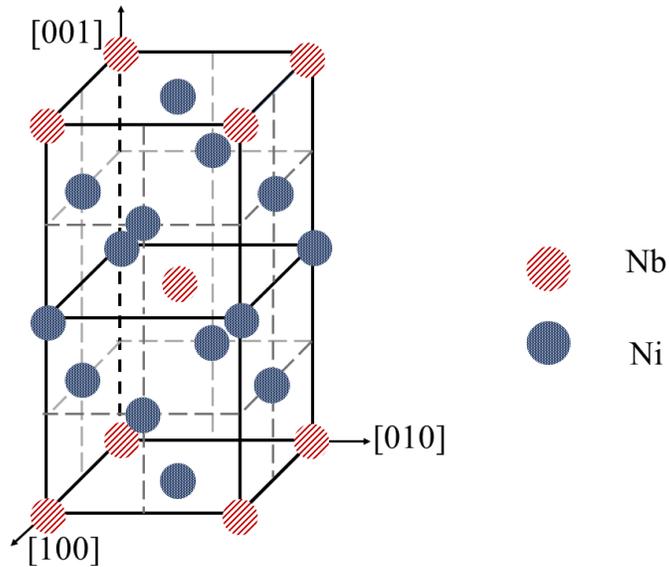


Figura 2. Estructura cristalina de la fase γ'' -Ni₃Nb.

Otras fases que se encuentran en el Inconel 718 son Laves, δ , MC y γ' . La fase Laves es un compuesto intermetálico con una estructura cristalográfica hexagonal y una estequiometría A₂B, donde A puede representar Ni, Fe, Cr, Co y B puede representar Nb, Ti, Si y Mo.

La fase δ -Ni₃Nb presenta una estructura cristalográfica ortorrómbica, se encuentra principalmente en forma de placas que crecen en el plano (111) o en los límites de grano, siendo incoherente con la matriz fcc.

MC-Nb (Ti, Mo) C presenta una estructura cristalográfica fcc, se atribuye a altos contenidos de Si en la aleación y los tratamientos de homogeneización a altas temperaturas.

La fase γ' -Ni₃(Ti, Al) presenta una estructura cristalográfica fcc (Figura 3), la fase γ' precipita en forma de disco.

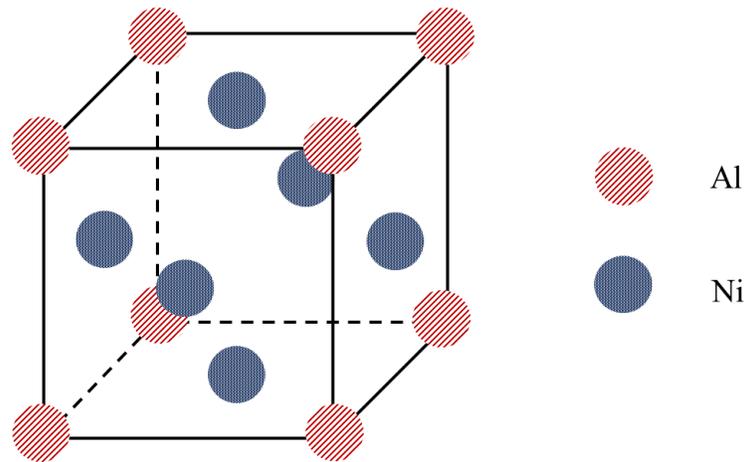


Figura 3. Estructura cristalina de la fase γ' -Ni₃(Ti, Al).

La Figura 4 muestra la cinética de formación de precipitación de las diferentes fases presentes en la aleación de Inconel 718, considerando la siguiente composición química: 51.5% Ni – 19.9% Fe – 18.2% Cr – 5.1% Nb – 2.9% Mo – 1.15% Ti – 0.57% Al [6].

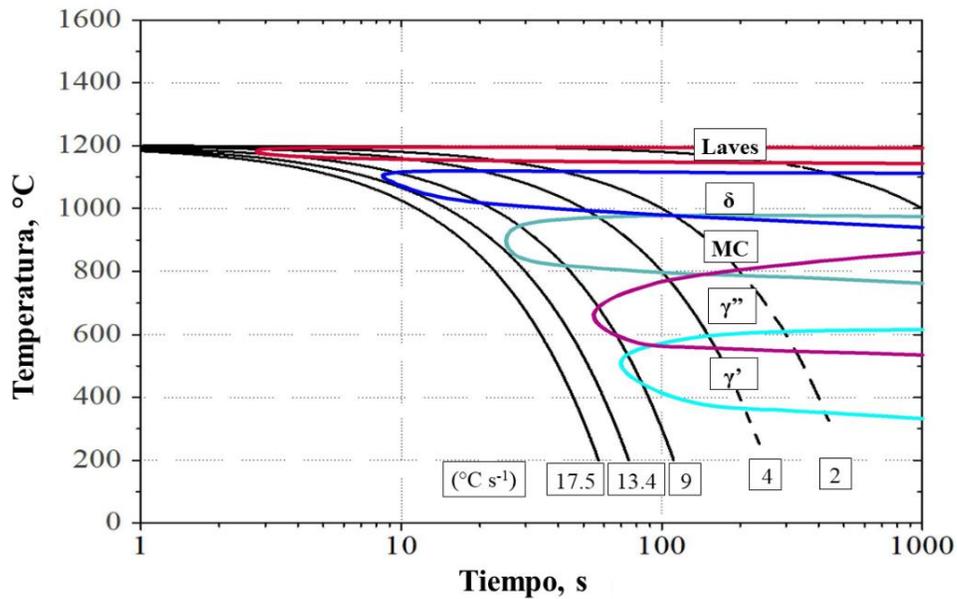


Figura 4. Diagrama CCT de la aleación de Inconel 718; solubilizado a 1180 $^{\circ}\text{C}$ por 24 horas y enfriado en agua [6].

1.1.5. Aplicaciones de la aleación de Inconel 718

La resistencia a altas temperaturas, su excelente resistencia a la oxidación y a la corrosión, así como buena formabilidad, extiende sus aplicaciones a sectores con parámetros de uso exigentes.

Debido a su buena formabilidad, este material es ampliamente utilizado para componentes estáticos y rotatorios en turbinas de gas estacionarias, naves espaciales, turbo-cargadores para vehículos de motor, tornillos de alta resistencia, muelles y elementos de montaje, así como herramientas con requerimientos de resistencia a altas temperaturas [1].

Es utilizada en la industria del petróleo y gas, encontrando cada vez más usos en equipos de perforación y ejes de bombas. Dado que dichos componentes deben garantizar una extracción eficiente y segura de gas y petróleo, con una profundidad de perforación creciente, altas presiones, temperaturas cada vez más críticas y soportando el ambiente de gas ácido (H_2S , CO_2 y cloruros).

1.2. Soldadura por arco eléctrico, gas de protección y electrodo de tungsteno (GTAW)

1.2.1. Proceso de soldadura

La soldadura por arco eléctrico, gas de protección y electrodo de tungsteno (GTAW por sus siglas en inglés), logra la fusión de los metales con el calor obtenido a partir del arco eléctrico que es mantenido por el electrodo de tungsteno no consumible y la pieza de trabajo (Figura 5). En el caso de requerirse material de aporte este se suministra de forma manual o semiautomático [7, 8].

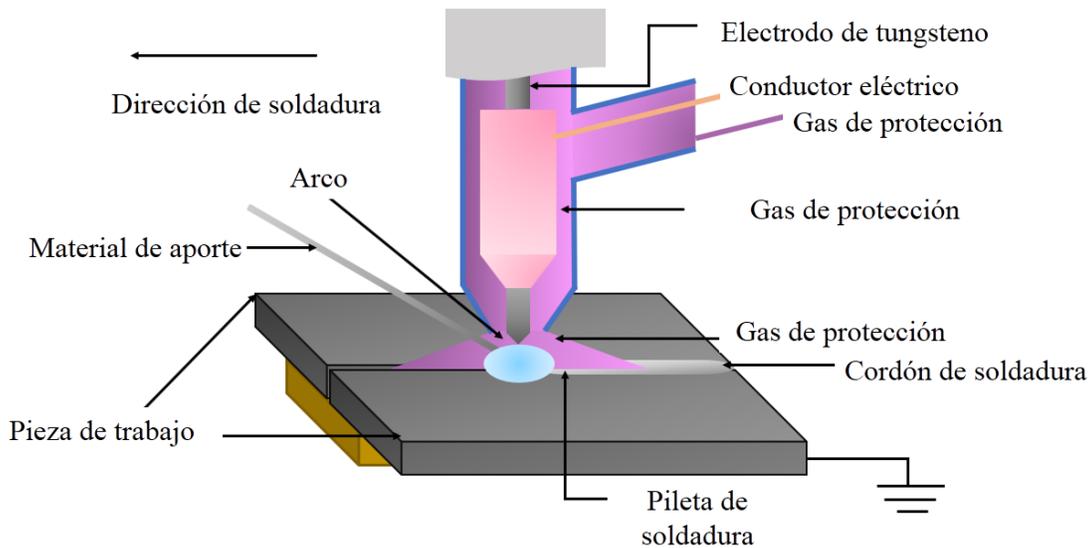


Figura 5. Esquema de soldadura GTAW.

1.2.2. Polaridad

En la Figura 6 se muestra las tres diferentes polaridades utilizadas en GTAW, a continuación, se describen cada una de ellas.

A. Corriente continua electrodo negativo. También denominada polaridad directa, es la polaridad comúnmente utilizada en GTAW. El electrodo es conectado a la corriente negativa del suministro de la fuente de poder. Como se muestra en la Figura 6a, los electrones son emitidos desde el electrodo de tungsteno y acelerados mientras viajan a través del arco. Una cantidad significativa de energía llamada función trabajo, es necesaria para que un electrón sea emitido por el electrodo. Cuando los electrones interactúan con la superficie de la pieza de trabajo, una cantidad de energía equivalente a la función trabajo es liberada.

Esta es la razón del porque este tipo de polaridad cuenta con mayor calor concentrado sobre la pieza (alrededor de dos tercios) y mientras la punta del electrodo de tungsteno permanece más fría (alrededor de un tercio), por esto permite emplear intensidades

de corrientes altos sin que se funda el extremo manteniendo su afilado original. Esta polaridad genera una soldadura relativamente estrecha y profunda.

- B. Corriente continua electrodo positivo. También denominada polaridad inversa. El electrodo es conectado a la terminal positiva de la fuente de poder. Como se muestra en la Figura 6b, el efecto del calentamiento de los electrones está ahora en el electrodo de tungsteno en vez de la pieza de trabajo. Por lo tanto, se produce una soldadura poco profunda.

Los iones positivos del gas de protección bombardean a la pieza de trabajo, como se observa en la Figura 7, desplazando la película de óxido y produciendo así una superficie limpia. Por lo que este tipo de polaridad es empleada para soldar laminas delgadas de materiales formadores de óxidos como es el caso de aluminio y magnesio.

- C. Corriente alterna. El calor se distribuye entre el metal base y la punta del electrodo de tungsteno, obteniendo una combinación de ambas polaridades (Figura 6c), por lo que cuenta con una buena penetración y presenta una acción de limpieza.

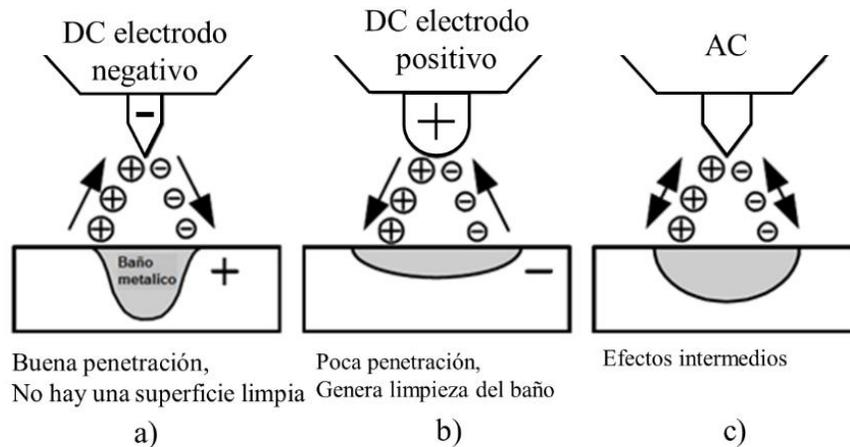


Figura 6. Esquema que representa el efecto de polaridad en el proceso GTAW.

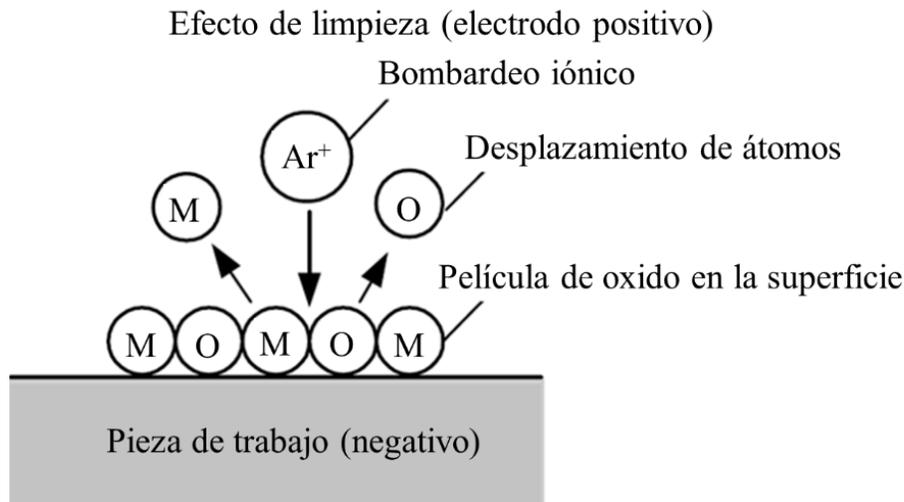


Figura 7. Proceso de limpieza de la superficie de trabajo con corriente directa electrodo positivo.

1.2.3. Gases de protección

Tanto el metal fundido en la pileta de soldadura, el extremo de la varilla del metal de aporte y el electrodo de tungsteno se protegen de la contaminación atmosférica por medio de un gas protector inerte, activo o la combinación de ambos.

El gas o combinación de gases empleados tienen influencia en la estabilidad, características y comportamiento del arco y por consiguiente en el resultado de la soldadura.

El gas de protección más empleado es Argón, pero se puede emplear Helio, mezclas de Argón-Helio, Argón-Hidrógeno o Argón-CO₂.

1.2.4. Tipo de electrodo

La elección del tipo de electrodo depende en gran medida del tipo de material que se requiere soldar, del tipo de corriente y de las características operativas. Los electrodos empleados en la soldadura GTAW son de tungsteno con pequeñas cantidades de torio o zirconio. La adición de estos elementos en el electrodo de tungsteno mejora la estabilidad del arco.

- Los electrodos de tungsteno con torio son usados en procesos de soldadura con corriente directa.
- Los electrodos de tungsteno con zirconio son usados para procesos de soldadura con corriente alterna y son particularmente útiles al soldar aluminio, magnesio y sus aleaciones.

Estos electrodos son duros y altamente refractarios, con elevados puntos de fusión de aproximadamente 3400 °C. Se diferencian de los empleados en otros procesos de soldadura por arco eléctrico, porque no se funden con el calor generado y no aportan material a la soldadura.

Estos electrodos pueden ser identificados por un código de color:

- Electrodo de tungsteno con 1% de torio tiene una marca azul
- Electrodo de tungsteno con 2% de torio tiene una marca roja
- Electrodo de tungsteno con 1% de zirconio tiene una marca café.

1.2.5. Calor generado por la soldadura

Por medio de la Ecuación 1 se determina la energía producida por la fuente de calor, la cual considera a la eficiencia térmica del proceso de soldadura sin considerar la velocidad de avance de la fuente de calor:

$$Q = \eta VI \quad (1)$$

donde

Q = cantidad de calor de aporte por paso de soldadura

V = voltaje

I = corriente

η = eficiencia del proceso de soldadura

El área donde se aporta el calor debido al proceso de soldadura es relativamente pequeña respecto a las dimensiones de la pieza de trabajo (Ecuación 2), tres variables gobiernan el aporte del calor a la pieza en soldadura por arco eléctrico:

- La rapidez de suministro de energía; producto de la eficiencia y la energía por unidad de tiempo generada por la fuente de poder usualmente se expresada en Watts,
- La distribución de calor aportado por paso de soldadura, Q_p
- Velocidad de avance de la fuente de calor, v

$$Q_p = \eta \frac{VI}{v} \quad (2)$$

La fracción de energía absorbida por la pieza de trabajo es la responsable de llevar a cabo la soldadura, incluyendo:

- Formación de la pileta de soldadura,
- Establecimiento de la distribución de temperaturas dependiente del tiempo a través de la soldadura,
- Evolución estructural y propiedades mecánicas resultantes.

Algunos problemas de soldadura en las aleaciones endurecidas por precipitación (PH) como es el caso del Inconel 718, incluyen la pérdida de resistencia en la zona afectada térmicamente (ZAT), segregación de Nb durante la solidificación y agrietamiento en la ZAT, así como en la zona de fusión (ZF). La segregación de Nb durante la solidificación es el proceso principal que influye en la estabilidad de las fases presentes en el Inconel 718 [9, 10].

1.3. Transferencia de calor en soldadura

1.3.1. Ley de Fourier (conducción de calor)

La ley de Fourier describe el transporte de calor por unidad de área (\vec{q}) en un medio conductivo (calor transmitido por actividad molecular), el cual depende del coeficiente de conductividad térmica del material (k) y el gradiente de temperatura (ΔT) (Ecuación 3).

$$\vec{q} = -k\Delta T \quad (3)$$

A partir de esta ecuación se puede calcular la variación de la temperatura en una dirección particular (n):

$$q_n = -k \frac{\partial T}{\partial n} \quad (4)$$

Esta ley responde a la primera ley de la termodinámica, dado que el calor se transfiere de las regiones de mayor temperatura a las regiones de menor temperatura (Ecuación 5).

$$q = \rho C \Delta T \quad (5)$$

donde:

C = capacidad calorífica y ρ = densidad

A partir de la ecuación 5 se define el coeficiente de difusividad térmica (α) que define la rapidez de respuesta ante un gradiente térmico:

$$\alpha = \frac{k}{\rho C} = \frac{\text{Calor conducido}}{\text{Calor almacenado}} \quad (6)$$

La teoría básica de flujo de calor desarrollada por Fourier y aplicada a la fuente de calor en movimiento por Rosenthal [11] es uno de los métodos analíticos más empleados para el cálculo de distribución de temperaturas, [12-16].

1.3.2. Ecuación general de energía

En la Figura 8 se considera un volumen de control en coordenadas rectangulares (x, y, z). Al aplicar la primera ley de la termodinámica se obtiene que el cambio de energía interna es solo un balance de energía que entra o sale del sistema.

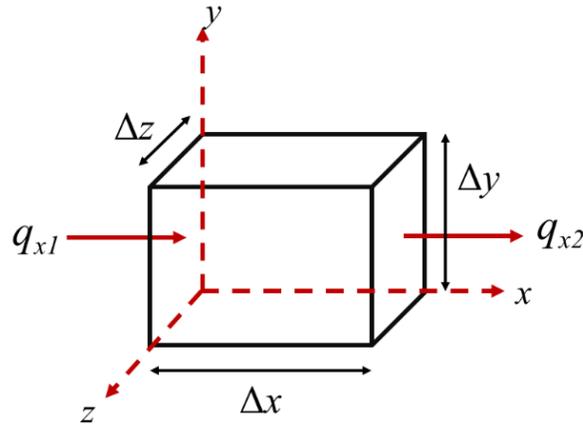


Figura 8. Volumen de control en coordenadas rectangulares.

El balance se presenta en la siguiente ecuación:

$$Q_{entrada} + W_{entrada} + E_{conversión} = Q_{salida} + W_{salida} + U_{interna} \quad (7)$$

donde $E_{conversión}$ representa la energía de disipación eléctrica, viscosidad, reacciones químicas o de origen nuclear, la cual será denominada como \bar{q} , suponiendo que ρ es constante, entonces el trabajo sobre el volumen de control se transforma en energía térmica:

$$q_{x1} + q_{y1} + q_{z1} + \bar{q} \Delta x \Delta y \Delta z = q_{x2} + q_{y2} + q_{z2} + \frac{\partial U}{\partial t} \quad (8)$$

Al agrupar

$$q_{x1} - q_{x2} = -\Delta y \Delta z \left(\left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x_1} - \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x_2} \right) \quad (9)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{\rho C (\Delta x \Delta y \Delta z) \partial T}{\partial t} \quad (10)$$

Al sustituir la Ecuación 10 en 9 se obtiene

$$\begin{aligned} & \Delta y \Delta z \left(\Delta x \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \right) + \Delta x \Delta z \left(\Delta y \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right) \\ & + \Delta x \Delta y \left(\Delta z \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right) \bar{q} = \frac{\rho C (\Delta x \Delta y \Delta z) \partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (11)$$

Al dividir entre el volumen de control $\Delta x \Delta y \Delta z$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \bar{q} = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (12)$$

$$k \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] + \bar{q} = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (13)$$

1.3.3. Estado estacionario

El estado estacionario implica que no hay cambio en las condiciones del sistema con el tiempo, por lo tanto, la temperatura y el flujo de calor permanecen inalterables en cualquier ubicación tratando superficies isotérmicas.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \quad (14)$$

1.3.4. Estado transiente

La transferencia de calor en el estado transiente considera que las condiciones cambian en diversos puntos con respecto a un periodo de tiempo, tal como se establece en la Ecuación 15:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (15)$$

1.3.5. Ecuación de Rosenthal y cálculo analítico de isothermas para placa gruesa

El modelo de Rosenthal para placa gruesa considera que la distribución de calor se desarrolla en un cuerpo isotrópico semi-infinito con una temperatura inicial limitada en una dirección por un plano que es impermeable al calor. En un tiempo T_0 se libera una fuente puntual de calor con una velocidad de desplazamiento constante (v). Las propiedades térmicas se consideran constantes (sin dependencia de la temperatura). El modelo considera que no hay pérdida de calor por el medio circundante, Figura 9.

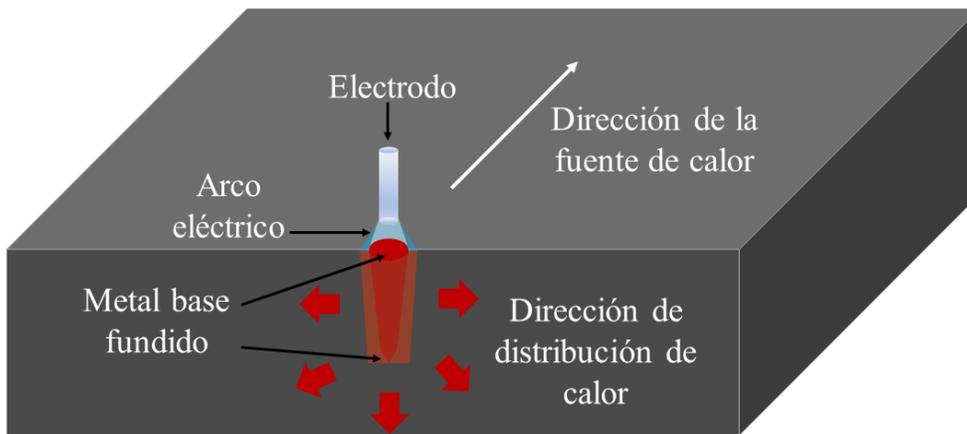


Figura 9. Esquema de distribución de calor en una placa gruesa.

El modelo de Rosenthal para determinar los ciclos térmicos de soldadura en dos dimensiones está dado por la siguiente ecuación [8]:

$$T - T_0 = \frac{Q/v}{2\pi kt} e^{\left[-\frac{r^2}{4\alpha t}\right]} \quad (16)$$

donde:

T = temperatura [°C]

T_0 = temperatura inicial [°C]

r = distancia radial [m]

Q/v = flujo de calor [$J m^{-1}$]

$t =$ tiempo [s]

$k =$ conductividad térmica [$\text{W m}^{-1} \text{°C}^{-1}$]

$\alpha =$ difusividad térmica [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]

El tamaño y morfología de las isotermas se determina por medio del cálculo de las siguientes ecuaciones adimensionales [12].

- Parámetro de operación adimensional

$$n_3 = \frac{Qv}{4\pi\alpha^2\rho C(T - T_0)} \quad (17)$$

- Número de temperatura adimensional

$$\theta = \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \quad (18)$$

- Coordenada adimensional en x

$$\xi = \frac{vx}{2\alpha} \quad (19)$$

- Coordenada adimensional en y

$$\psi = \frac{vy}{2\alpha} \quad (20)$$

- Coordenada adimensional en z

$$\zeta = \frac{vz}{2\alpha} \quad (21)$$

- Vector adimensional de radio

$$\sigma_3 = \frac{vR}{2\alpha} \quad (22)$$

La representación esquemática de las ecuaciones anteriores se muestra en la Figura 10.

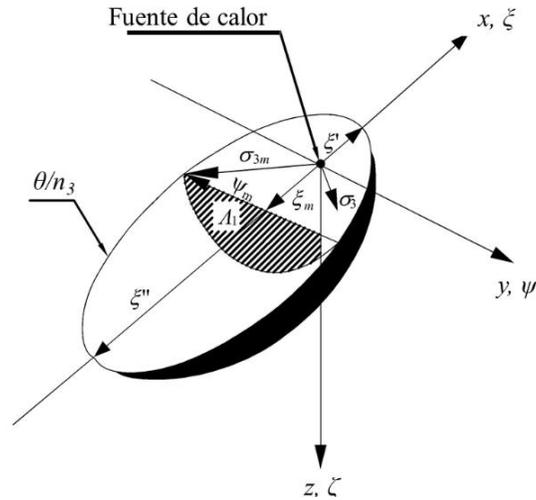


Figura 10. Representación esquemática de las secciones isotérmicas en soldadura para una placa gruesa [12].

1.3.6. Ecuación de Rosenthal y cálculo analítico de isothermas para placa delgada

La ecuación de Rosenthal para placa delgada considera una fuente de calor en movimiento con una velocidad de desplazamiento (v) constante. Este modelo considera que la distribución de calor se desarrolla en un cuerpo isotrópico semi-infinito con una temperatura inicial T_0 , donde la fuente de calor funde el espesor del material y el calor es disipado en dos direcciones (Figura 11). Las propiedades térmicas se consideran constantes (sin dependencia de la temperatura).

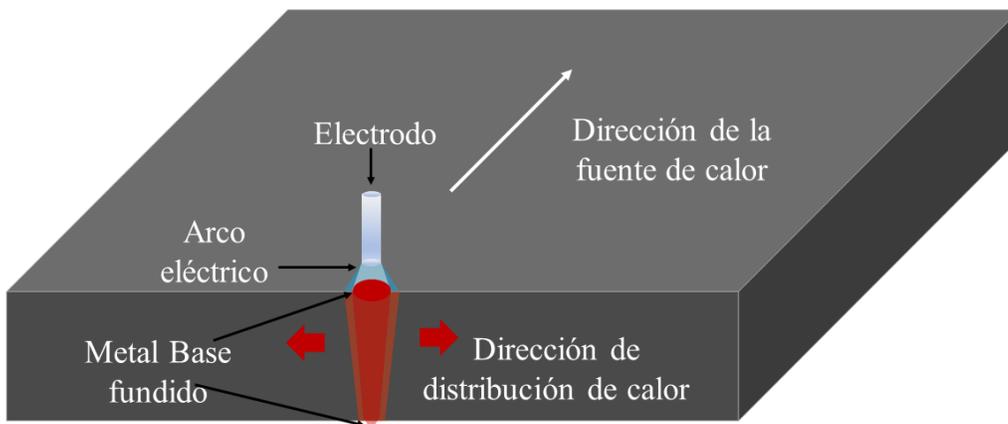


Figura 11. Esquema de distribución de calor en una placa delgada.

El modelo de Rosenthal para determinar los ciclos térmicos de soldadura en dos dimensiones (placa delgada) está dado por la siguiente ecuación [8]:

$$T - T_0 = \frac{Q/v}{d(4\pi k\rho Ct)^{1/2}} e^{\left[-\frac{r^2}{4\alpha t}\right]} \quad (23)$$

donde:

C = capacidad calorífica ($\text{J kg}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$)

α = difusividad térmica ($\text{m}^2 \text{ s}^{-1}$)

ρ = densidad (kg m^{-3})

Q/v = flujo de calor [J m^{-1}]

d = espesor [m]

El tamaño y morfología de las isotermas considerando una placa delgada se determinan empleando las siguientes ecuaciones adimensionales [12].

- Parámetro de operación adimensional

$$n_5 = \frac{Qv}{4\pi\alpha^2\rho Cp(T_f - T_0)} \quad (24)$$

- Número de temperatura adimensional

$$\theta = \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \quad (25)$$

- Número de espesor adimensional

$$\delta = \frac{vd}{2\alpha} \quad (26)$$

- Coordenada adimensional en x

$$\xi = \frac{vX}{2\alpha} \quad (27)$$

- Coordenada adimensional en y

$$\psi = \frac{vY}{2\alpha} \quad (28)$$

- Vector adimensional de radio

$$\sigma_5 = \frac{vr}{2\alpha} \quad (29)$$

La representación esquemática de las ecuaciones anteriores se muestra en la Figura 12:

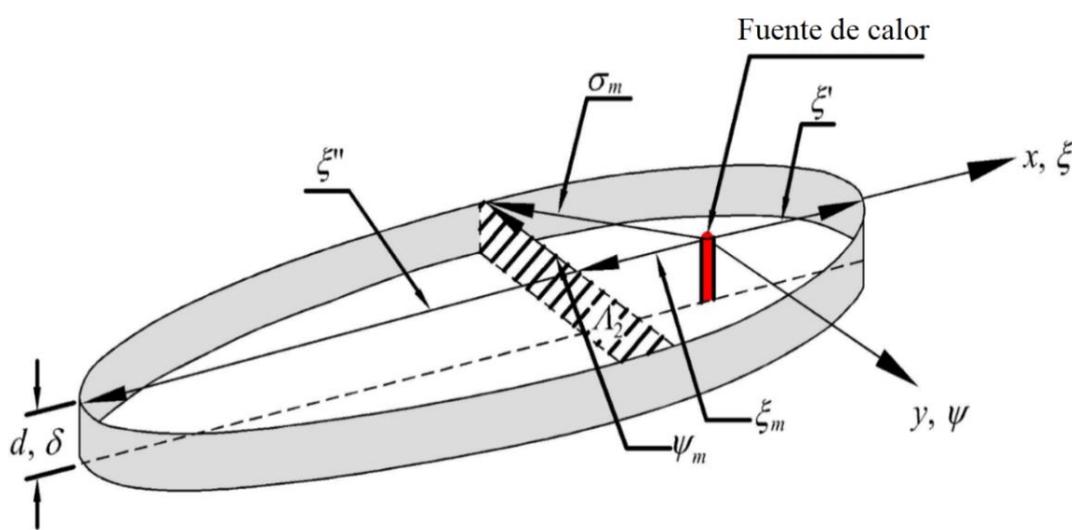


Figura 12. Representación esquemática de las secciones isotérmicas en la soldadura [12].

Debido a que el fenómeno que gobierna al modelo de Rosenthal es la conducción de calor y la consideración de que las propiedades térmicas del material durante el proceso de soldadura permanecen constantes, no proporciona una aproximación adecuada para la distribución de la temperatura dentro de la zona de fusión [13].

Para superar las limitaciones mencionadas anteriormente, algunos autores han utilizado el método de elemento finito (FEM) para analizar la transferencia de calor en los procesos de soldadura [14-20], así como el tomar en cuenta los cambios en las propiedades térmicas del material durante el proceso de aporte térmico. En algunos estudios, el flujo de calor en la dirección de soldadura se ignora [21-24]. En tales casos, el modelo de fuente de calor de

superficie gaussiana se usa generalmente para placas delgadas, donde la distribución del flujo de calor a lo largo del espesor no representa un factor predominante.

1.3.7. Distribución de flujo de calor de acuerdo a una superficie gaussiana

La Figura 13 muestra el modelo propuesto por Pavelic et al. [14]. La cual representa una densidad de flujo Gaussiana:

$$q(r) = q(0)e^{-cr^2} \quad (30)$$

donde:

$q(r)$ = flujo superficial en el radio r [W m^{-2}]

$q(0)$ = flujo máximo en el centro de la fuente de calor [W m^{-2}]

C = coeficiente de concentración [m^{-2}]

r = distancia radial desde el centro de la fuente de calor [m]

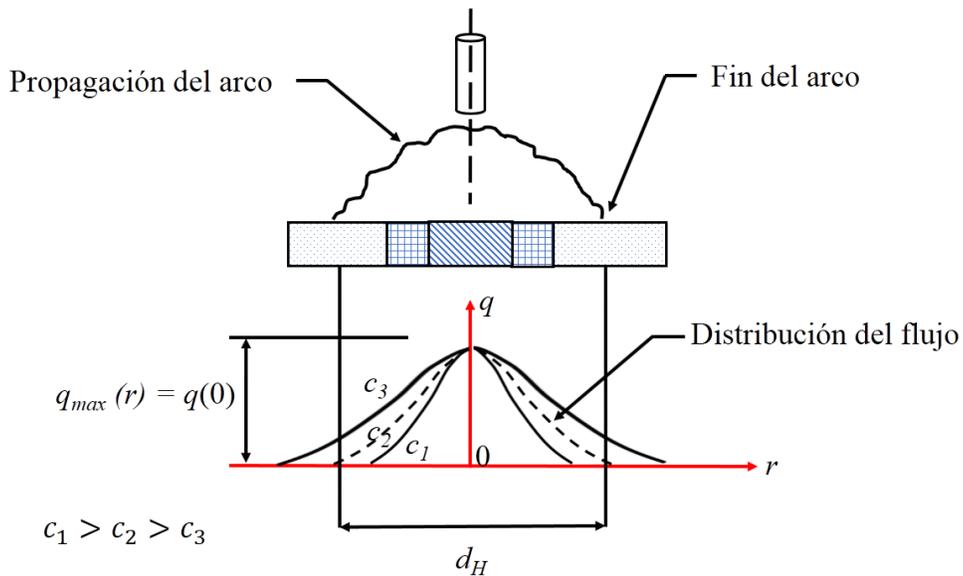


Figura 13. Distribución del flujo de calor considerando una superficie gaussiana.

Suponiendo que una magnitud uniforme de flujo $q(0)$ es distribuida en un círculo de diámetro $d_H = 2C^{-0.5}$, por lo tanto a mayor concentración de la fuente de calor menor es el largo del diámetro, dicho modelo contempla que no existe pérdida de calor por efecto de convección y radiación.

Pero experimentos han demostrado que la pérdida de calor por estos dos fenómenos es significativa.

Friendman et al. [15] sugiere una alternativa al modelo de Pavelic:

$$q = \frac{3Q}{\pi a^2} e^{\left[\frac{-3r^2}{a^2}\right]} \quad (31)$$

donde

q = flujo de calor [W m^{-2}]

Q = calor generado [W]

a = radio efectivo de la zona de fusión [m]

r = distancia radial [m]

1.3.8. Distribución de flujo de calor de acuerdo a una superficie de doble elipse

Se ha corroborado mediante métodos experimentales que, al aplicar la ecuación de doble elipsoide, los gradientes de temperatura al frente de la fuente de calor no presenta la agudeza de inclinación esperada y el gradiente de temperatura atrás de la fuente de calor presentaba una mayor verticalidad que las mediciones experimentales [20, 27-30].

Para resolver este problema, Goldak et al. [13] consideraron a la fuente de calor de soldadura como una geometría donde dos elipsoides se combinan y se mueven a lo largo de la dirección de la soldadura (Figura 14).

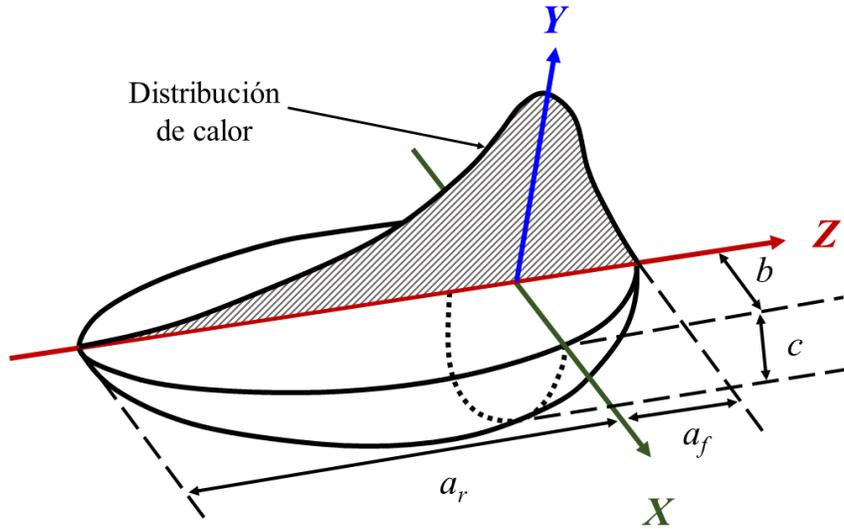


Figura 14. Configuración de la fuente de calor de doble elipsoide.

Considerando una fuente de calor Gaussiana en un elipsoide con centro en $(0, 0, 0)$ y semiejes a, b, c paralelas a los ejes coordenadas x, y, z , respectivamente pueden ser descritos por la siguiente ecuación:

$$q(x, y, \xi) = q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (32)$$

$$\xi = z + v(\tau - t) \quad (33)$$

donde

$q(0)$ representa el valor máximo de densidad de energía al centro del elipsoide,

ξ representa la relación entre el sistema de coordenadas fijo y móvil,

τ es un factor de retraso que define la posición de la fuente de calor a un tiempo $t=0$.

Considerando la conservación de energía se requiere que:

$$2Q = 2\eta VI = 8 \iiint_0^x q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \quad (34)$$

La evaluación de las ecuaciones anteriores produce las relaciones 35 y 36

$$2Q = \frac{q(0)\pi\sqrt{\pi}}{\sqrt{ABC}} \quad (35)$$

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (36)$$

Para evaluar las constantes A , B , C , los semiejes de la elipse a , b , c en la dirección x , y , ζ estas son definidas como el decrecimiento de la densidad de energía a $0.05q(0)$ en la superficie del elipsoide. En la dirección x :

$$q(a, 0, 0) = q(0)e^{-Ax^2} = 0.05 q(0) \quad (37)$$

Por lo tanto:

$$A = \frac{\ln(20)}{a^2} \simeq \frac{3}{a^2} \quad (38)$$

$$B \simeq \frac{3}{b^2} \quad (39)$$

$$C \simeq \frac{3}{c^2} \quad (40)$$

En este modelo, se necesitan las fracciones f_f y f_r del calor depositado en los cuadrantes delantero y trasero respectivamente, donde:

$$f_f + f_r = 2 \quad (41)$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad (42)$$

$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad (43)$$

Sustituyendo las ecuaciones 38 a 40 en la ecuación 36 y considerando cuando el valor del semieje c tiende a ser cero, se obtiene la geometría mostrada en la Figura 15.

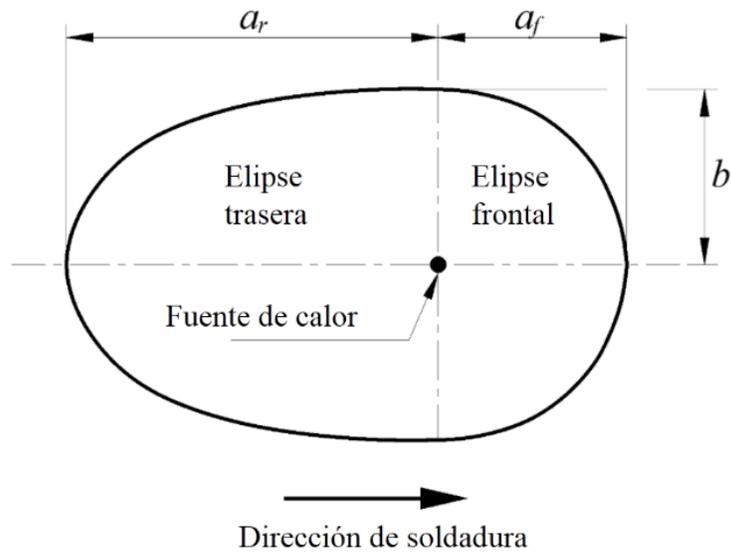


Figura 15. Doble elipse en dos dimensiones.

La distribución de la densidad de calor en el cuadrante frontal es:

$$q(x, z, t) = \frac{6f_f Q}{ba_f \pi} e^{\left(-\frac{3x^2}{b^2} - \frac{3z^2}{a_f^2}\right)} \quad (44)$$

La distribución de la densidad de calor en el cuadrante trasero será:

$$q(x, z, t) = \frac{6f_r Q}{ba_r \pi} e^{\left(-\frac{3x^2}{b^2} - \frac{3z^2}{a_r^2}\right)} \quad (45)$$

1.4. Fundamentos de elemento finito

El método de elemento finito (MEF) se basa en la descomposición de un cuerpo, estructura o dominio (medio continuo) en un número finito de subdominios (elementos) para los cuales se construye una solución aproximada sistemática aplicando los métodos de variables o residuales ponderados.

1.4.1. Conceptos

Elemento

A partir de la geometría y la naturaleza del problema, el dominio de interés puede ser discretizado por medio del uso de líneas, áreas o volúmenes, en la Figura 16 se muestran los elementos más comunes utilizados en MEF.

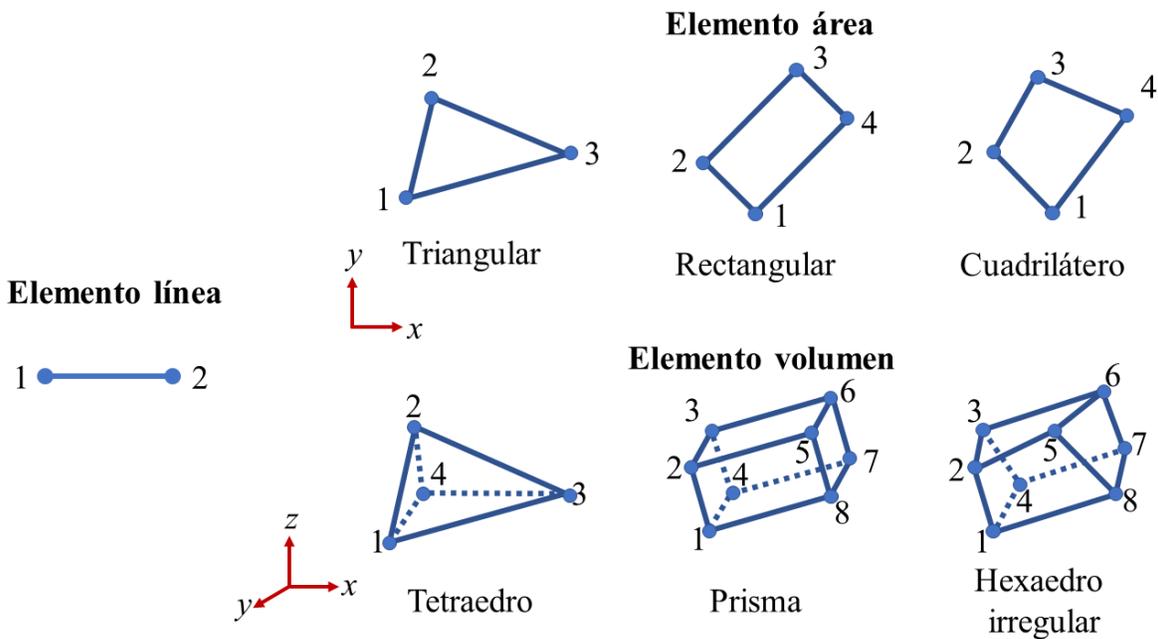


Figura 16. Elementos comunes utilizados en MEF.

Nodos

La Figura 17 representa la discretización del dominio de interés en elementos (subdominios), estos elementos se conectan unos a otros a través de nodos en común generando continuidad, los cuales tienen una localización en una coordenada en el espacio.

Las variables nodales asignadas a un elemento se denominan grados de libertad del elemento (DOF por sus siglas en inglés) estos dependen de la naturaleza del problema y del tipo de elemento.

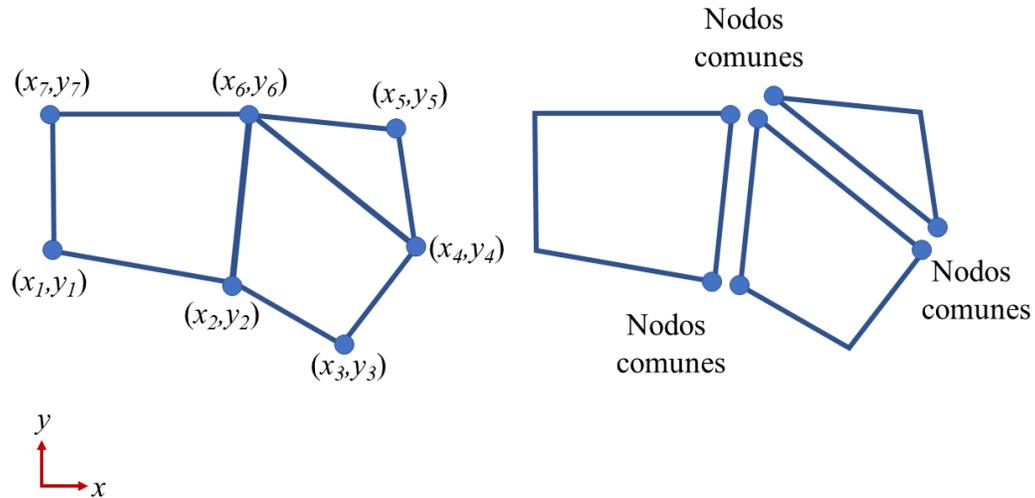


Figura 17. Discretización del dominio de interés en elementos (subdominios).

La Figura 18 se ejemplifica un sólido situado en un espacio definido por un sistema de coordenadas (x, y, z) , el flujo de calor de entrada y salida está dado por q_1, q_2, q_3, q_4 y el calor generado por la fuente de calor $Q(x, y, z, t)$ por unidad de volumen y tiempo. Se induce un campo de temperatura en el sólido por $T(x, y, z, t)$.

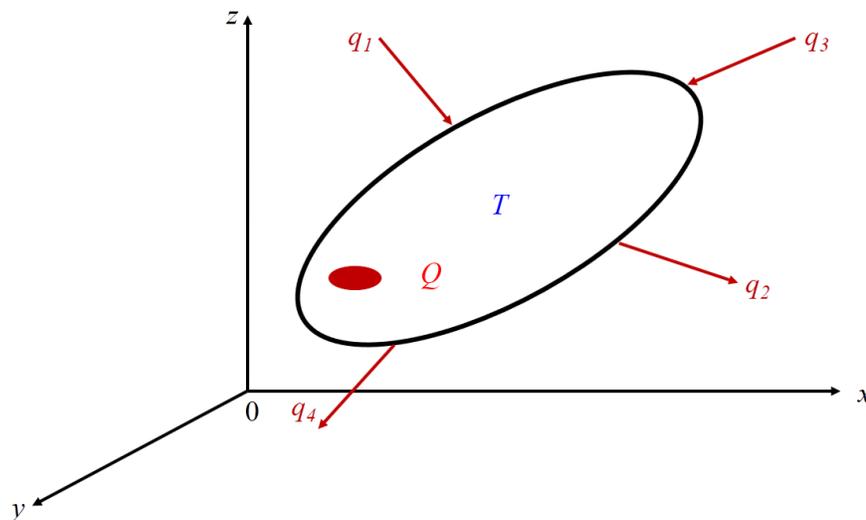


Figura 18. Sólido continuo con sistemas de coordenadas en x, y, z .

La Figura 19 muestra la discretización del sólido continuo en elementos tetraédricos.

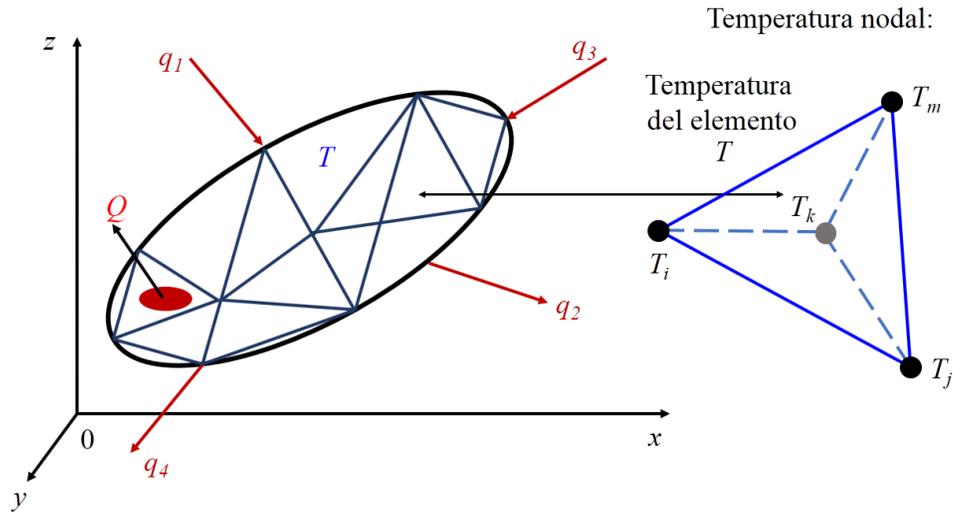


Figura 19. Discretización de un sólido continuo.

1.4.2. Condiciones de frontera

Para el desarrollo del método de elemento finito es necesario definir las condiciones del sistema a analizar.

S_1 , se define como la temperatura en los alrededores de la superficie del dominio.

$$T_s = T_1(x, y, z) \text{ en } S_1 \quad (46)$$

S_2 , se define como el flujo de calor en los alrededores de la superficie de dominio.

$$q_x n_x + q_y n_y + q_z n_z = -q_s \text{ en } S_2 \quad (47)$$

donde

n_x = coseno a la línea normal exterior en dirección al eje x

q_s = flujo de calor de la fuente externa alrededor del dominio

S_3 , definición de condiciones convectivas en los alrededores de la superficie de dominio.

$$q_x n_x + q_y n_y + q_z n_z = -h(T_s - T_f) \text{ en } S_2 \quad (48)$$

Condiciones iniciales:

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z) \quad (49)$$

1.4.3. Aproximación por variación

Este enfoque de resolución se basa en el cálculo de variaciones, que implica el uso de una función, esta función corresponde a la energía potencial en mecánica estructural.

En notación matricial, la ecuación del sistema global puede convertirse en:

$$[\mathbf{K}][\mathbf{u}] = [\mathbf{F}] \quad (50)$$

donde \mathbf{K} es la matriz de rigidez del sistema, \mathbf{u} es el vector de incógnitas y \mathbf{F} es el vector de carga. \mathbf{K} depender de \mathbf{u} , es decir, $\mathbf{K}=\mathbf{K}(\mathbf{u})$ y \mathbf{F} pueden depender del tiempo.

1.4.4. Aproximación directa de flujo de calor

Considerando para el caso en estado estable un flujo de calor que atraviesa un plano debido a un diferencial de temperatura (Figura 20).

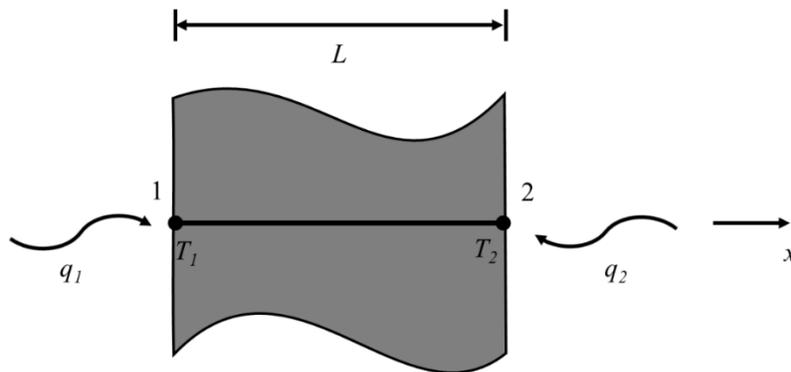


Figura 20. Flujo de calor en una dimensión.

De acuerdo con la ecuación de la Ley de Fourier (Ecuación 3), el flujo de calor por unidad de área en la dirección x se puede escribir como:

$$q = -kA \frac{dT}{dx} \quad (51)$$

Para k conductiva constante, la ecuación anterior se puede reescribir como:

$$q = -kA \frac{\Delta T}{L} \quad (52)$$

En la que $\Delta T = T_2 - T_1$ describe la pérdida de calor en un dominio L .

Para el balance de flujo de calor se requiere que:

$$q_2 = -q_1 \quad (53)$$

Como se muestra en la Figura 20, el flujo de calor entre los Nodos 1 y 2 se describe como:

$$q_1 = \frac{kA}{L} (T_1 - T_2) \quad (54)$$

$$q_2 = -\frac{kA}{L} (T_1 - T_2) \quad (55)$$

Las Ecuaciones 47 y 48 se combinan y se reescribe la ecuación en una matriz resultante

$$\frac{kA}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \end{Bmatrix} \rightarrow k^{(e)} T^{(e)} = q^{(e)} \quad (56)$$

donde

$T^{(e)}$ es el vector nodal de incógnitas para temperatura

$k^{(e)}$ y $q^{(e)}$ hacen referencia a las características de la matriz de rigidez y elementos

La ecuación que describe el proceso de convección en el elemento se describe en la siguiente ecuación:

$$hA \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_s \\ T_\infty \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \end{Bmatrix} \quad (57)$$

donde h se refiere al coeficiente de convección entre los nodos que integran la superficie del cuerpo T_s a una temperatura de referencia del fluido T_∞ y A es el área donde los elementos de convección actúan.

CAPÍTULO 2. METODOLOGÍA

2. Metodología

2.1. Materiales y soldadura

Se prepararon placas de aleación Inconel 718 (Ni-Cr) de 152 mm de longitud por 150 mm de ancho y 7.29 mm de espesor. La composición química del material se muestra en la *Tabla 3*.

Antes del proceso de soldadura, las placas se endurecieron por precipitación, debido a que es la condición típica de uso para la aleación Inconel 718. Las placas se trataron térmicamente mediante solubilización a 1065 ° C durante 1 hora, posteriormente envejecido a 720 ° C durante 8 horas y finalmente se enfriaron en el horno [5].

Tabla 3. Composición química de la aleación de Inconel 718 usado (% en peso)

Material	C	Cr	Fe	Mn	Ni	Mo	Ti	Al	Other
IN718*	0.05	18.3	19.34	0.08	52.7	2.9	1.03	0.58	5.02 Nb

* Determinado por espectroscopia óptica de emisión (OES).

Para el trabajo de soldadura se empleó el proceso de arco eléctrico con electrodo de tungsteno y gas de protección (GTAW), la composición del gas utilizado se muestra en la *Tabla 4*. El electrodo usado fue de tungsteno (W) con 2% de óxido de torio, de un diámetro de 1.58 mm.

Tabla 4. Composición del gas de protección para soldadura GTAW

Gas	% volumen
Hidrogeno	2.0
Bióxido de carbono	0.12
Helio	30
Argón	67.88

Los parámetros utilizados para depositar los cordones de soldadura se muestran en la Tabla 5. La Figura 21 muestra el sistema de riel utilizado para el desplazamiento de la antorcha GTAW.

Tabla 5. Parámetros de operación para soldadura GTAW de aleación Inconel 718

Parámetros	
Tipo de corriente	Corriente alterna
Velocidad de alimentación [mm s^{-1}]	169
Flujo de gas [$\text{m}^3 \text{h}^{-1}$]	52.2
Voltaje (V)	29
Corriente (I)	356
Velocidad de desplazamiento (v) [mm s^{-1}]	4
Calor de aporte por paso de soldadura [J mm^{-1}]	1806.7*
Eficiencia del proceso (η)	0.60

*Valores basados en experimentación previa [5].

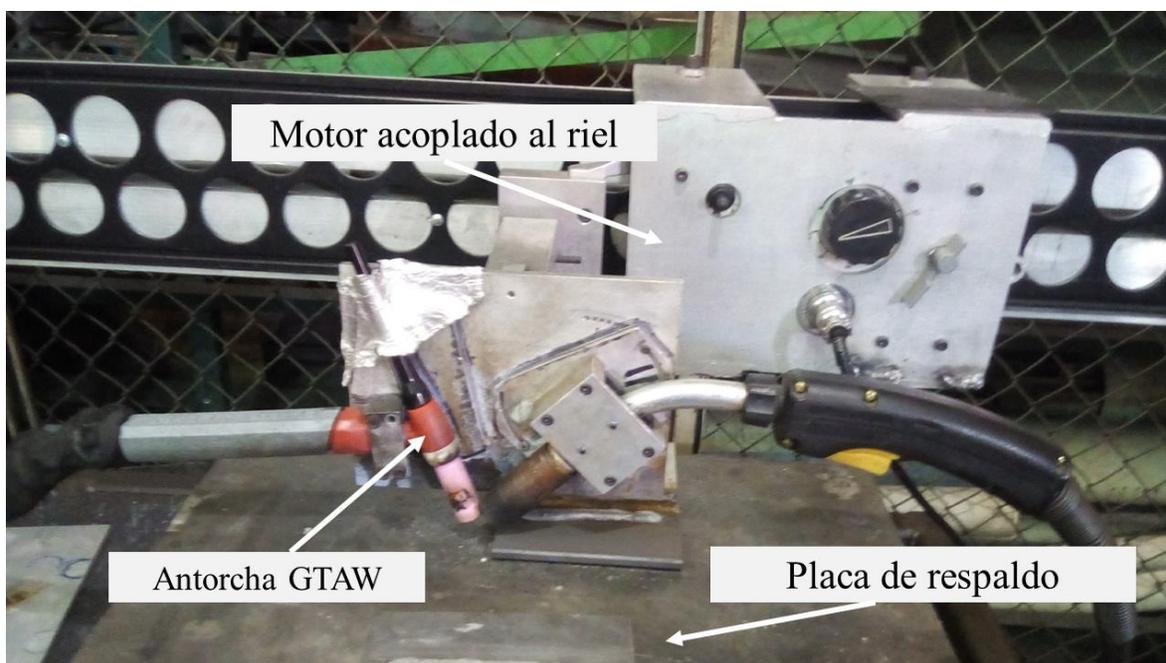


Figura 21. Sistema semiautomático del proceso de soldadura GTAW para la aplicación de soldadura sobre Inconel 718.

2.2. Características macro y microestructurales de los depósitos de soldadura

Perfiles transversales de las placas soldadas de la aleación de Inconel 718 fueron cortados, pulidos hasta acabado espejo y sometidos a ataque químico por inmersión. La composición del reactivo de ataque utilizada para revelar la micro y macroestructura fue: 8 ml de HCl, 5 ml de CH₃-COOH y 5 ml de HNO₃. Un microscopio óptico fue utilizado para analizar la microestructura del material base y los depósitos de soldadura.

2.3. Medición de dureza

Se realizaron mediciones de microdureza Vickers en el perfil transversal al cordón de soldadura utilizando un equipo Wilson modelo Tukon 1102. Las indentaciones fueron realizadas en la superficie del perfil de soldadura con terminado pulido a espejo, aplicando una carga de 0.2 kg durante 15 segundos, la distribución de indentaciones se muestra en la Figura 22 a través de un mallado virtual.

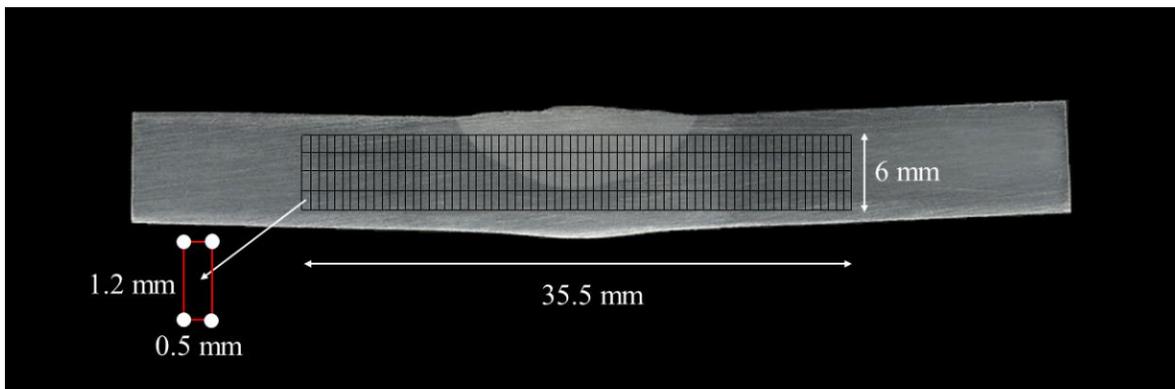


Figura 22. Mallado virtual para la medición de microdureza en perfil transversal de la soldadura de Inconel 718.

2.4. Medición de temperatura durante la soldadura

Se utilizaron termopares tipo K, los cuales son adecuados para la medición de temperatura por debajo de 1300 °C. La Figura 23 muestra la ubicación de los termopares. Estos sensores se colocaron en contacto directo con la superficie de las placas a una distancia de 7.7, 10, 10.5 y 13 mm del centro de la placa (Tabla 6). La señal de temperatura se adquirió con una tarjeta de adquisición de datos conectada directamente a los termopares con una frecuencia de adquisición de 100 Hz, estas señales se procesaron usando un programa elaborado en LabVIEW.

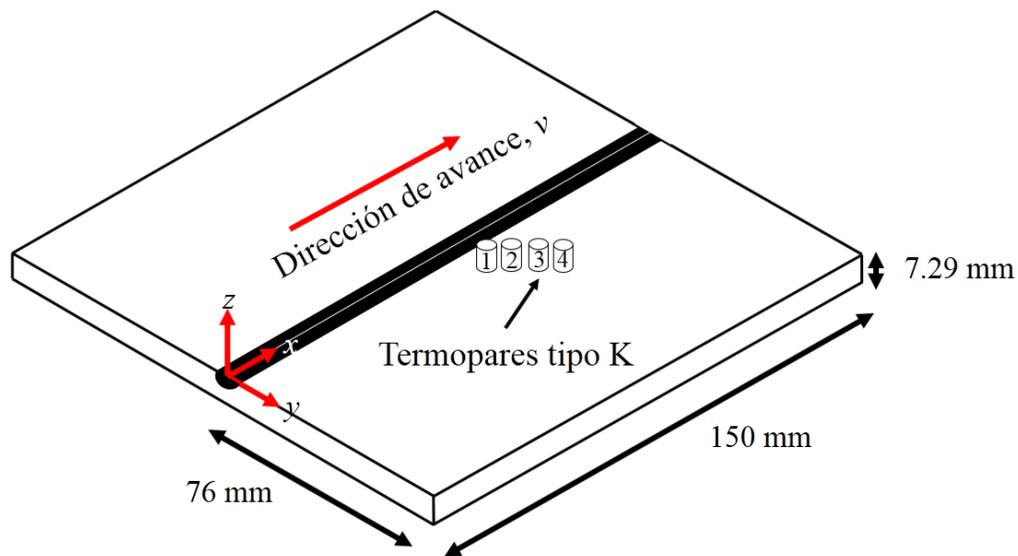


Figura 23. Posición de termopares en la placa de Inconel 718.

Tabla 6. Ubicación de termopares en placa de Inconel 718

Número de termopar	z (mm)	x (mm)
1	75	7.7
2	78	10
3	81	10.5
4	84	13

2.5. Simulación numérica del fenómeno térmico del proceso de soldadura empleando elemento finito

El programa de simulación por elemento finito utilizado para la solución del problema térmico del proceso de soldadura GTAW sobre una placa de Inconel 718 se realizó empleando ANSYS APDL 19.0 ® versión académica.

2.5.1. Características geométricas del modelo

Considerando que la entrada de calor durante el proceso de soldadura produce una distribución térmica homogénea (condiciones de simetría), solamente se consideró la mitad del modelo real, teniendo como ventaja ahorro de recursos computacionales.

2.5.2. Selección del tipo de elemento para el proceso de discretización

Las consideraciones para la selección del tipo de elemento a utilizar para el proceso de discretización de la placa fueron los siguientes:

- El fenómeno que rige el problema de proceso de soldadura es un fenómeno térmico,
- Se considera el efecto convectivo y conductivo del proceso de soldadura,
- El modelado geométrico se realizó en tres dimensiones,
- Se consideró un análisis térmico transiente para representar el fenómeno de inicio y fin del paso de la fuente de calor sobre la placa de Inconel 718,
- La simulación de la fuente de calor en movimiento se llevó a cabo a partir de la aplicación de flujo de calor en las áreas correspondientes.
- No se considera la pérdida de calor por efecto de cambios de fase en el material.

En la Figura 24 se muestra el elemento seleccionado para llevar a cabo el proceso de discretización de la placa (SOLID 278 de APDL 19.0 ® versión académica), el cual es un elemento sólido hexaédrico que consta de ocho nodos, con la variable de temperatura como grado de libertad, para estado transiente.

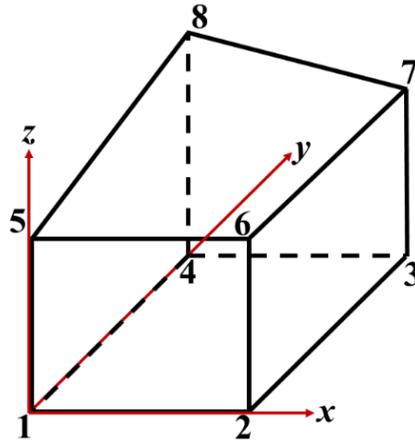


Figura 24. Elemento sólido hexaédrico de ocho nodos (SOLID 278).

A partir de los datos obtenidos de la distribución de microdurezas en el perfil de soldadura de la placa de Inconel 718 es posible definir las dimensiones aproximadas de la zona de fusión y la zona afectada térmicamente, posteriormente con la finalidad de obtener un mejor cálculo de la distribución de temperatura en dichas zonas, se realizó un refinado de malla (81,000 elementos y 624,000 nodos) como se muestra en la Figura 25.

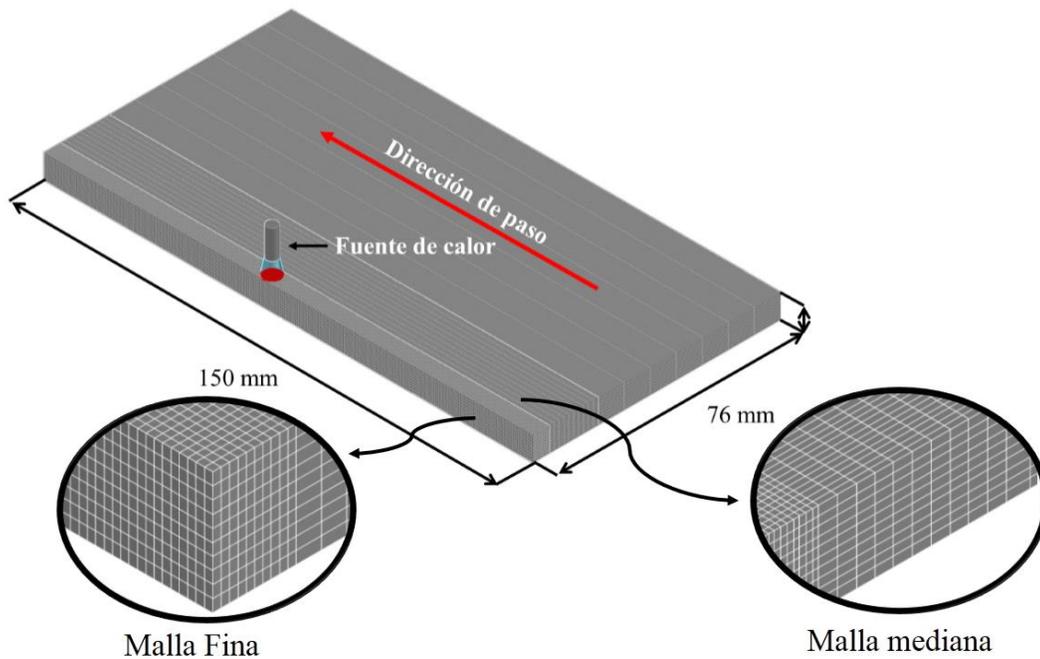


Figura 25. Mallado en tres dimensiones usado para el análisis térmico transiente.

2.5.3. Definición de propiedades térmicas

El análisis transiente determina el gradiente de temperatura y otras variables térmicas con respecto al tiempo, para ello se requiere añadir el historial de las propiedades térmicas del Inconel 718 con respecto a un rango de temperaturas. Las propiedades térmicas del material usadas para el análisis se muestran en la Tabla 2.

2.5.4. Determinación de condiciones de frontera

En la Figura 26 se muestran las condiciones de frontera determinadas para la mitad de la placa simulada de Inconel 718.

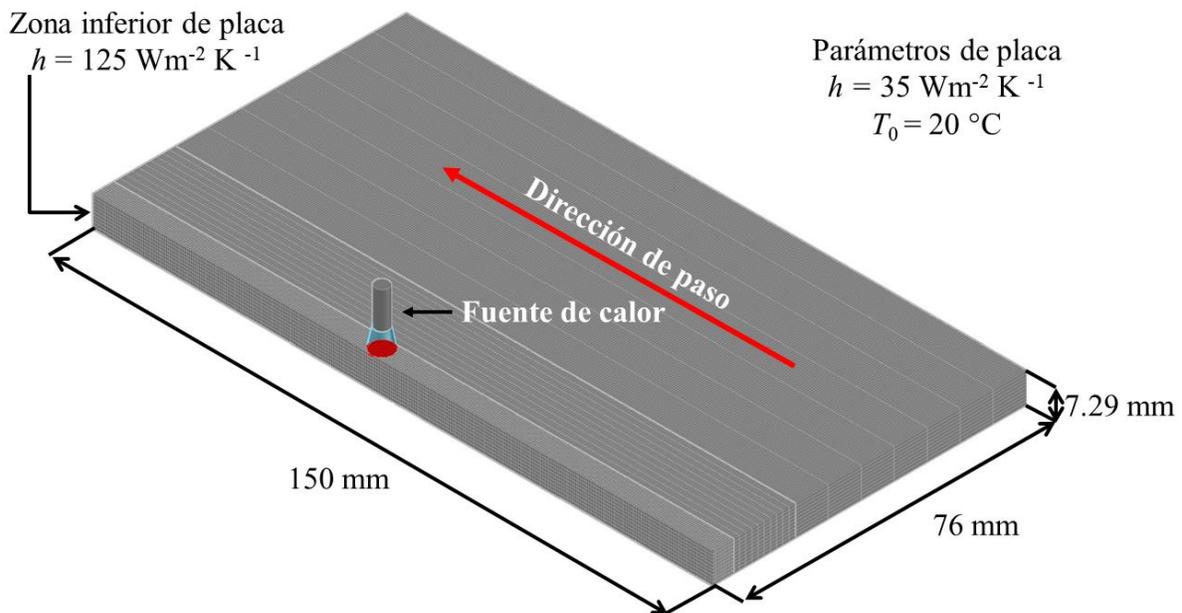


Figura 26. Condiciones de frontera para la placa de Inconel 718.

Considerando una temperatura inicial de $20 \text{ }^\circ\text{C}$ y empleando la ecuación de coeficiente convectivo (h), se determinó para las áreas de la placa en contacto con el ambiente un h de $35 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. La placa de Inconel 718 se colocó sobre una placa de respaldo de acero la cual actúa como un sumidero de calor; para el área en contacto con la placa de respaldo se

determinó un h de $125 \text{ W m}^{-2}\text{K}^{-1}$. Los valores calculados para el coeficiente convectivo se compararon con datos experimentales de trabajos similares [5, 16].

Debido a restricciones del tipo de elemento utilizado para el proceso de simulación, la aplicación del coeficiente convectivo en el área afectada por la fuente de calor no puede ser aplicada instantáneamente en cada elemento posterior al paso de la fuente de calor, por lo que se realizó la aplicación del coeficiente convectivo hasta que la fuente de calor termina su paso por la placa.

2.5.5. Definición de pasos de carga

Considerando los parámetros de operación de soldadura del proceso GTAW y un valor de 7.7 mm para el radio efectivo de la zona de fusión (a). Se calculo la distribución de calor aportado por la fuente de calor durante cada paso. A partir de la Ecuación 1 se determinó que el calor aportado en cada paso soldadura ($x=0$) fue de 6194 W. La Figura 27a muestra la distribución de calor para el modelo de Gauss (Ecuación 31) y la Figura 27b el modelo de la doble elipse (Ecuación 44 y 45).

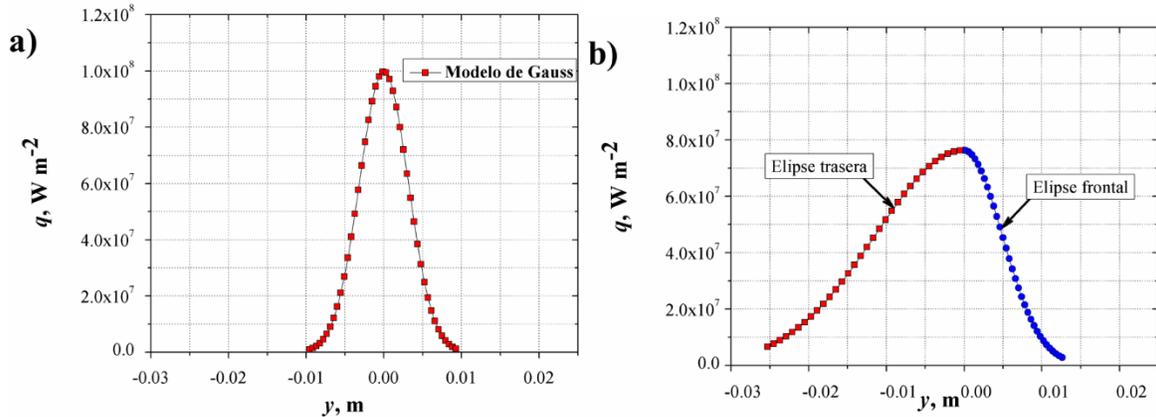


Figura 27. Distribución de calor a) Gauss y b) doble elipse.

Las dos diferentes distribuciones de calor definieron la cantidad de energía aplicada en el área de cada elemento de la zona de fusión (Figura 28), se realizó la programación en ciclo con la finalidad de repetir la distribución del calor en cada paso de la fuente de calor por toda la sección longitudinal de la placa.

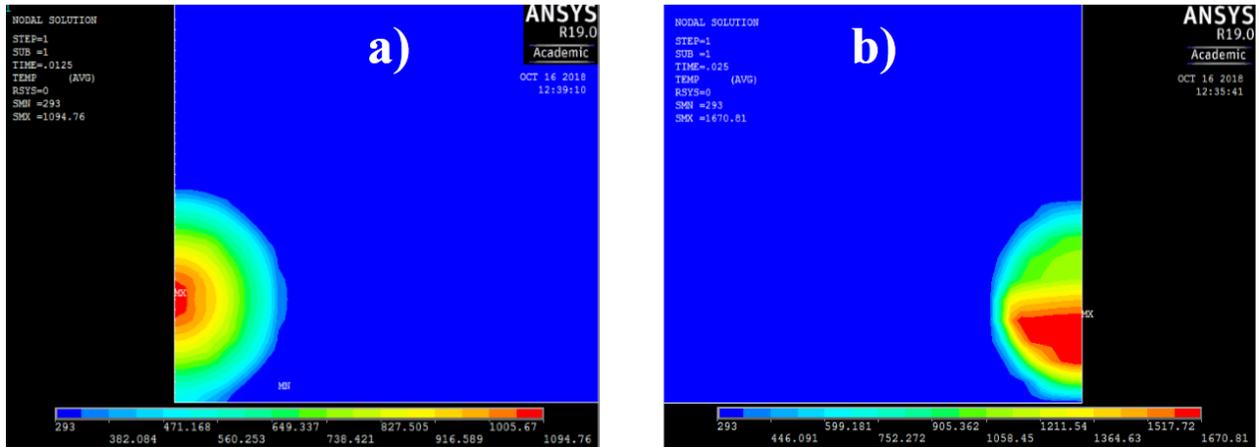


Figura 28. Distribución de flujo de calor en los modelos de simulación por elemento finito
a) Gauss y b) doble elipse.

Posterior al paso de la fuente de calor, se programó un ciclo para simular el enfriamiento de la placa hasta un tiempo de 450 segundos.

Se determinó el rango en el que el proceso de soldadura presenta un estado pseudo-estacionario a partir de los modelos de simulación de Gauss y de doble elipse, Figura 29. A partir de esta información se definió la distancia de referencia para la recolección de datos tanto de simulación como el corte de la sección transversal de la placa soldada.

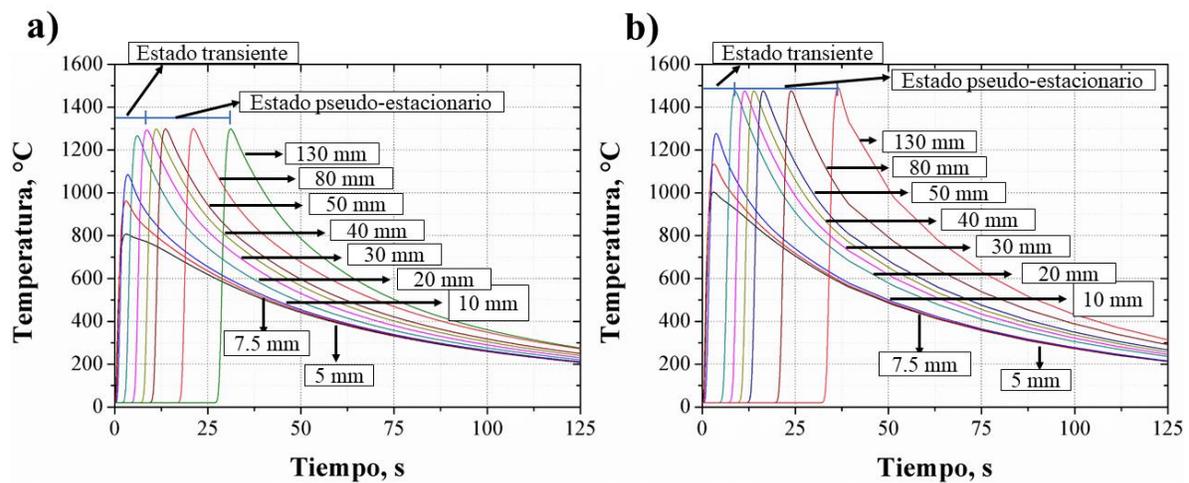


Figura 29. Determinación del estado transiente y pseudo-estacionario en los modelos por elemento finito, a) modelo de Gauss y b) modelo de doble elipse.

CAPÍTULO 3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Características macro y microestructurales de los depósitos de soldadura

La Figura 30 muestra las características microestructurales del material base. Se observó una matriz austenítica γ con granos equiaxiales y la presencia de maclas. Las maclas de recocido son muy comunes en materiales con estructura cristalográfica FCC [17].

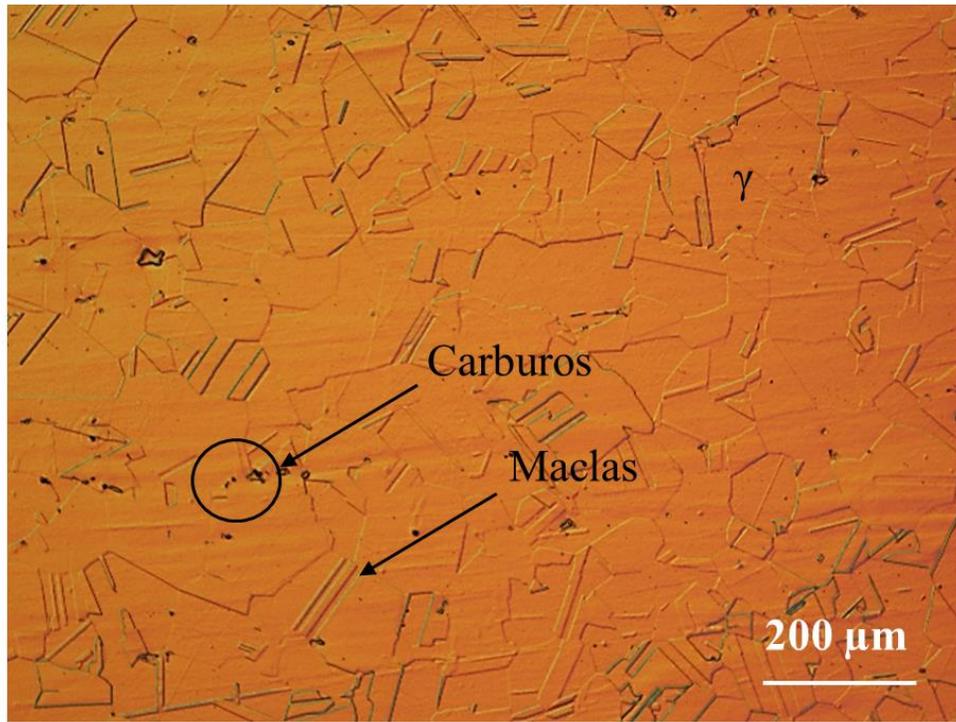


Figura 30. Microestructura de la zona del material base del perfil transversal de soldadura en placas de Inconel 718.

La Figura 31a muestra la macrografía del perfil de soldadura. Como se puede observar, se obtuvo una penetración parcial y es posible identificar la zona de fusión, la zona afectada térmicamente y el material base.

La Figura 31b y c muestran los resultados de distribución de temperaturas en estado pseudo-estacionario obtenidos por simulación numérica, aplicando el modelo de Gauss y el modelo de doble elipse respectivamente.

A partir de la Figura 31 se puede observar la delimitación de las dimensiones en la zona de fusión por las isoterma a 1336 °C y 1226 °C las cuales corresponden a los rangos de temperatura de fusión y solidificación respectivamente, así como la zona afectada térmicamente delimitada por la isoterma a 675 °C, la cual representa al rango de temperatura en el que se produce el engrosamiento de la fase γ ". Se observa una mayor correlación entre los resultados experimentales y los obtenidos a partir del modelo de la doble elipse.

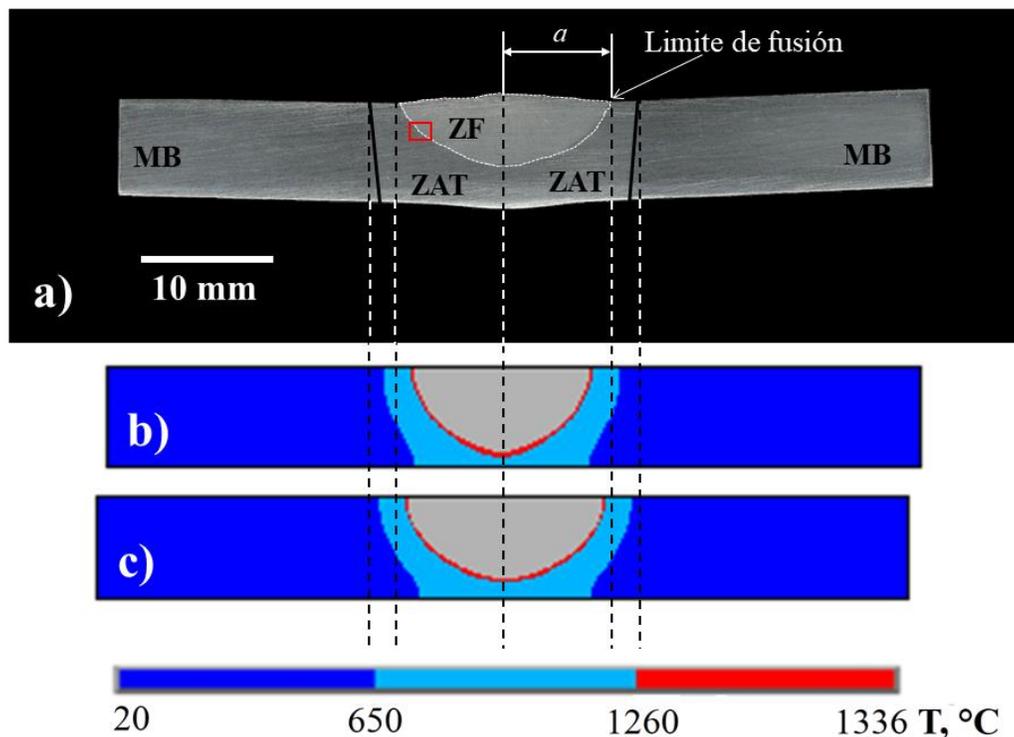


Figura 31. a) Macroestructura del depósito de soldadura de Inconel 718, b) distribución de temperatura determinada por simulación numérica empleando el modelo de Gauss y c) distribución de temperatura determinada por simulación numérica empleando el modelo de doble elipse

La Figura 32 muestra las características microestructurales de la zona marcada con un rectángulo en la Figura 31. Es posible observar la fusión parcial de granos los cuales producen el característico crecimiento de grano epitaxial, así como una estructura columnar detrítica competitiva en la zona de fusión. Adicionalmente se observa el fenómeno de licuación en los granos localizados en la ZAT, estos pueden ser sitios de nucleación y propagación de grietas. En este sentido Naffakh [10] muestra que el fenómeno de licuación en la aleación de Inconel 718 toma lugar en los espacios intergranulares de la ZAT debido a precipitados de γ'' -Ni₃Nb, δ -Ni₃Nb e intermetalicos de Nb enriquecidos que se encuentran en las regiones licuadas.

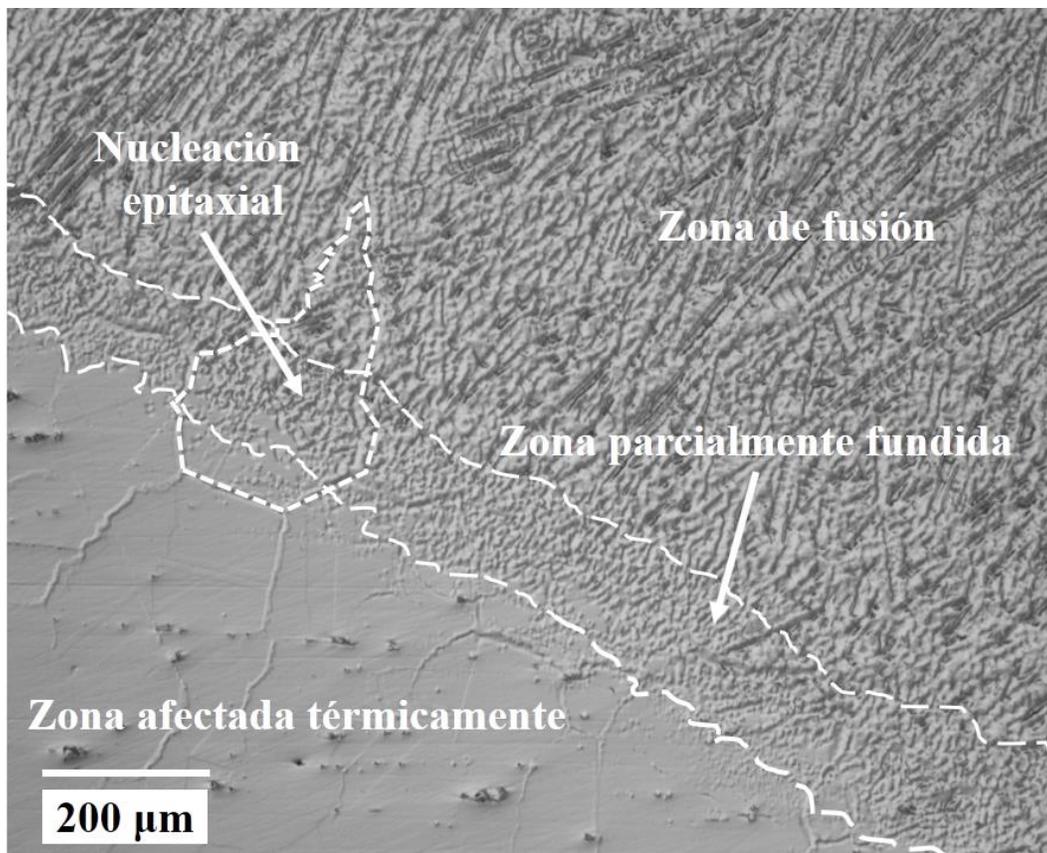


Figura 32. Metalografía de la interfase de la zona de fusión y la zona afectada térmicamente del perfil transversal de soldadura en placas de Inconel 718.

La Figura 33 muestra el direccionamiento hacia la zona de mayor concentración calor generado por la fuente de calor de la estructura columnar detrítica competitiva en la zona de fusión.

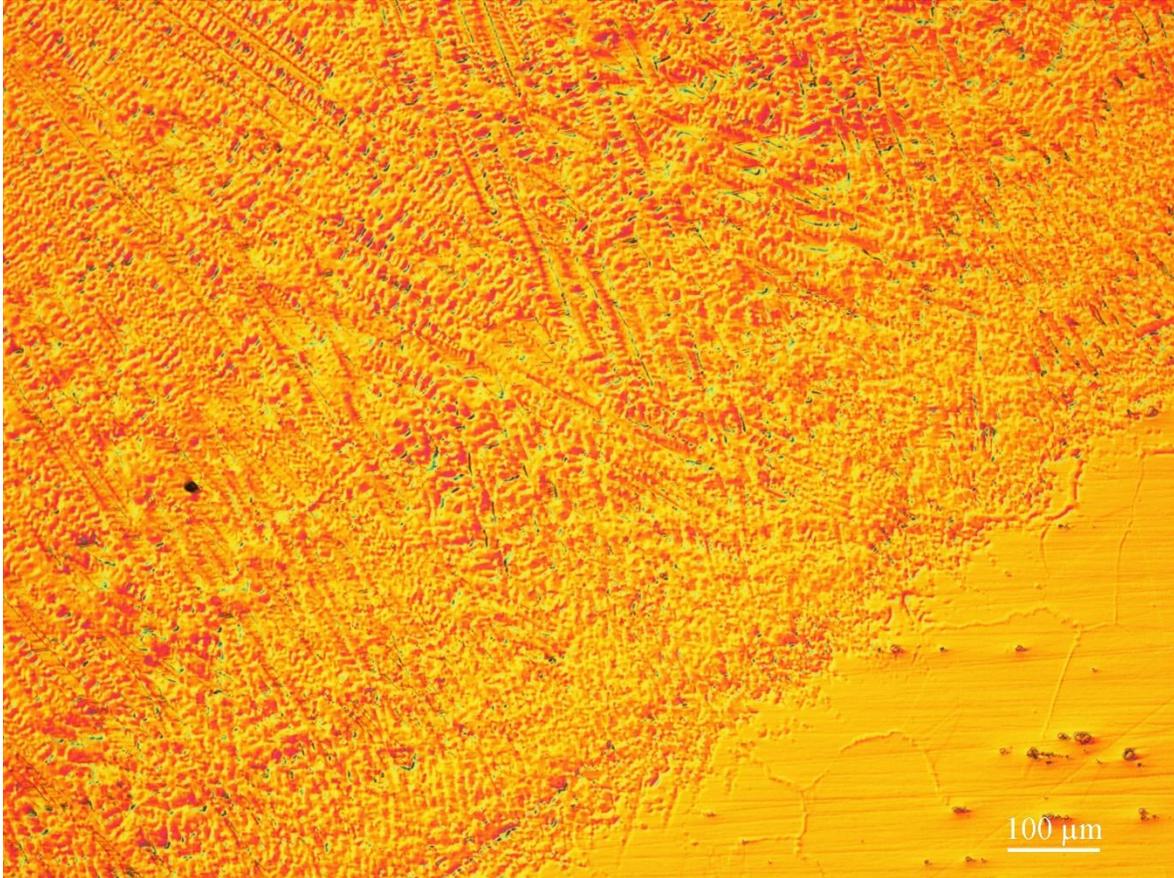


Figura 33. Metalografía de la zona de fusión del perfil de soldadura en placa de Inconel 718.

3.2. Medición de dureza

El efecto del calor aplicado por el proceso de soldadura se puede observar a través de la medición de microdureza (Figura 34).

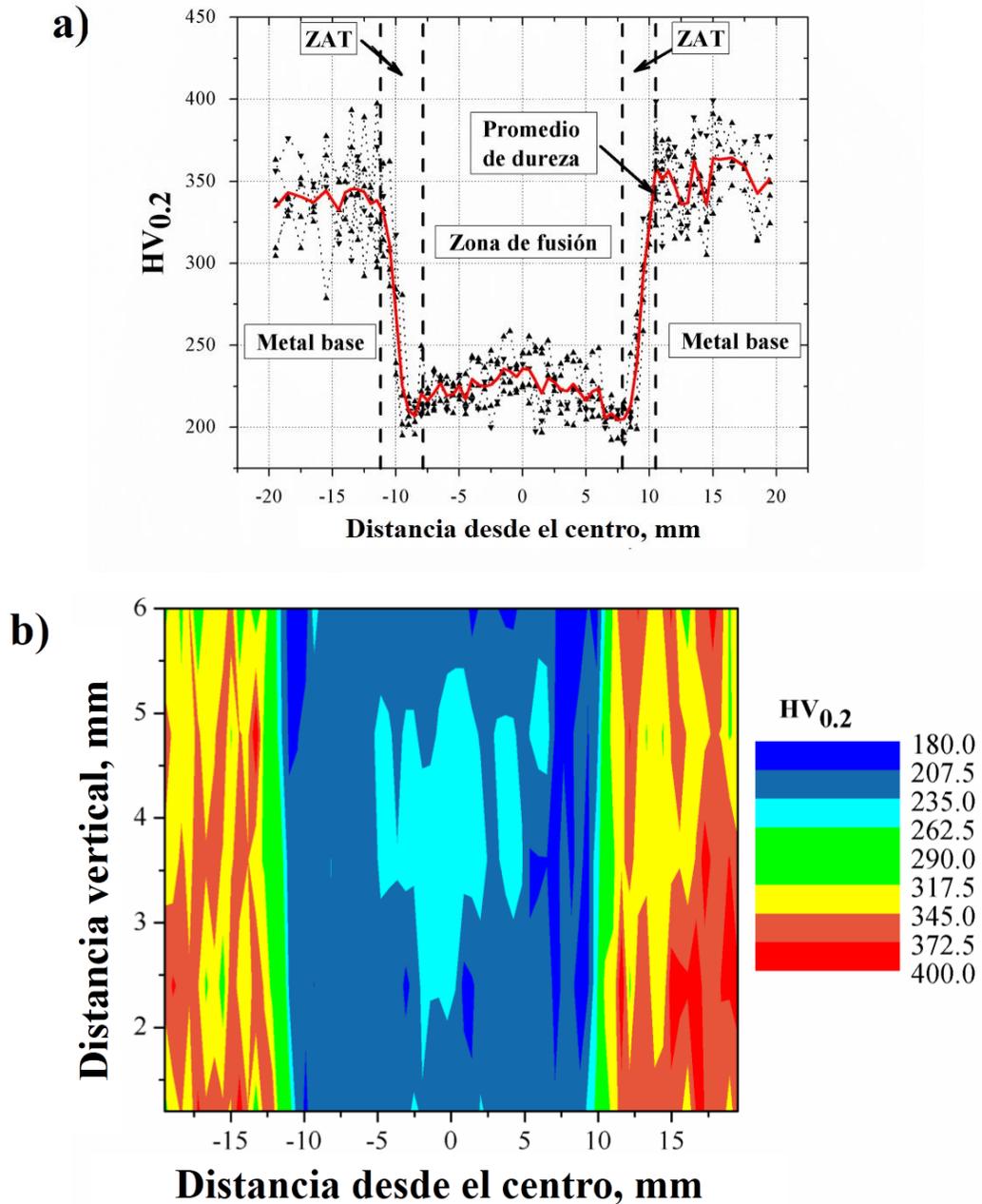


Figura 34. Distribución de microdurezas en el perfil de soldadura mostrado en la figura 17a, a) perfil promedio de microdurezas y b) mapeo de microdurezas.

A partir de las variaciones de dureza de la Figura 34a es posible identificar tres zonas diferentes (ZF, ZAT y BM) en el perfil de soldadura.

Tanto en la zona de fusión ($\sim 240 \text{ HV}_{0.2}$), como en la zona afectada térmicamente ($\sim 200 \text{ HV}_{0.2}$) se observa un descenso de dureza con respecto al material base ($\sim 350 \text{ HV}_{0.2}$).

Se puede estimar que el ancho de la zona de fusión fue de 15 mm aproximadamente, y las zonas afectadas térmicamente tienen un tamaño cercano a 25 mm a partir de la interface de la zona de fusión.

En el caso de la zona de fusión la tendencia a incrementar la dureza con respecto a la ZAT es debido principalmente a la solución sólida con contenidos de Ni y Nb, la cual tiene un radio atómico similar a la matriz de níquel [2]. En contraste la disminución de dureza el ZAT es causada por la heterogeneidad del proceso de solidificación de la fase γ' en la matriz de níquel, así como la presencia de precipitados de la fase δ [6].

3.3. Ciclos térmicos de soldadura

La Figura 35 muestra una comparación entre comportamiento de los diferentes ciclos térmicos obtenidos experimentalmente (Figura 35a), analíticamente (Figura 35b y c) y numéricamente (Figura 35d y e).

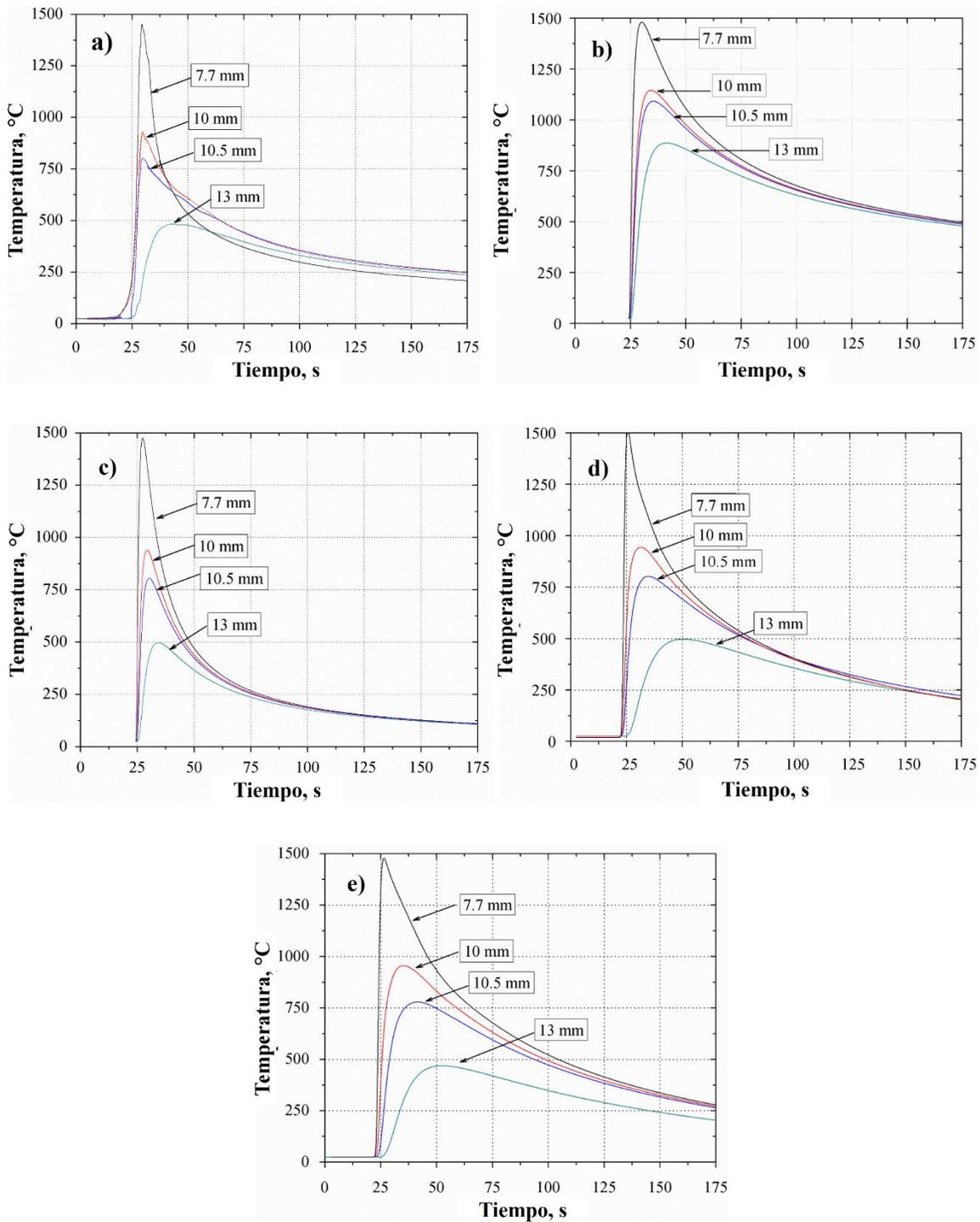


Figura 35. Ciclos térmicos de soldadura para diferentes distancias desde el centro del cordón de soldadura, a) experimental, b) analítica placa delgada, c) analítica placa gruesa, d) simulación gaussiana y e) simulación de doble elipse.

La Figura 35a presenta los ciclos térmicos de soldadura determinados experimentalmente, así como mediante modelos analíticos y simulación numérica. Se puede observar que los resultados analíticos y numéricos tienen un comportamiento similar, las temperaturas máximas muestran una aproximación aceptable en relación con los resultados experimentales (Tabla 7).

Tabla 7. Picos de temperatura obtenidos de los ciclos de soldadura, °C

Distancia desde el centro de soldadura (mm)	Experimental	Simulación		Analítica
		Gauss	Doble elipse	
7.7	1452	1497	1479	1458
10	933	930	956	939
10.50	800	805	779	805
13	484	497	469	497

Los resultados reportados en la Tabla 7 indican que dentro de los 10.5 mm de distancia a partir de centro del cordón de soldadura, la placa alcanza en todos los casos valores de temperatura superiores a 675 °C, lo que indica una transformación microestructural inminente en la ZAT y consecuentemente una disminución de la dureza.

La temperatura pico para el termopar a 7.7 mm alcanzó aproximadamente 1452 °C, la cual es un rango de temperatura mayor a la temperatura de solubilización reportada para esta aleación (~110 °C) [2, 6, 9]. Considerando los rangos de no-equilibrio durante el enfriamiento, se puede esperar una transformación localizada en la ZAT. Esta puede ser deducida considerando que los cambios microestructurales en la ZAT se deben a la transformación de precipitados de γ'' a γ , así como la transformación de la fase δ (Ni_3Nb ortorrómbico) a temperaturas superiores a 675 °C causando una importante reducción de resistencia mecánica [6].

3.4. Transformación microestructural generado por los ciclos térmicos de soldadura

Las transformaciones microestructurales para la aleación Inconel 718 se pueden observar en la curva de transformación enfriamiento continuo (curva CCT) que se muestra en la Figura 36 [2]. Para analizar el cambio microestructural de los precipitados γ'' generados por el proceso de soldadura, los ciclos térmicos de enfriamiento determinados experimentalmente fueron correlacionadas con la curva CCT [4]. De acuerdo con la Figura 36, es posible observar que la velocidad de enfriamiento a 7.7 mm atraviesa la curva C, formando las fases de transición Laves, δ y MC. Además, se puede observar que aproximadamente a 11 mm las velocidades de enfriamiento están cerca de la nariz de la curva C, lo que indica la transición final de la fase γ' . Tales características corresponden a los resultados reportados por Cortés et al. [5].

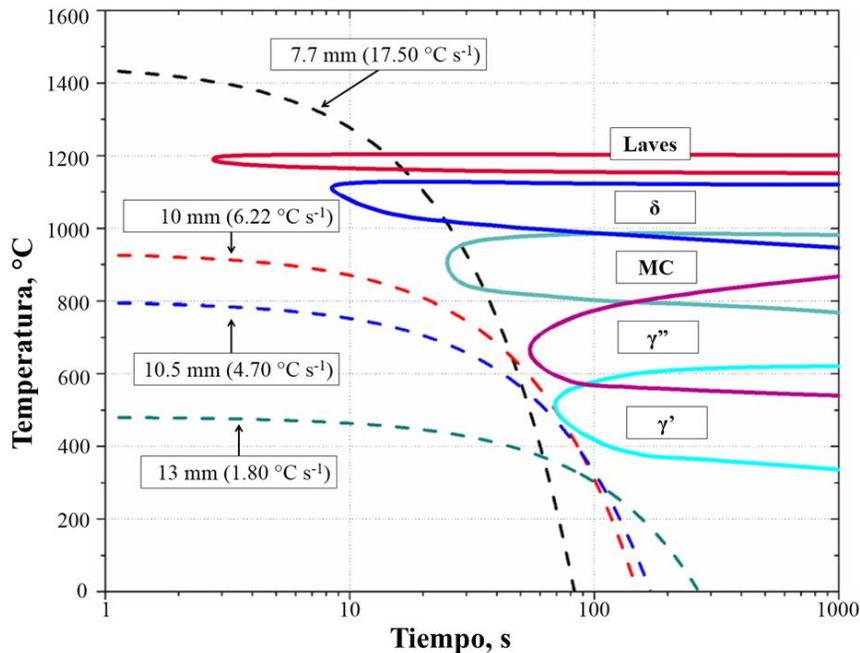


Figura 36. Correlación entre el diagrama de transformación de enfriamiento continuo para la aleación Inconel 718 [4] y la rapidez de enfriamiento a partir de los ciclos térmicos experimentales de soldadura.

Finalmente, se realizó una comparación entre las isothermas del modelo analítico, el modelo de simulación por Gauss y doble elipse. La Figura 37 relaciona las isothermas analíticas y las obtenidas a partir de la distribución de Gauss, el tamaño de las isothermas es mayor tanto en el ancho como en largo a los obtenidos analíticamente esto se debe a que la distribución real en el proceso de soldadura de la aleación de Inconel 718 del flujo de calor no tiene un comportamiento uniforme en la zona frontal y la zona trasera a la fuente de calor. Generando un error acumulado en la aproximación dimensional de las isothermas.

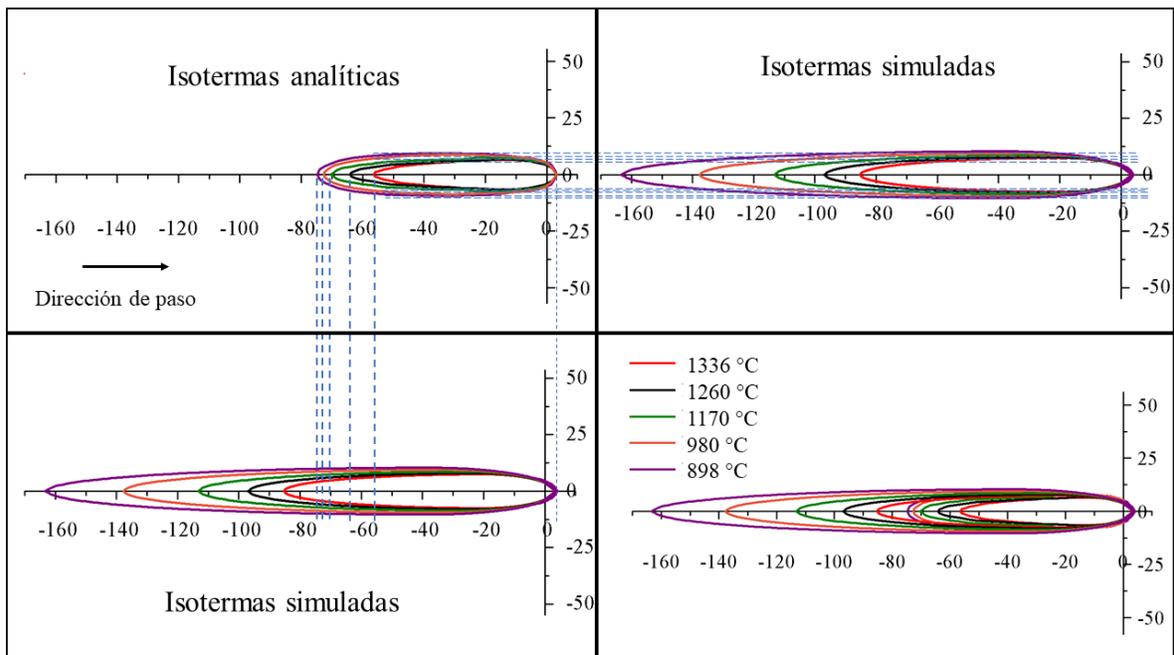


Figura 37. Relación entre las isothermas analíticas y los resultados de simulación por distribución de Gauss.

Por otro lado, como se ve en la Figura 38, el ancho de las isothermas analíticas y simuladas presentan una buena aproximación. Sin embargo, se ha encontrado una discrepancia con respecto a la longitud. Este inconveniente puede atribuirse al hecho de que los modelos analíticos tradicionales no tienen en cuenta la conducción de transferencia de calor generada durante el desplazamiento de la fuente de calor. Es decir, la condición pseudo-estable. En contraste, el modelo de elementos finitos considera la conducción de calor transitoria durante

la soldadura (efecto de conducción donde se considera la posición previa de la fuente de calor), así como el efecto convectivo, produciendo una diferencia importante en la longitud de las isotermas de soldadura.

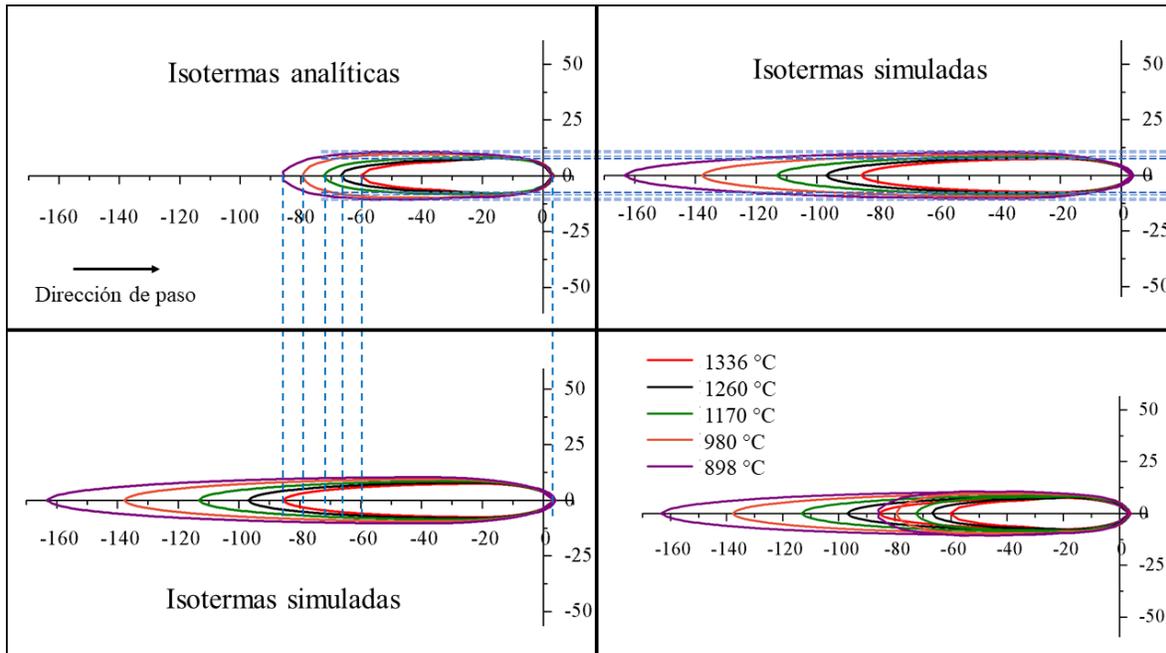


Figura 38. Relación entre las isotermas analíticas y los resultados de simulación por distribución de doble elipse.

CONCLUSIONES

De acuerdo con las características microestructurales del perfil de soldadura, es posible determinar una aproximación cercana de la zona blanda. Este aspecto ha sido corroborado por las mediciones de micro dureza (perfil y mapa) que muestran que el límite de FZ está ubicado a 7.3 mm del centro del cordón de soldadura y el límite de HAZ está ubicado a 10.3 mm del centro del cordón de soldadura.

La comparación entre los resultados por el método de elemento finito del modelo de Gauss y de doble elipse se validó mediante ciclos experimentales de soldadura. El modelo de doble elipse presentó una mejor aproximación considerando los valores máximos de temperatura, así como un ancho similar de las isothermas. Sin embargo, el ciclo de enfriamiento no tuvo una relación adecuada con la medida experimental, esto se debe tanto al modelo de simulación como a la disipación de calor causada por la placa de respaldo en la que se deposita la soldadura. Los resultados obtenidos de los factores previamente mencionados para el modelo de Gauss mostraron mayores variaciones (por arriba del 10%).

Debido a que el aporte de calor no fue suficiente para obtener una penetración completa, se aplicó un modelo de placa gruesa Rosenthal logrando que los valores máximos de temperatura fueran cercanos a los experimentales pero los ciclos de enfriamiento tuvieron una discrepancia (~ 15% a ~ 35%).

La evaluación de los ciclos térmicos y la distribución de la microdureza revela que las propiedades mecánicas se reducen severamente por la reversión de la precipitación de las fases γ' y γ'' en la ZAT. La existencia de fase laves y fase δ se corroboró con una comparación entre las curvas CCT en un diagrama de transformación de enfriamiento continuo y ciclos térmicos experimentales.

RECOMENDACIONES

- En este proyecto no se contempló el cálculo del desplazamiento de la placa de Inconel 718 posterior al proceso de soldadura, lo que afectó en la exactitud de los resultados finales debido a que en este tipo de procesos térmicos es común que se presente pandeo y, por lo tanto, la configuración experimental es menos adecuada para la validación de los modelos. En este contexto, los autores están trabajando para ampliar el análisis para un trabajo futuro, teniendo en cuenta un ajuste al modelo matemático para obtener una mayor precisión.
- El contemplar el efecto convectivo posterior al paso de la fuente de calor en el proceso de simulación mejoraría la exactitud de la longitud de las isothermas presentes en el proceso.
- La selección de la geometría para realizar la discretización del modelo sólido a analizar es importante, en el de las placas utilizadas al ser de geometría regular no se presentó problemas para lograr uniformidad, pero en el caso en donde las placas simuladas presente una preparación de junta se debe realizar una combinación de geometrías.
- El uso de herramientas como los programas de simulación son una gran oportunidad para predecir efectos en el material, pero estos siempre deben ser evaluados mediante experimentación.

TRABAJO A FUTURO

- Aplicación de la metodología desarrollada en este proyecto para evaluar el efecto del proceso de soldadura GTAW en otro tipo de aleaciones base níquel y base aluminio.
- Desarrollo de un proceso de simulación por el método de elemento finito considerando el efecto de convección posterior al paso de la fuente de calor.
- Desarrollo de un análisis térmico y mecánico acoplado del proceso de soldadura para determinar los efectos en los esfuerzos residuales del material.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

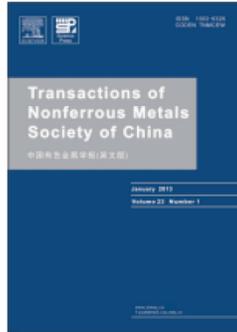
- [1] N. DuPont, C. Lippold y S. Kiser, *Welding Metallurgy and Weldability of Nickel Based Alloys*, Hoboken: John Wiley & Sons, Inc, 2009.
- [2] J. Davis, «Introduction to Nickel and Nickel Alloys,» de *Nickel, Cobalt, and Their Alloys*, vol. VI, ASM International, 2000, pp. 19-53.
- [3] K. C. Mills, «Recommended Values of Thermophysical Properties for Selected Commercial Alloys,» Woodhead Publishing, 2002.
- [4] G. F. Vander Voort, Ed., «Inconel 718,» de *Atlas of Time-Temperature Diagrams for Nonferrous Alloys*, ASM International, 1991, pp. 173-220.
- [5] R. Cortés, E. R. Barragán, V. H. López, R. R. Ambriz y D. Jaramillo, «Mechanical properties of Inconel 718 welds performed by gas tungsten arc welding,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 94, pp. 3949-3961, 2017.
- [6] A. Mortezaie y M. Shamanian, «An assessment of microstructure, mechanical properties and corrosion resistance of dissimilar welds between Inconel 718 and 310S austenitic stainless steel,» *Int. J. Press. Vessel.*, vol. 116, pp. 37-46, 2014.
- [7] N. Taheri, H. Naffakh y M. A. Maley, «New procedure for refurbishment of power plant Superalloy 617 by pulsed Nd:YAG laser process,» *Optics & Laser Technology*, vol. 91, pp. 71-79, 2017.
- [8] R. W. Messler, *Principles of Welding*, NY: John Wiley & Sons, Inc, 1999.
- [9] J. F. Radavich, «The Physical Metallurgy of Cast and Wrought Alloy 718,» *The Minerals, Metals & Materials Society*, pp. 229-240, 1989.
- [10] N. Naffakh, M. Aboutalebi, S. H. Seyedein y C. Mapelli, «Microstructural, mechanical and weldability assessments of the dissimilar welds between γ' - And γ'' -strengthened nickel-base superalloys,» *Materials Characterization*, vol. 8, pp. 41-49, 2013.
- [11] S. Kou, *Welding Metallurgy*, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2003.
- [12] Ø. Grong, *Metallurgical modelling of welding*, Cambridge: Institute of Materials, 1997.
- [13] J. Goldak, A. Chakravarti y M. Bibby, «A new finite element model for welding heat sources,» *Metall. Trans. B*, vol. 15, pp. 299-305, 1984.

- [14] V. Pavelic, R. Tanbakuchi, O. A. Uyehara y P. S. Myers, «Experimental and Computer Temperature Histories in Gas Tungsten-Arc Welding Thin Plates,» *Journal, Research Supplement*, vol. 48, pp. 295s-305s, 1969.
- [15] E. Friemand, «Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method,» *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 97, p. 206, 1975.
- [16] A. Lundback, H. Alberg y P. Henrikson, «Simulation and validation of TIG-welding and post weld heat treatment of an Inconel 718 plate,» *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*, pp. 683-696, 2005.
- [17] S. Mahanjan, C. S. Pande, M. A. Imam y B. B. Rath, «Formation of annealing twins in f.c.c. crystals,» *Acta Mater*, pp. 2633-2638, 1997.
- [18] D. Rosenthal, «The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments,» *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, vol. 68, pp. 849-866, 1946.
- [19] P. S. Myers, O. A. Uyehara y G. L. Borman, «Fundamentals of heat flow in welding,» *Welding Research Council Bulletin*, vol. 123, pp. 1-46, 1967.
- [20] S. Kou, «Simulation of heat flow during the welding of thin plates,» *Metallurgical Transactions A*, vol. 12, pp. 2025-2030, 1981.
- [21] S. Kou, T. Kanevsky y S. Fyfitch, «Welding thin plates of aluminum alloys-A quantitative heat-flow analysis,» *Welding thin plates of aluminum alloys-A quantitative heat-flow analysis*, vol. 61, pp. 175-181, 1982.
- [22] V. J. Papazoglou y K. Masubuchi, «Numerical analysis of thermal stresses during welding including phase transformation effects,» *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 104, pp. 198-203, 1982.
- [23] J. A. Free y R. F. Porter Goff, «Predicting residual stresses in multi-pass weldments with the finite element method,» *Computers and Structures*, vol. 32, pp. 365-378, 1989.
- [24] B. Josefson, «Prediction of Residual Stresses and Distortions in Welded Structures,» *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, vol. 115, pp. 52-57, 1993.
- [25] B. Brickstad y B. L. Josefson, «A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 75, pp. 11-25, 1998.
- [26] A. Anca, A. Cardona, J. Risso y V. D. Fachinotti, «Finite element modeling of welding processes,» *Applied Mathematical Modelling*, vol. 35, pp. 688-707, 2011.

- [27] C. Gómora, R. R. Ambriz , F. F. Curiel y D. Jaramillo , «Heat distribution in welds of a 6061-T6 aluminum alloy obtained by modified indirect electric arc,» *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 62, pp. 433-441, 2017.
- [28] T. W. Eagar y N. S. Tsai, «Temperature fields produced by traveling distributed heat sources,» *Welding Journal*, vol. 62, pp. 346-355, 1983.
- [29] S. Cho y J. Kim, «Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations,» *Welding Journal*, vol. 7, pp. 212-216, 2002.
- [30] D. Deng, H. Murakawa y W. Liang, «. Numerical simulation of welding distortion in large structures,» *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 196, pp. 4613-4627, 2007.
- [31] O. Rayamyaki, V. A. Karkhin y P. N. Khomich, «Determination of the main characteristics of the temperature field for the evaluation of the type of solidification of weld metal in fusion welding,» *Welding International*, vol. 21, pp. 600-604, 2007.

ANEXOS

Como producto del proyecto de investigación realizado se obtuvo la publicación de un artículo, el cual se muestra a continuación:



Assessment of the Gas Tungsten Arc Welding Thermal Cycles on Inconel 718 Alloy

Journal:	<i>Transactions of Nonferrous Metals Society of China</i>
Manuscript ID:	TNMSC-2018-0407.R1
Manuscript Type:	Original Article
Date Submitted by the Author:	14-Oct-2018
Complete List of Authors:	Hernández, Maribel; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica Ambriz, R.R.; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica Cortés, Rafael; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica; Instituto de Investigación en Metalurgia y Materiales, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo Gómora, Cesar; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica Plascencia, Gabriel; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica Jaramillo, David; Instituto Politécnico Nacional CIITEC-IPN, Centro de Investigación e Innovación Tecnológica
Keywords:	Inconel 718, Weld thermal cycles, GTAW, Finite element method, Heat moving source
Speciality:	Welding

SCHOLARONE™
Manuscripts

<http://www.tnmsc.cn>