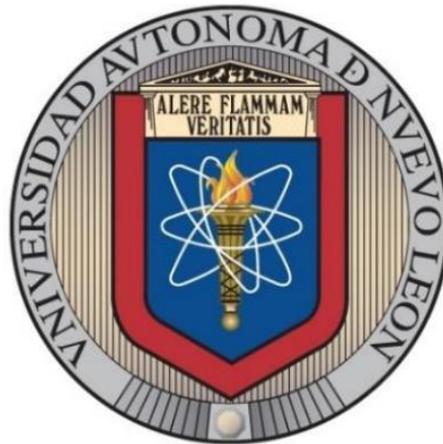


**UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN**  
**FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA**



**TESIS**

**“PREDICCIÓN DE LA DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA EN EL  
PROCESO DE FUSIÓN SELECTIVA POR LÁSER DE UN ACERO  
INOXIDABLE 316L”**

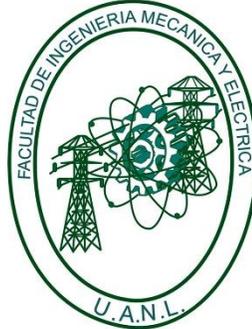
**POR**

**JUAN DANIEL TREJOS TABORDA**

**COMO REQUISITO PARA OBTENER EL GRADO DE MAESTRÍA EN  
INGENIERÍA AERONÁUTICA CON ORIENTACIÓN EN MATERIALES**

**JUNIO, 2019**

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



PREDICCIÓN DE LA DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA EN EL PROCESO DE  
FUSIÓN SELECTIVA POR LÁSER DE UN ACERO INOXIDABLE 316L

POR  
JUAN DANIEL TREJOS TABORDA

COMO REQUISITO PARA OBTENER EL GRADO DE MAESTRÍA EN  
INGENIERÍA AERONÁUTICA CON ORIENTACIÓN EN MATERIALES

ASESORA:  
DRA. PATRICIA DEL CARMEN ZAMBRANO ROBLEDO

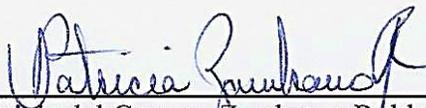
CO-ASESORES:  
DR. OMAR EDUARDO LÓPEZ BOTELLO  
DR. LUIS ARTURO REYES OSORIO

JUNIO DE 2019

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

Los miembros del Comité de Tesis titulado “*Predicción de la distribución de temperatura en el proceso de fusión selectiva por láser de un acero inoxidable 316L*” realizado por el alumno Juan Daniel Trejos Taborda, con número de matrícula 1887262, sea aceptada para su defensa como requisito parcial para obtener el grado de Maestría en Ingeniería Aeronáutica con orientación en materiales.

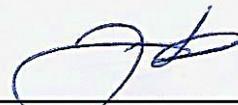
El Comité de Tesis



Dra. Patricia del Carmen Zambrano Robledo  
Directora

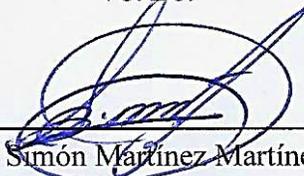


Dr. Omar Eduardo López Botello  
Revisor



Dr. Luis Arturo Reyes Osorio  
Revisor

Vo. Bo.



Dr. Simón Martínez Martínez.  
Subdirector de Estudios de Posgrado



San Nicolás de los Garza, Nuevo León, junio de 2019

## **ABSTRACT**

The new technologies of Additive Manufacturing (AM), known as 3D printing, are processes that build objects layer-by-layer, generally from the bottom to up, from CAD models in different metallic, ceramic and polymeric materials. Its characteristics lie in not requiring or minimizing the use of several stages of conventional manufacturing processes such as machining, molding or casting and has demonstrated a significant potential in reducing costs and time of production, manufacturing of elements with complex shapes and geometries, and components with higher performance. In the last two decades, additive manufacturing has evolved rapidly and now several studies search to predict the final characteristics of products and establish a relationship of process parameters. Selective Laser Melting (SLM) is an additive manufacturing process for making 3D metal objects by completely melting (differently to laser sintering) a powder layer of metallic particles with the use of one or more lasers, where those molten regions on the powder bed correspond to the final geometry of the component. Due to the interaction of the laser beam with the material, high levels of residual stresses are produced because of the high thermal gradients in the melting / solidification cycles, which can lead to cracking, delamination and geometric distortion in the elaborated piece.

The objective of this study is to predict the temperature distribution of a manufactured piece in an SLM process by developing a finite element model from heat transfer phenomena, laws of conservation of mass, momentum and energy, transformation of state of matter, non-linear thermo-physical properties and the modeling of a moving laser beam through the powder bed. This research is applied to an AISI 316L stainless steel alloy.

## RESUMEN

Las nuevas tecnologías de Manufactura Aditiva (MA), conocidas como impresión 3D, son procesos que construyen objetos por capas, en general desde abajo hacia arriba, a partir de modelos de CAD en diferentes materiales metálicos, cerámicos y poliméricos. Sus características subyacen de no requerir o minimizar el uso de varias etapas de procesos de manufactura convencional tales como maquinado, moldeo o fundición y ha demostrado un potencial significativo en la reducción de costos y tiempo de producción, elaboración de elementos con formas y geometrías complejas, y componentes con mayor rendimiento. En las últimas dos décadas la manufactura aditiva rápidamente ha evolucionado y actualmente diversos estudios buscan predecir las características finales de productos y establecer una relación de parámetros del proceso. La Fusión Selectiva por Láser (FSL) es un proceso de manufactura aditiva para fabricar objetos metálicos 3D mediante la fusión completa (diferente a sinterización por láser) de una capa de polvo de partículas metálicas con el uso de uno o varios rayos láseres, donde aquellas regiones de fusión sobre la cama de polvo corresponden a la geometría final del componente. Debido a la interacción del láser con el material, se produce altos niveles de esfuerzos residuales como producto de los altos gradientes térmicos en los ciclos de fusión/solidificación, los cuales pueden conllevar a fenómenos de agrietamiento, delaminación y distorsión geométrica en la pieza elaborada.

El objetivo de este estudio es predecir la distribución de temperatura de una pieza fabricada en un proceso FSL desarrollando un modelo de elemento finito a partir de fenómenos de transferencia de calor, leyes de conservación de masa, momento y energía, transformación de estado de la materia, propiedades termo-físicas no lineales y el modelamiento de un láser móvil a través de la cama de polvo. Esta investigación es aplicada para una aleación de acero inoxidable AISI 316L.

## **DEDICATORIA**

A Dios, por las oportunidades y bendiciones que me ha brindado durante el camino.

A mi padre Edier, mi madre Martha y mi hermana Sofía; que se encuentran en Colombia y que, a pesar de la distancia, siempre están a mi lado brindándome amor y fortaleza.

A mi amada compañera de vida que, a pesar de las dificultades y obstáculos presentados durante el camino, ha prevalecido nuestro amor y ansias de vivir.

## **AGRADECIMIENTOS**

La Universidad Autónoma de Nuevo León. Por ofrecer la oportunidad de formarme en tan prestigiosa institución. A las personas que directa o indirectamente aportaron en todo mi proceso académico gracias.

La Dra. Patricia del Carmen Zambrano Robledo por su apoyo que me brindó en este proceso de formación

El Dr. Omar Eduardo López Botello por sus conocimientos, apoyo y tiempo brindado para lograr culminar mi proyecto.

El Dr. Carlos Garza Rodríguez por sus valiosos comentarios para la culminación de este estudio.

El Dr. Luis Arturo Reyes Osorio por su paciencia y dedicación para el logro de objetivos de este estudio.

Los autores de este trabajo agradecen el apoyo del Fondo Institucional de Fomento Regional para el Desarrollo Científico, Tecnológico y de Innovación (FORDECyT) de CONACYT mediante el proyecto Fortalecimiento de la Aeronáutica en el Noreste de México.

Al Laboratorio Nacional de Manufactura Aditiva y Digital (MADIT), por su apoyo durante la elaboración de este proyecto.

## TABLA DE CONTENIDO

ABSTRACT .....	IV
RESUMEN.....	V
DEDICATORIA.....	VI
AGRADICIMIENTOS .....	VII
TABLA DE CONTENIDO.....	VIII
LISTA DE FIGURAS .....	XI
LISTA DE TABLAS .....	XV
Capítulo 1. INTRODUCCIÓN.....	13
1.1 Introducción .....	13
1.2 Planteamiento del problema.....	15
1.3 Justificación.....	16
1.4 Objetivos .....	18
1.4.1 Objetivo General .....	18
1.4.2 Objetivos Específicos.....	18
1.5 Hipótesis.....	18
1.6 Alcances .....	18
1.7 Estructura de la tesis.....	19
Capítulo 2. REVISIÓN DE LITERATURA.....	21
2.1 Introducción .....	21
2.2 Consideraciones del proceso fusión selectiva por láser .....	21
2.3 MA en la industria aeroespacial y aeronáutica .....	26
2.4 Parámetros de procesamiento y factores que afectan el proceso FSL .....	27
2.4.1 Interacción del láser .....	27
2.4.2 Material .....	32
2.4.3 Dinámica de la alberca de fusión .....	37
2.4.4 Efectos ambientales.....	39
2.5 Simulaciones numéricas en procesos de FSL .....	39
Capítulo 3. MODELO DE SIMULACIÓN TÉRMICA PARA EL PROCESO FSL.....	49
3.1 Introducción .....	49
3.2 Implementación de elemento finito no lineal.....	49
3.3 Propiedades del material .....	50
3.3.1 Densidad Aparente .....	51

3.3.2 Conductividad térmica .....	52
3.3.3 Capacidad calorífica específica y calor latente .....	55
3.4 Modelamiento térmico .....	56
3.4.1 Modelamiento del láser .....	57
3.4.2 Pérdida de flujo de calor por convección.....	61
3.5 Parámetros del proceso .....	63
3.6 Descripción del modelo.....	65
3.7 Adición de material .....	68
3.8 Estructura de programación .....	69
3.9 Factor de mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópica.....	70
Capítulo 4. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL .....	72
4.1 Introducción .....	72
4.2 Materiales y equipos .....	72
4.3 Procedimiento experimental.....	73
4.4 Morfología de la alberca de fusión.....	75
Capítulo 5. RESULTADOS Y ANÁLISIS .....	77
5.1 Introducción .....	77
5.2 Validación de las dimensiones de la alberca de fusión .....	77
5.3 Resultados numéricos de los modelos .....	78
5.3.1 Modelos con fuente de calor superficial .....	78
5.3.1.1 Resultados del diseño Taguchi.....	79
5.3.1.2 Validación de los modelos con fuentes de calor superficial .....	84
5.3.1.3 Optimización de las respuestas .....	85
5.3.2 Modelos con fuentes de calor volumétrico .....	87
5.3.2.1 Resultados de modelos optimizados .....	88
5.3.2.2 Validación de los modelos .....	92
5.4 Análisis de tasas de enfriamiento y gradientes térmicos.....	92
5.4.1 Historiales de temperatura y tasas de calentamiento y enfriamiento .....	92
5.4.2 Gradientes térmicos en el proceso FSL.....	101
5.5 Criterio de ancho efectivo de la alberca de fusión .....	106
Capítulo 6. DISCUSIÓN DE RESULTADOS .....	109
6.1 Introducción .....	109
6.2 Modelos térmicos de fuentes de calor superficial .....	109
6.3 Modelos térmicos de fuente de calor volumétrico .....	111
Capítulo 7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	116
7.1 Conclusiones .....	116

7.2 Recomendaciones.....	120
REFERENCIAS .....	122
APÉNDICE .....	128

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Ciclo de desarrollo de una pieza [17].	17
Figura 2.1. Reporte anual de número de sistemas de MA para metales vendidos por año a nivel mundial [19].	22
Figura 2.2. Aplicaciones y sectores de la manufactura aditiva para metales [20]	23
Figura 2.3. Clasificación de los procesos de MA basados en diferentes mecanismos de interacción láser/material [7].	24
Figura 2.4. Imagen MEB en la superficie de una pieza elaborada por SLS [21].	24
Figura 2.5. Imagen MEB en la superficie de una pieza elaborada por FSL [22].	24
Figura 2.6. Tecnologías basadas en PBF [5].	25
Figura 2.7. Flujo de un proceso general para obtener una pieza por MA [2]	25
Figura 2.8. Boquilla Aero LEAP de la General Electric [23].	26
Figura 2.9. Estructura optimizada y altamente estable de aluminio AlSi10Mg para satélites Sentinel [24].	27
Figura 2.10. Componente a escala completa para un motor de cohete elaborado y analizado por la NASA [25].	27
Figura 2.11. Tasa de absorción de radiaciones de láser en metal frío [28]	28
Figura 2.12. Dinámica de una alberca de fusión durante un proceso FSL.	29
Figura 2.13. Representación esquemática de un láser de onda continua (a) y un láser pulsada (b) [29].	29
Figura 2.14. Distribución de densidad de potencia con una fuente de potencia de 1000 W y radio de 1 mm, como una función de posición horizontal relativo al eje de la fuente de calor para diferentes valores de factor de distribución de potencia [4].	31
Figura 2.15. Ilustración esquemática de fenómenos de reflexión y dispersión dentro de la cama de polvo [40].	32
Figura 2.16. Dependencia de la conductividad térmica con la temperatura de polvos de diferentes aleaciones	36
Figura 2.17. Comportamiento de conductividades térmicas de diferentes aleaciones con la Presión bajo Ar.	36
Figura 2.18. Representación esquemática del proceso de solidificación en FSL [2].	37
Figura 2.19. Efecto de la velocidad de escaneo del láser sobre la intensidad y profundidad de convención durante el proceso FSL [2].	37
Figura 2.20. Trayectoria de fuente de calor y alberca de fusión [6].	38
Figura 2.21. a) Contorno de temperatura de la alberca de fusión predicha, b) ancho de alberca de fusión de varias velocidades de escaneo, c) profundidad de alberca de fusión de varias velocidades de escaneo, d) comparación de las dimensiones de alberca de fusión	

predichas en función de la velocidad de escaneo y e) comparación de la profundidad de alberca de fusión de simulación y experimento [26].	41
Figura 2.22. Comparación de la sección transversal teórica y experimental de la estructura de tres capas [53].	42
Figura 2.23. Micrografía de la formación de un solo trayecto de acero 316L sobre un sustrato del mismo material. a) $P = 150 \text{ W}$ , $V = 12 \text{ m/min}$ y $d = 300 \mu\text{m}$ ; b) $P = 200 \text{ W}$ , $V = 2.4 \text{ m/min}$ y $d = 500 \mu\text{m}$ ; y c) $P = 200 \text{ W}$ , $V = 8.4 \text{ m/min}$ y $d = 300 \mu\text{m}$ [54].	43
Figura 2.24. Spot modelado del láser [36].	44
Figura 2.25. Resultado de simulación de Roy et al. [37] para una potencia de láser de 50 W con velocidad de escaneo de 16 cm/s y con radio de 60 $\mu\text{m}$ .	46
Figura 2.26. (a) Modelo 3D de elemento finito y (b) vista superior del modelo mostrando la estrategia de escaneo durante el proceso SLM [38].	46
Figura 2.27. Evolución temporal de la distribución de temperatura en $P_3$ , durante el proceso SLM simulado con (a) $V = 300 \text{ mm/s}$ y diferentes potencias del láser; (b) $P = 10 \text{ W}$ y diferentes velocidades de escaneo [38]	47
Figura 2.28. Evolución de la temperatura de tres puntos [59].	48
Figura 3.1. Aproximación de la densidad aparente para polvo de acero 316L.	52
Figura 3.2 Comportamiento de la conductividad térmica de polvo metálico 316L en función de la temperatura.	53
Figura 3.3. Calor específico de acero inoxidable 316L en función de la temperatura.	55
Figura 3.4. Entalpía del polvo metálico de acero 316L en función de la temperatura	56
Figura 3.5 Modelo de fuente de calor de Goldak (modelo de doble elipsoidal) [70].	58
Figura 3.6. Comportamiento dinámico de la absortividad a través del grosor de capa	61
Figura 3.7 Tasa de cambio de la absortividad a través del grosor de capa	61
Figura 3.8. Regiones laminar y turbulento de la capa límite durante el flujo sobre una superficie plana y la variación de los coeficientes de fricción y de convección locales [74].	62
Figura 3.9. Algunos parámetros del proceso FSL [77].	64
Figura 3.10 Ilustración de los parámetros PD, HS y D [78].	64
Figura 3.11. Aproximación del movimiento del láser [52].	64
Figura 3.12. Representación esquemática de la geometría del modelo sustrato-polvo-pieza. Dimensiones en $\mu\text{m}$ .	66
Figura 3.13. Malla del modelo en elemento finito.	67
Figura 3.14. Estrategia de escaneo por capa. Dimensiones en $\mu\text{m}$ .	68
Figura 3.15. Representación esquemática del proceso multicapa para el proceso FSL en sus primeras dos capas.	69
Figura 4.1. Máquina SLM 280HL.	73
Figura 4.2. Cámara interna de manufactura de la máquina SLM 280	73
Figura 4.3. Microscopio óptico AXIO ZEISS	73
Figura 4.4. Muestras elaboradas por FSL	74
Figura 4.5. Plano de corte a analizar	74

Figura 4.6. Características microestructurales de las muestras.....	74
Figura 4.7. Medición del tamaño de la alberca de fusión. ....	76
Figura 5.1. Distribución de potencia superficial .....	78
Figura 5.2. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración sin factor de mejoramiento (conductividad térmica isotrópica) .....	79
Figura 5.3. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración de $F_{ii} = \{5, 5, 10\}$ .....	80
Figura 5.4. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración de $F_{ii} = \{1, 10, 10\}$ .....	80
Figura 5.5. Gráfica de efectos principales para la media del ancho de alberca de fusión	83
Figura 5.6. Gráfica de efectos principales para la media de la profundidad de alberca de fusión.....	83
Figura 5.7. Diagrama de barras de los resultados del diseño de experimento .....	84
Figura 5.8. Optimización sugerida para $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 5, 10)$ . ....	85
Figura 5.9. Optimización sugerida para $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 10, 10)$ . ....	86
Figura 5.10. Distribución de potencia con base en el modelo Gusarov en función del radio del láser y profundidad $z$ ( $\mu\text{m}$ )......	88
Figura 5.11. Distribución superficial de temperatura en la capa 5 y primera trayectoria para $F_{ii} = (1, 5, 10)$ . ....	89
Figura 5.12. Perfil de temperatura calculada en la superficie de la cama de polvo a lo largo de la trayectoria del láser (dirección -x)......	90
Figura 5.13. Distribución superficial de temperatura en la capa 5 y segunda trayectoria para $F_{ii} = (1, 5, 10)$ . ....	90
Figura 5.14. Distribución de temperatura (contorno) en la alberca de Fusión 3D.....	91
Figura 5.15. Distribución de temperatura en el plano xz justo en el centro del láser. ....	91
Figura 5.16. Representación esquemática donde se muestra aquellos nodos a estudiar con relación a la estrategia de escaneo. ....	93
Figura 5.17. Historiales de temperatura de nodos ubicados en las esquinas de las trayectorias en a) primera capa, b) segunda capa, c) tercera capa, d) cuarta capa y e) quinta capa .....	95
Figura 5.18. Diferencias térmicas durante los procesos de calentamiento entre estado polvo (A2) y estado sólido (A1) .....	97
Figura 5.19. Temperatura transitoria y tasa de enfriamiento durante el escaneo del láser en los nodos a) A5, b) B5, c) C5, d) D5 y e) E5. ....	100
Figura 5.20. Spots de irradiancia del láser justo cuando se ubica en la mitad de la trayectoria de escaneo. ....	101
Figura 5.21. Comportamiento de la temperatura en los spots de análisis en la dirección x (trayectoria de escaneo del láser). ....	102
Figura 5.22. Comportamiento de la temperatura en los spots de análisis en la dirección y (perpendicular a la trayectoria de escaneo). ....	103

Figura 5.23. Comportamiento de la temperatura en los spots de análisis en la dirección z (profundidad).....	103
Figura 5.24. Comportamiento del ancho de alberca de fusión a lo largo de la trayectoria de escaneo del láser.....	107
Figura 6.1. Historial de temperatura y ciclos de fusión/calentamiento y enfriamiento de 5 trayectorias [26]. .....	110
Figura 6.2. Resultados numéricos y experimentales del ancho y profundidad de la alberca de fusión de Masmoudi et al. [55].....	111
Figura 6.3. Resumen de los resultados de validación del modelo mostrando valores promedios experimentales y desviaciones estándar en comparación a los valores simulado de profundidad (a), medio ancho (b) y media área (c) de la sección transversal de alberca de fusión de un acero 316L [82]. .....	113
Figura 6.4. Diagrama de barras de resultados de otras investigaciones (1-5) frente al presente estudio (6 y 7). .....	115

## LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1. Propiedades mecánicas de acero inoxidable 316L fabricados por MA compara con aquellas de sus contrapartes procesadas tradicionalmente [4].	33
Tabla 2.2. Composición química nominal del polvo de acero 316L (% masa) [44].	34
Tabla 2.3. Comparación entre el espesor de capa promedio de muestras y profundidad de alberca de fusión calculada en diferentes velocidades de escaneo [36].	45
Tabla 2.4. Comparación del modelamiento del tamaño de la alberca de fusión con los resultados experimentales [59].	48
Tabla 3.1. Propiedades termo-físicas del acero 316L sólido [61].	50
Tabla 3.2. Propiedades termodinámicas del argón [62].	51
Tabla 3.3. Parámetros utilizados para la absortividad dinámica.	60
Tabla 3.4. Parámetros del proceso FSL para la simulación numérica.	65
Tabla 3.5. Matriz de diseño de experimento mediante Taguchi.	70
Tabla 4.1. Parámetros del proceso para elaboración de muestras.	73
Tabla 5.1. Resultados experimentales del tamaño de alberca de fusión promedio.	78
Tabla 5.2. Resultados de simulación numérica con base en el diseño de experimento.	80
Tabla 5.3. Tabla de respuesta del ancho para medias.	81
Tabla 5.4. Tabla de respuesta de la profundidad para medias.	81
Tabla 5.5. Tabla de análisis de varianza para el ancho de alberca de fusión.	82
Tabla 5.6. Tabla de análisis de varianza para la profundidad de alberca de fusión.	82
Tabla 5.7. Características y resultados para el modelamiento de fuente de calor volumétrico.	89
Tabla 5.8. Comparación de los diferentes resultados tanto simulados como experimentales.	92
Tabla 5.9. Tasas de enfriamiento predichas.	101
Tabla 5.10. Resultados de tasas de solidificación y gradientes térmicos.	106
Tabla 5.11. Comparativa entre el ancho general, efectivo y experimental de alberca de fusión con sus correspondientes errores relativos.	108
Tabla 6.1. Parámetros de modelamiento de Foroozmehr et al. [36].	112
Tabla 6.2. Resultados de profundidad de alberca de fusión de Foroozmehr et al. [36].	112
Tabla 6.3. Parámetros usados para las simulaciones térmicas de Tran y Lo [83].	114
Tabla 6.4. Comparación de ancho de alberca de fusión de Tran y Lo [83].	114
Tabla 6.5. Comparación del presente estudio frente a otras investigaciones.	114

# CAPÍTULO 1

## ANTECEDENTES

### 1.1 Introducción

Actualmente existe una gran demanda industrial para la elaboración de componentes más “personalizados” y que implique un diseño “funcional” en ellos con el objetivo de desarrollar productos con características superiores y a la vez producidos con bajos costos operacionales [1]. Para ello, diversos países y diferentes sectores económicos han reunido esfuerzos para impulsar y desarrollar la manufactura avanzada como un pilar importante y así fortalecer la competitividad de sus mercados [2],[1].

Dentro de la manufactura avanzada se encuentra lo que comúnmente se conoce como la impresión tridimensional (3D) que, hasta el presente año, su desarrollo aún sigue en evolución y por tal motivo es una tecnología que está continuamente redefiniéndose, reinventándose y personalizándose hacia un amplio espectro de aplicaciones tales como las áreas automotriz, aeroespacial, médica, sistemas biológicos y cadenas de suministro de alimento [3]. Además, la combinación de teorías de modelamiento de materiales acoplada con el aumento exponencial de la potencia computacional conseguida hasta hoy en día juegan un rol importante en el análisis, control y diseño de muchos procesos emergentes de manufactura aditiva. El proceso de MA elabora componentes en 3D mediante el aditamento progresivo de capas delgadas de material guiado a través de un modelo digital (CAD), permitiendo la producción de partes complejas y personalizadas que son difíciles de fabricarse por medios convencionales [4], [5].

Los diversos procesos MA para metales comparten típicamente el mismo principio: Se inicia con un modelo tridimensional en CAD, método de imagen o a través de ingeniería inversa. Posteriormente el modelo es dividido en capas con un espesor alrededor de  $20\ \mu\text{m} - 1\ \text{mm}$  [6], dependiendo del proceso de MA, con base a la información física de la pieza se procede a construir mediante la deposición de una serie de capas. Para que haya éxito en la MA, se requiere tener un entendimiento profundo de sus factores esenciales que comprenden los materiales involucrados y parámetros de procesamiento. La influencia de las características y condiciones de procesamiento sobre los mecanismos metalúrgicos y propiedades de los componentes procesados por MA requieren que sean especificados [7]. Por ejemplo, el espesor de capa es un factor

importante en los procesos de fusión de cama de polvo y son cuidadosamente seleccionados y calibrados contra otros parámetros y factores en el sistema tal como la geometría de la energía del rayo, potencia, así como el tamaño de las partículas del polvo metálico y su distribución.

Sinterización por láser (LS, por sus siglas en inglés), fusión por láser (LM, por sus siglas en inglés) y deposición metálica por láser (LMD, por sus siglas en inglés) son considerados actualmente como los tres procesos principales de MA basados en el uso del láser. Los procesos de MA basados en láser generalmente tienen una naturaleza metalúrgica de no-equilibrio muy complejos, principalmente por el desarrollo tan rápido de ciclos de fusión y calentamiento, presentándose microestructuras y propiedades únicas en estos tipos de manufactura [7]. Actualmente los procesos LM son impulsados para producir componentes con propiedades mecánicas comparables con materiales en volumen evitando adicionar ciclos de pos-procesamiento [5]. LM comparte casi los mismos equipos y procedimientos con LS, la única diferencia es que LM de polvos metálicos se basa en mecanismos completos de fusión/solidificación.

Fusión Selectiva por Láser (FSL) es un proceso de fusión de cama de polvo que inicia colocando una capa delgada sobre la placa de sustrato, luego un láser de alta densidad se utiliza para fundir regiones selectivas de polvo acorde a la información del modelo de CAD. Una vez que el escaneo del láser ha sido completado, una nueva capa de polvo es depositado sobre la superficie y de nuevo el láser inicia su escaneo. Este proceso se repite por capas sucesivas de polvo hasta que la pieza requerida esté completamente construida [8].

A pesar de los beneficios que posee la MA, se ha encontrado que en la implementación de estas tecnologías no es tan simple, exacto o tan repetible como se ha prometido. Esto se debe a los fenómenos físicos inherentes al proceso de fusión a una escala pequeña en comparación con el tamaño de la pieza a fabricarse; donde la expansión y contracción del material tanto agregado como existente conducen a fenómenos de pandeo y distorsión de sus geometrías, lo que puede conllevar a altos niveles residuales [9], [10] y también pone en riesgo la fiabilidad de aquellos componentes procesados utilizando tecnologías MA.

Por otra parte, el objetivo de los modelamientos matemáticos de los fenómenos físicos permite adquirir un entendimiento profundo de lo que se está investigando y encontrar y controlar parámetros y factores relevantes del sistema en consideración. Un modelamiento y simulación numérica, congruente con la realidad, permite posteriormente

conseguir una manipulación adecuada del sistema con la finalidad de adquirir condiciones finales deseables.

El presente trabajo consiste en el desarrollo de un modelamiento y simulación numérica para la determinación de historiales de temperatura durante el proceso de fabricación de una pieza de acero inoxidable 316L mediante fusión selectiva por láser.

## **1.2 Planteamiento del problema**

Dentro de los materiales generalmente utilizados en FSL, es de gran relevancia entender los diferentes mecanismos de consolidación que ocurren durante su proceso de manufactura. Para los polvos metálicos, los fenómenos de fusión y solidificación son mecanismos fundamentales para consolidar las partículas de polvo y así construir una pieza densa y funcional, donde los defectos más comunes asociados con el proceso FSL son la presencia de porosidades, partículas no consolidadas, altos niveles de esfuerzos residuales y capas no conectadas entre sí [11]. Dentro del estado de arte sobre optimización de parámetros de proceso de FSL, se encuentra que, para determinado material, los recursos son gastados en impresiones iterativas costosas para desarrollar parámetros de impresión adecuados para cada geometría nueva y así producir un componente aceptable; donde una prueba de construcción puede tomar horas o hasta días para completarse. Por lo tanto, es importante obtener un entendimiento fundamental y extenso de cómo las variables de proceso se relacionan con la calidad del producto final [12].

El proceso FSL involucra diferentes fenómenos físicos [5] tales como la absorción del láser en la cama de polvo, ciclos de fusión/solidificación en la alberca de fusión, impregnación de las partículas de polvo con líquido fundido, conducción de calor difusivo y radiactivo, transferencia de calor difusivo y convectivo en la alberca de fusión, efectos de capilaridad, gravedad, entre otros [4]. Cabe mencionar que, el material que se funde y luego se enfría durante el proceso FSL, experimenta historiales de temperatura muy diferentes que aquel material procesado por forja y fundición [13]. También, la tasa con que se enfría el material determina el tamaño y composición metalúrgica de la microestructura donde esta última es determinante sobre las propiedades mecánicas del componente fabricado por FSL tales como la rigidez, elasticidad y esfuerzo de fluencia, entre otros [14].

A causa de los rápidos procesos de calentamiento, fusión y solidificación de los polvos metálicos generados por una fuente de calor móvil (láser), diferentes regiones de la pieza a construir experimentan ciclos repetidos de calentamiento/enfriamiento, viéndose afectada directamente su microestructura y propiedades finales. También,

debido a la naturaleza misma del proceso (aditivo), las mediciones experimentales de la temperatura en la pieza a fabricar son solamente posibles sobre superficies con facilidad de acceso y no en regiones internas de la pieza [4]. Campos e historiales de temperatura transitorios son requisitos previos para establecer un entendimiento de los parámetros de proceso más importantes que afectan la calidad metalúrgica del producto final tales como tasas de enfriamiento, parámetros de solidificación, microestructura, esfuerzos residuales y distorsión geométrica [15].

Por otra parte, la libertad de diseño ofrecido por FSL y otros procesos de MA, no se han explotado por completo debido a que los estándares y procedimientos actuales de diseño están dirigidos para aprovechar las fortalezas y limitaciones de las formas de fabricación tradicionales [16]. Adicionalmente, existe cierto grado de desconocimiento para los ingenieros de diseño quienes necesitan producir componentes dentro de ciertas tolerancias con propiedades fiables finales para el uso y buen servicio de dicho componente.

Aunque la MA ha encontrado gran aceptación hacia aplicaciones de grandes exigencias en diversos sectores y campos, con una excelente habilidad para producir formas complejas; existen algunas diferencias metalúrgicas entre aquellos componentes fabricados por métodos tradicionales y MA tales como anisotropía mecánica, esfuerzo residual, y defectos exclusivos en el proceso de MA que deben examinarse más a fondo y así garantizar componentes certificados encaminados hacia aplicaciones aeroespaciales, particularmente aquellas piezas donde las exigencias de resistencia a la fatiga a temperaturas críticas son altas.

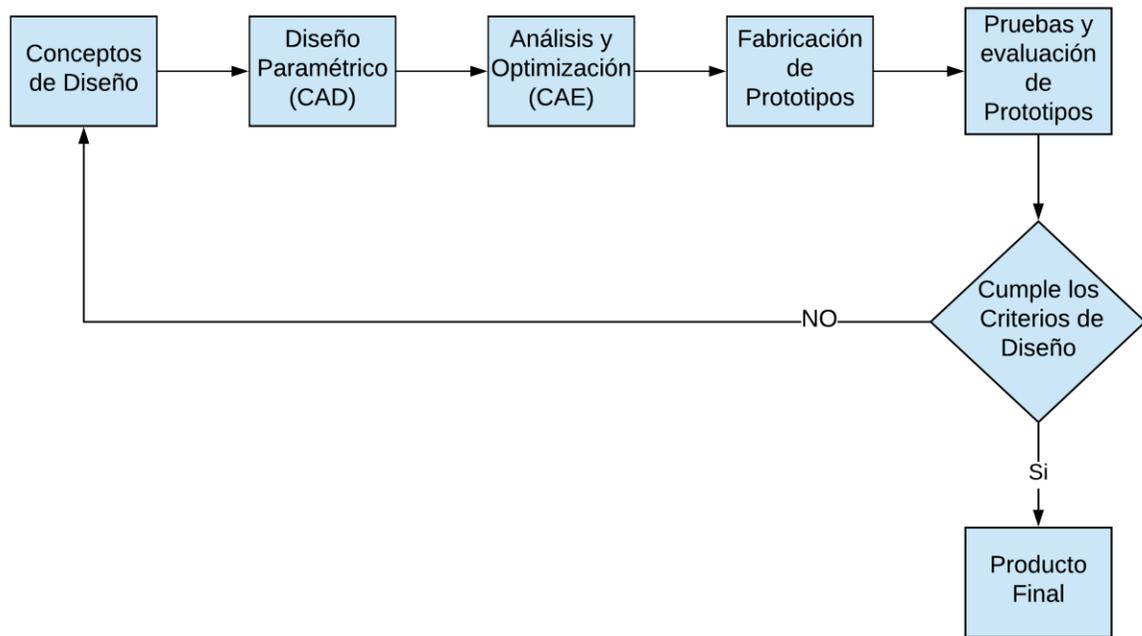
Adicionalmente, la industria aeronáutica ha adaptado la MA en ciertas ocasiones y no en su plenitud debido a sus estándares de certificación de los componentes utilizados en la fabricación de las aeronaves

### **1.3 Justificación**

Desde que la MA para metales dio sus primeros pasos, ha conseguido un avance y desarrollo muy progresivo en su procesamiento y en las propiedades y estructuras finales de sus componentes fabricados. Grandes avances se han alcanzado en estas dos últimas décadas en la constitución de tecnologías para el procesamiento de productos metálicos mediante MA tales como láseres industriales de bajo costo y de confianza, componentes y programas de cómputo de alto rendimiento de bajo costo, tecnología confiable en el suministro de polvo metálico más asequible. Por las razones mencionadas, la MA ha alcanzado unos niveles aceptables y por ello se ha evidenciado una tasa de crecimiento alto en las ventas de sistemas comerciales de este tipo de manufactura [4]. Cabe resaltar

que la tecnología de MA se ha desarrollado gracias a los esfuerzos de laboratorios nacionales, laboratorios de investigación industrial y universidades, demostrando una gran adaptabilidad y acogida por la industria.

En general, existe diversos pasos que se involucran en el desarrollo de una pieza utilizando prototipado rápido (impresión 3D), en la Figura 1.1 se muestra un procedimiento general donde se observa que a través del modelado de productos más rápidos se ahorra tiempo y ofrece la posibilidad de probar otras alternativas y optimización de parámetros [17].



*Figura 1.1. Ciclo de desarrollo de una pieza [17].*

Por tales motivos, la simulación numérica es una alternativa en la predicción de la evolución de la temperatura durante el proceso FSL y el entendimiento de la dependencia de otros parámetros del proceso y fenómenos no deseados con respecto a los gradientes de temperatura y la calidad de la pieza. El objetivo de este estudio es entender los mecanismos fundamentales de los gradientes de temperatura mediante el desarrollo de un modelo de elemento finito para predecir la distribución y comportamiento de la temperatura durante el procesamiento de un acero inoxidable 316L en el proceso FSL

## **1.4 Objetivos**

### **1.4.1 Objetivo General**

Predecir el historial de temperatura a partir de modelos de transferencia de calor y energía en un proceso de fusión selectiva por láser para una pieza de acero inoxidable 316L.

### **1.4.2 Objetivos Específicos**

- Adaptar los modelos térmicos adecuados para los fenómenos que ocurren en un proceso de fusión selectiva por láser.
- Desarrollar un diseño de experimento para estudiar el comportamiento de las dimensiones de la alberca de fusión con factores asociados a la transferencia de calor del proceso
- Simular el modelo adaptado mediante un método de elemento finito y obtener los historiales de temperatura.
- Validar el modelo térmico del proceso con datos adquiridos experimentalmente (dimensiones de alberca de fusión).
- Optimizar el modelo a partir del diseño de experimento para evaluar los factores más adecuados de transferencia de calor frente a los datos experimentales.

## **1.5 Hipótesis**

La simulación numérica predice los historiales de temperatura en un proceso de fusión selectiva por láser para un acero inoxidable 316L con un grado de exactitud aceptable.

## **1.6 Alcances**

Proveer un mejor entendimiento de los fenómenos que se presentan durante la fabricación de piezas de acero inoxidable 316L mediante un proceso de manufactura aditiva, específicamente en un proceso de fusión selectiva por láser, y comprender los factores térmicos más influyentes en la predicción de temperaturas durante el proceso.

## 1.7 Estructura de la tesis

En el capítulo 1 se presenta una introducción del tema.

El capítulo 2 inicia con consideraciones básicas sobre la manufactura aditiva en general para componente metálicos; centrándose luego en el proceso FSL y su importancia y futuro en la manufactura aeronáutica. seguido de los principales fenómenos, factores y parámetros presentes en FSL, de tal forma cuantificar su impacto y grado de importancia en el sistema térmico a modelar. Finalizando este capítulo, se presenta un estado de arte de casos de investigaciones acerca de modelación del proceso FSL, principalmente cuando utilizaron acero inoxidable 316L; para identificar fortalezas y limitaciones en simulaciones numéricas de estas características.

El capítulo 3 establece las bases requeridas para modelar y simular un sistema térmico de esta clase (FSL). Se inicia con una exploración minuciosa sobre las propiedades termo-físicas del material y su dinámica durante el proceso FSL (propiedades no lineales). Después, se expone la modelación térmica más adecuada para la descripción del comportamiento térmico que sufre el material durante su procesamiento, exponiendo con mayor detalle diferentes modelos para el láser. Seguido de la descripción de la geometría del modelo de elemento finito y la estrategia de adición de material debido a la naturaleza aditiva del proceso FSL. Una explicación general de la arquitectura de programación, desarrollada para este estudio, es presentada. Y finalmente, una sustentación para el estudio estadístico del factor de mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópica del material.

El capítulo 4 se presenta la experimentación realizada para la caracterización dimensional de muestras fabricadas por FSL cuyo fin es obtener valores de referencia para la validación del método de este estudio.

El capítulo 5 expone los resultados obtenidos durante la experimentación, descrita en el capítulo 4, y los resultados numéricos del modelo de elemento finito (descrito en el capítulo 4) los cuales predicen los perfiles de temperatura del proceso FSL.

Dos enfoques desarrollados para la modelación del láser son presentados en el Capítulo 5. El primer enfoque modela el láser como una fuente de calor que suministra energía solamente en la superficie de la cama de polvo cuyos resultados obedecen a una serie de modelos diseñado mediante Taguchi para evaluar la influencia del factor de mejoramiento térmico anisotrópico sobre la respuesta térmica del modelo. El segundo enfoque modela el rayo láser como una fuente de calor volumétrico basado en resultados de optimización dados por el modelo estadístico de Taguchi.

Consecuentemente, el Capítulo 6 presenta una serie de investigaciones relacionadas con modelos 3D de elemento finito de acero inoxidable 316L a partir de modelaciones termo-físicas con la finalidad de comparar los resultados del presente estudio con estudios llevados a cabo en la actualidad.

Finalmente, el Capítulo 7 se muestra las conclusiones obtenidas del presente estudio y recomendaciones deducidas para trabajos futuros en esta área de investigación.

## CAPÍTULO 2

### REVISIÓN DE LITERATURA

#### 2.1 Introducción

Para realizar una simulación numérica de manera satisfactoria, inicialmente se debe de proceder con una búsqueda exhaustiva del conocimiento necesario para entender el proceso de manufactura FSL. Esto incluye los fenómenos que ocurren y estén involucrados dentro de él tales como modelos matemáticos propuestos hasta ahora, condiciones de frontera requeridos y asumidos, propiedades termo-físicas del material a tratar y principalmente el modelamiento del láser como una fuente de calor móvil de alta potencia.

Por tal motivo, en este capítulo presenta de carácter informativo una explicación sobre el proceso FSL, su rol en la manufactura aeronáutica y ejemplos exitosos, los factores que influye en su proceso y los modelamientos termo-matemáticos más éxitos que se han llevado a cabo hasta el momento. Finalmente, se da una breve descripción de técnicas de simulación más utilizadas para un proceso FSL, discutiendo limitaciones y ventajas de simulaciones elaborados para este proceso de manufactura.

#### 2.2 Consideraciones del proceso fusión selectiva por láser

La norma estándar ISO / ASTM52900 – 15 [18] define las tecnologías de Manufactura Aditiva (MA) como el “proceso de agregar o unir materiales para fabricar objetos a partir de modelos de computo tridimensionales (3D), generalmente capa por capa, a diferencia de las metodologías de fabricación sustractiva”. Algunos sinónimos de MA son impresión 3D, fabricación aditiva, proceso aditivo, técnica aditiva, manufacturación por capas aditivas, manufacturación por capas y fabricación de formas libres [18].

Con base en estudios recientes realizados por la empresa *Wohlers Associates* [19] reconocidos a nivel mundial como expertos preeminentes en impresión 3D, detallaron en su reporte anual, que la industria MA se expandió por más de 1.25 billones de dólares y su crecimiento para el año 2017 fue cerca del 21 % y resaltaron un aumento drástico de ventas de sistemas de MA como puede observarse Figura 2.1, en el que se registró un total

de ventas de 983 sistemas MA para metales en el 2016 frente a los 1768 sistemas MA vendidos en el 2017, un aumento drástico cercano al 80 %.

El reporte de *Wohlers Associates* [19] asegura que la industria manufacturera está tomando conciencia de los beneficios de producir piezas metálicas por fabricación aditiva, lo que resulta atractivo para cualquier sector de producción y científico conocer a fondo estas nuevas técnicas de manufactura para componentes metálicos, principalmente la industria aeronáutica como se detallará posteriormente.

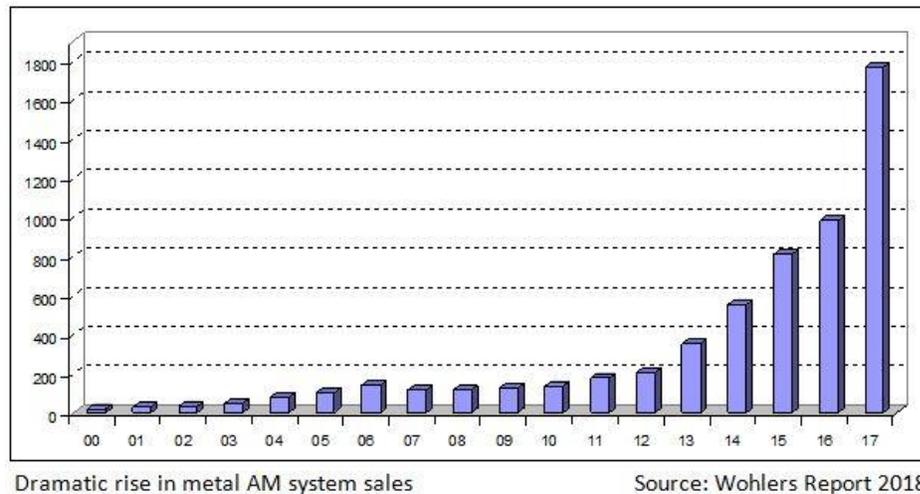


Figura 2.1. Reporte anual de número de sistemas de MA para metales vendidos por año a nivel mundial [19].

La tecnología de MA, también ampliamente conocida como “prototipado rápido” o “manufacturación rápida”, tiene más de 20 años de desarrollo y ha comenzado una etapa de madurez y crecimiento. Actualmente, la MA se ha convertido en competencia frente a técnicas de manufacturación tradicional en términos de costo, velocidad, confiabilidad y exactitud. La Figura 2.2 presenta en resumen el estado de desarrollo y aplicaciones de la tecnología MA para metales en que se ha implementado hasta el momento.

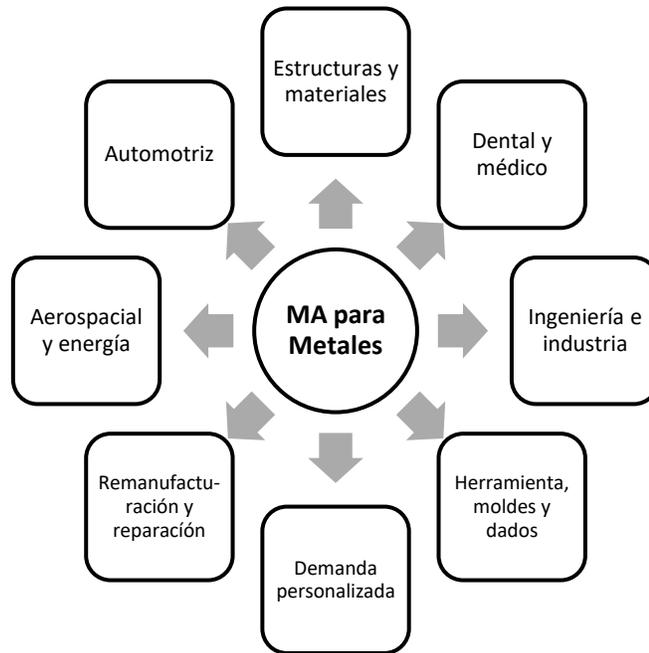


Figura 2.2. Aplicaciones y sectores de la manufactura aditiva para metales [20].

A pesar de que los procesos de manufactura aditiva por láser comparten la misma filosofía de fabricación, cada proceso de MA tiene sus características específicas y es por esto por lo que existen diferentes mecanismos de interacción láser/polvo. Es decir, existen mecanismos cuyo proceso esparce inicialmente polvo sobre la cama de polvo antes del escaneo del láser, así como mecanismos donde se suministra coaxialmente polvo mediante una boquilla que se encuentra sincronizada con el láser. Las tecnologías de MA más predominantes en la fabricación de piezas metálicas poseen básicamente los siguientes procesos: sinterización por láser, fusión por láser y deposición de metal por láser. En la Figura 2.3 se sintetizan diferentes mecanismos de interacción láser/polvo para la fabricación de componentes metálicos.

FSL es un desarrollo tecnológico relativamente reciente a partir de técnicas establecidas por el proceso de Sinterización Selectiva por láser (SLS, por sus siglas en inglés), en el cual la sinterización o fusión parcial es el único mecanismo causante de una consolidación rápida de polvos metálicos. FSL utiliza un láser de alta energía con una emisión de luz caracterizada por tener una longitud de onda corta para fusionar delgadas capas de polvo metálico. En las Figuras 2.4 y 2.5 se puede comprobar una diferencia significativa en la morfología superficial que se detectan cuando se usa tecnología FSL frente a SLS en la elaboración de piezas metálicas.



Figura 2.3. Clasificación de los procesos de MA basados en diferentes mecanismos de interacción láser/material [7].

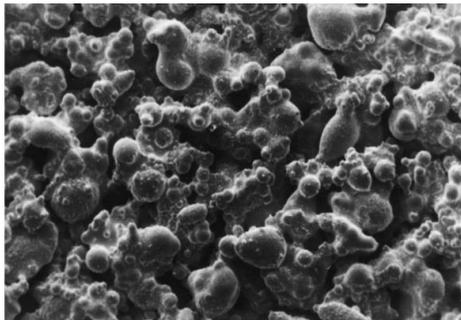


Figura 2.4. Imagen MEB en la superficie de una pieza elaborada por SLS [21].

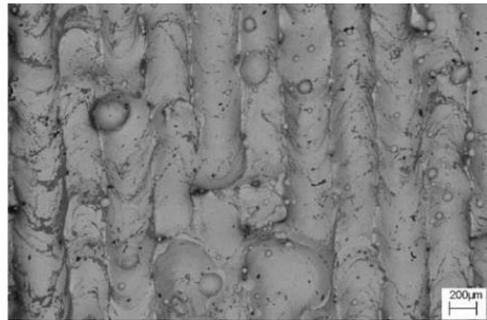


Figura 2.5. Imagen MEB en la superficie de una pieza elaborada por FSL [22].

Existen variedades de tecnologías de fusión de cama de polvo (PBF, por sus siglas en inglés), los cuales se incluyen las técnicas SLS y FSL y aunque la capacidad de sus procesos, condiciones y características de la pieza puede variar entre ellos, todas estas variaciones comparten el mismo principio de funcionamiento.

En la Figura 2.6 se muestra esquemáticamente un proceso basado en la tecnología PBF para la elaboración de una pieza metálica. El sistema suministra y esparce una capa de polvo metálico (el diámetro promedio varía desde unas pocas decenas de micrómetro hasta unos cientos de micras) sobre una placa o sustrato que sirve como soporte el cual es conducida por una etapa de posicionamiento en dirección z. Posteriormente, un láser es direccionado mediante un sistema de escaneo sobre el polvo con un patrón deseado y el

polvo puede ser parcialmente (para el caso del proceso SLS) o totalmente fundido (FSL). Como el láser funde selectivamente las partículas, éstas se fusionan y se consolida como un material denso. El espacio entre la superficie de la placa base o una capa terminada y la base del mecanismo de esparcimiento se mueve a través del área de construcción la cual define la altura o espesor de capa de polvo. Una vez que la capa sea completada, el proceso de cama de polvo se repite nuevamente suministrando otra capa y así sucesivamente hasta obtener una pieza metálica completa.

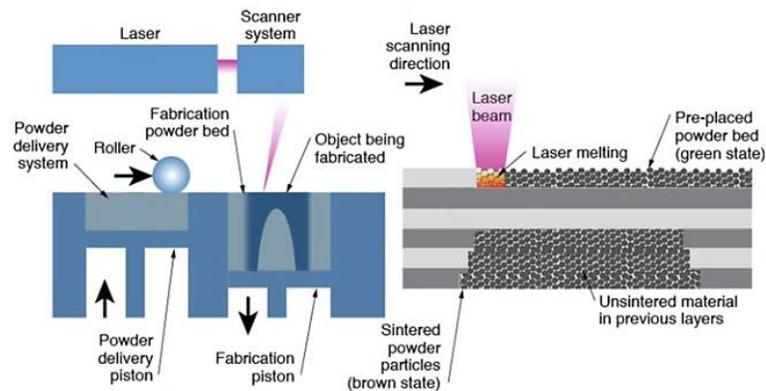


Figura 2.6. Tecnologías basadas en PBF [5].

La fabricación de partes por MA, incluyendo FSL, inicia con el modelamiento de la pieza mediante un programa de CAD, el cual posteriormente es convertido a un archivo de estereolitografía (STL) como se observa en la Figura 2.7; para que una vez seleccionado los parámetros adecuados de construcción en el software CAM, se elabora en la máquina de MA.

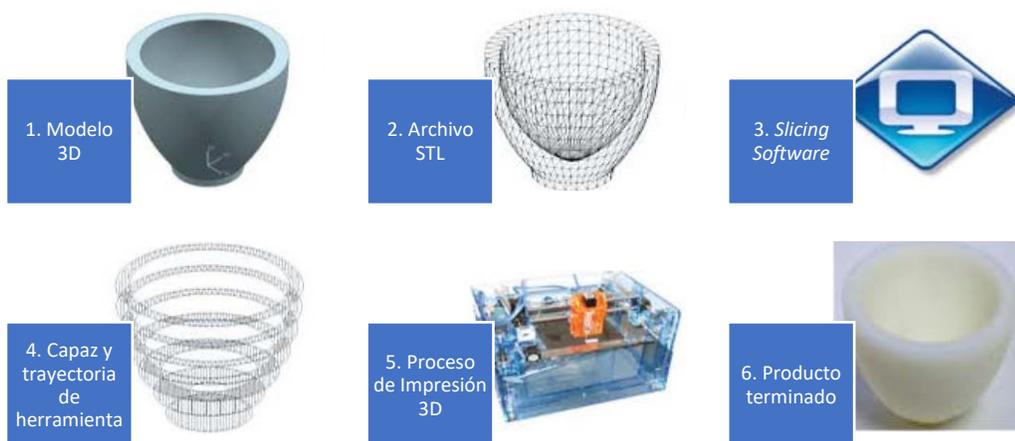


Figura 2.7. Flujo de un proceso general para obtener una pieza por MA [2].

### 2.3 MA en la industria aeroespacial y aeronáutica

Como se ha mencionado, una de las grandes ventajas de MA es la apertura de nuevas formas de diseño y aplicaciones de componentes que promueven su implementación en la industria en diferentes sectores. Dicho esto, históricamente la tecnología MA ha sido impulsada por el prototipado rápido que ofrece para aplicaciones de ingeniería y el sector aeronáutico no es la excepción. Ejemplos de aplicaciones se incluye también el procesamiento de productos críticos, así como su certificación para el uso en el sector aeroespacial o aeronáutico.

En la Figura 2.8 se aprecia un componente ampliamente publicado como ejemplo de éxito logrado por las tecnologías de MA en el sector aeronáutico. Se trata de una boquilla de suministro de combustible fabricado por aleaciones de cromo-cobalto. Su éxito radica que inicialmente su diseño se encontraba compuesta por 18 componentes para ser elaborada por medios tradicionales, pero gracias a la MA, fue posible elaborarse en un solo componente adicionando a su vez una mayor eficiencia, durabilidad, menor peso y costo. Esta nueva propuesta de boquilla ha superado las diversas pruebas para motores y ha sido certificado por la FAA para uso en aeronaves civiles [23].

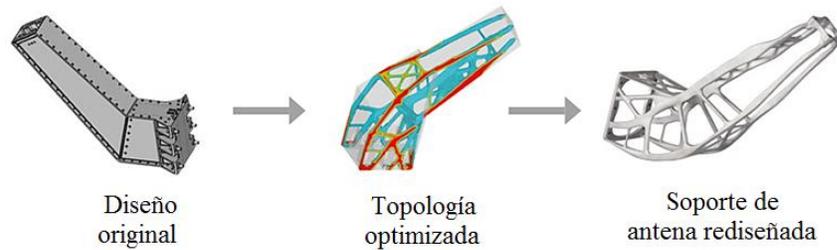


*Figura 2.8. Boquilla Aero LEAP de la General Electric [23].*

La Figura 2.9 se aprecia la optimización de un soporte de antena para el satélite *Sentinel* donde inicialmente se había obtenido un diseño preliminar el cual estaba destinado a construirse con técnicas convencionales. Pero mediante una optimización realizada usando herramientas de simulación lograron rediseñar una estructura con mejor desempeño y más liviano para ser fabricado mediante MA [24].

Para el sector aeroespacial, se presenta un componente de un motor de cohete elaborado de aleación de cobre como puede observarse en la Figura 2.10. Durante su desarrollo, los ingenieros de la NASA utilizaron la impresión 3-D para hacer la primera parte del motor de cobre a gran escala, un revestimiento de la cámara de combustión que funciona a temperaturas y presiones extremas. El escaneo de luz estructurado, visto en la

pantalla de la computadora, ayudó a verificar que la pieza se construyó tal como fue diseñada [25].



*Figura 2.9. Estructura optimizada y altamente estable de aluminio AlSi10Mg para satélites Sentinel [24].*



*Figura 2.10. Componente a escala completa para un motor de cohete elaborado y analizado por la NASA [25].*

## **2.4 Parámetros de procesamiento y factores que afectan el proceso FSL**

FSL involucra procesos de calentamiento y fusión de polvo metálico con el láser, presentando una rápida solidificación del material fundido para conformar el componente deseado. Existen varios fenómenos físicos que son importantes en el proceso, tales como la capacidad del material para absorber radiación, potencia del láser y su velocidad de escaneo, tamaño de partícula de polvo y sus propiedades termo-físicas del material a tratar, por mencionar algunas. A continuación, se describe detalladamente aquellos parámetros y factores, dentro del proceso FSL, que son considerados claves para la presente investigación.

### **2.4.1 Interacción del láser**

Para fundir el material durante el procesos FSL, se requiere de una fuente de calor proveniente de un láser, el cual no solo hace posible el proceso de fusión, sino que produce inmensos gradientes térmicos que conducen a deformaciones térmicas, esfuerzos

residuales y distorsión [2], [4], [26]. Durante el proceso de MA, la energía del láser es absorbida por el polvo metálico lo cual afecta los perfiles de temperatura, geometría de la alberca de fusión, velocidad de solidificación y propiedades de la pieza que se esté fabricando.

La palabra LASER es un acrónimo que significa *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation*, simplemente quiere decir que la luz o cualquier radiación electromagnética se magnifica por un proceso de emisión estimulada de radiación [27]. Por sus propiedades únicas del láser, su alta direccionalidad y el tamaño del *spot* en resoluciones tan pequeñas permiten un procesamiento exitoso en MA sin causar alguna alteración significativa alrededor de las propiedades del material [28]. En cualquier caso, el material a procesar y la interacción del láser de cierta manera depende de un número de factores como longitud de onda, potencia, tamaño de interacción, etc.

La longitud de onda tiene una gran influencia sobre la asunción de que la energía del láser en los materiales depende del tipo del material y su comportamiento de algunos láseres en varios materiales acorde a la longitud de onda del láser pueden observarse en la Figura 2.11. Aquellos procedimientos que utilizan rayos láser, el material irradiado absorbe una parte de la energía del láser, una segunda parte es reflejada y una tercera parte, conocida como transmitancia, penetra la pieza de trabajo sin alguna interacción.

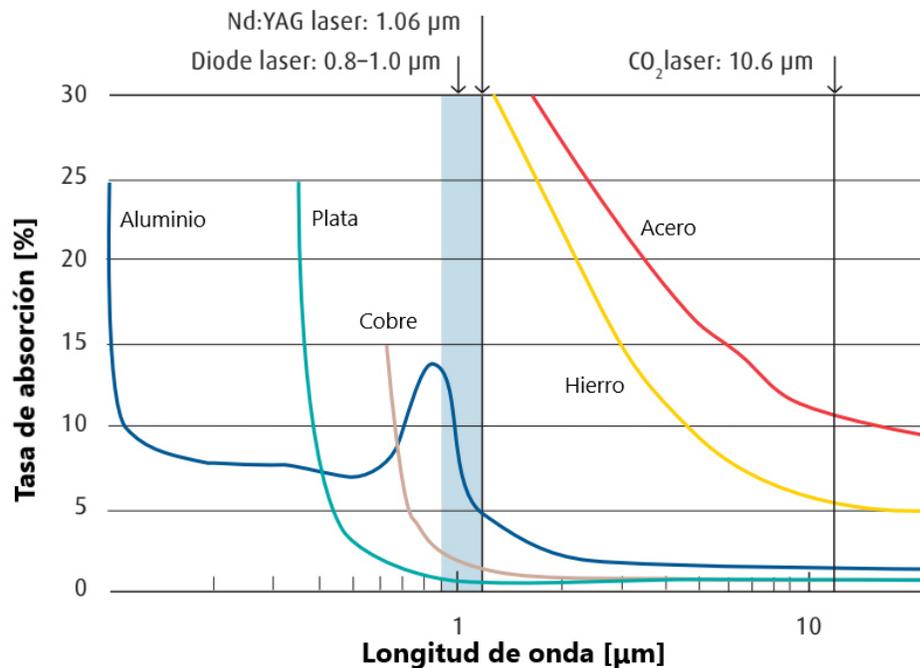


Figura 2.11. Tasa de absorción de radiaciones de láser en metal frío [28]

FSL es similar al proceso de soldadura por láser, el cual se caracteriza por ser un proceso complejo determinado por la interacción de varios factores tales como la dinámica de intercambio calor y masa entre las fases de vapor, líquido y sólido dentro de una alberca de fusión generado por fenómenos ópticos y de plasma como puede observarse esquemáticamente en la Figura 2.12.

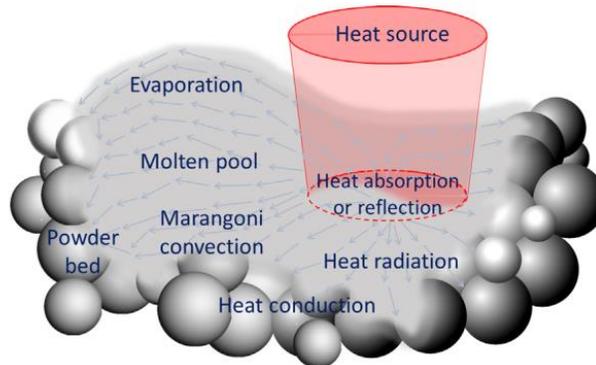


Figura 2.12 Dinámica de una alberca de fusión durante un proceso FSL [20].

Dentro de las tecnologías láser utilizadas en los procesos FSL se pueden distinguir dos tipos: láser continuo, considera como un láser con diámetro constante que emite continuamente luz electromagnética mientras se desplaza linealmente con una velocidad constante programada a través de la cama de polvo, como se puede apreciar en la Figura 2.13(a). Mientras que aquellos láseres pulsados/modulados emiten luz en forma de pulsos ópticos, utilizando pequeñas ráfagas de energía a fin de derretir el material hasta cierta profundidad. Como se puede apreciar en la Figura 2.13(b), el láser pulsado/modulado superpone múltiples *spots* a fin de lograr el escaneo en línea recta, donde aquellas zonas derretidas se evidencia en el material solidificado superpuesto en los componentes fabricados con estos tipos de láseres [29].

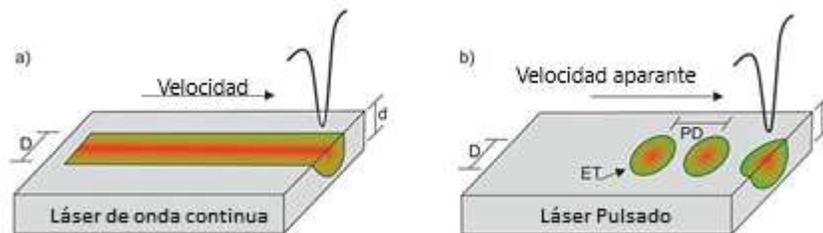


Figura 2.13. Representación esquemática de un láser de onda continua (a) y un láser pulsada (b) [29].

En resumen, el láser es una fuente de calor que se requiere en el proceso FSL para hacer posible el proceso de consolidación del polvo metálico pero también su uso hace susceptible a fenómenos no deseados en la pieza final como producto de inmensos

gradientes térmicos que conducen a deformaciones, esfuerzos residuales y distorsión [14], [26], [28], [30]. Varios estudios han llegado a la conclusión de que uno de los grandes desafíos en la simulación numérica del proceso MA para metales es que la modelación del láser como una fuente de calor móvil sea más realista y capaz de capturar el tamaño y forma del volumen de energía de entrada que se suministra sobre la cama de polvo [26], [31]–[33].

Dentro de los modelos del láser como fuente de calor móvil en simulaciones numéricas, una de las primeras aproximaciones de su tratamiento como una fuente de calor fue asumirlo de carácter superficial y constante en dicha superficie [31], [34], [35]. Sin embargo, en realidad el suministro de la densidad energética del láser no es uniforme a través de su diámetro y la modelación más aceptada es que su distribución energética se aproxime a una normal o también llamada distribución Gaussiana a través del diámetro efectivo del láser. Para rayos de diferente naturaleza (haz de electrón, láser y arco de plasma) el radio y la densidad de potencia son propiedades importantes para modelar la fuente de calor. Las distribuciones de densidad de potencia de estas fuentes de calor por lo general siguen un perfil Gaussiano con simetría axial descrito en la ecuación (2.1).

$$Q_0 = \frac{fP}{\pi r_b^2} \exp\left(-f \frac{r^2}{r_b^2}\right) \quad (2.1)$$

Donde  $f$  es el factor de distribución,  $P$  es la potencia total de la fuente de calor, que para la presente investigación se trata de la potencia del láser,  $r_b$  es el radio de la fuente de calor y  $r$  es la distancia radial de cualquier punto desde el eje de la fuente de calor. La Ecuación (2.1) indica la distribución de la densidad de la potencia de la fuente de calor (láser) sobre la superficie y sus unidades corresponden  $W/m^2$ .

En la Figura 2.14 se representa como una función de posición horizontal relativo al eje de la fuente de calor para valores diferentes de factor de distribución. También, en la Figura 2.14 se observa que, con el incremento del factor de distribución, la energía se concentra más en el centro del láser produciendo picos de temperaturas muy altos.

A pesar de la implementación de esta distribución superficial de la potencia, en diferentes investigaciones se ha observado que las temperaturas pico predichas por las simulaciones no son las adecuadas ya que superan la temperatura de evaporación en ciertos materiales [36]–[38].

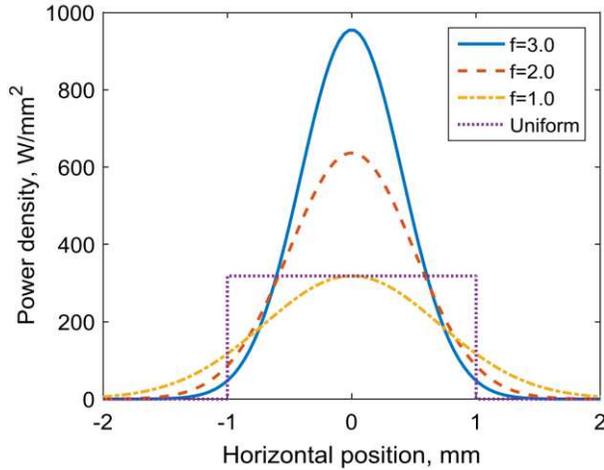


Figura 2.14. Distribución de densidad de potencia con una fuente de potencia de 1000 W y radio de 1 mm, como una función de posición horizontal relativo al eje de la fuente de calor para diferentes valores de factor de distribución de potencia [4].

Posteriormente, diversos estudios optaron por asumir una fuente de calor volumétrica que incluya la condición del material a tratar como polvo metálico y una profundidad efectiva y óptica del láser que interactúe por debajo de la superficie de la cama de polvo debido a sus múltiples reflexiones que sufre [36]. Una forma generalizada de la fuente de calor volumétrica con una distribución Gaussiana se describe en la Ecuación (2.2).

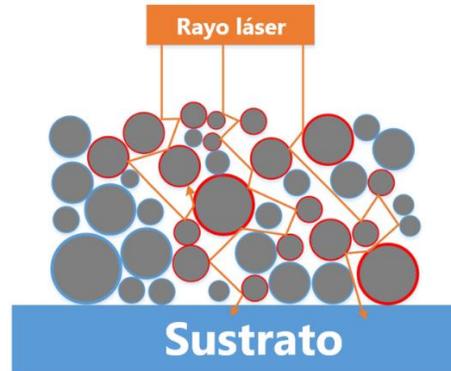
$$P_s = \frac{fP}{\pi r_b^2 L} \exp\left(-f \frac{(x^2 + y^2 + z^2)}{r_b^2}\right) \quad (2.2)$$

Siendo  $L$  el espesor de la cama de polvo. La Ecuación (2.2) calcula la distribución espacial de la fuente de calor del láser y sus unidades corresponden a  $W/m^3$ . Con esta aproximación, diferentes investigadores han mejorado la respuesta de dichas simulaciones y principalmente mejorando la predicción de la profundidad de la alberca de fusión.

Sin embargo, estudios actuales se basan sobre la asunción anterior y proponer nuevos métodos y más realistas para modelar la fuente de calor volumétrica en el proceso FSL es un desafío que actualmente se está abordando. Cuando el láser irradia la superficie de la cama de polvo, la energía suministrada consiste en dos partes: la radiación incidente absorbida por la superficie de la cama de polvo y la radiación incidente que penetra a través de los espacios inter-polvo (poros) que se ubican por debajo de la superficie de la cama de polvo [39].

Considerando que la cama de polvo es irradiada por el láser con una densidad de potencia con distribución Gaussiana superficial (Ecuación (2.1)), la energía incidente se

dispersa dentro del polvo metálico y da lugar a la propagación de la radiación en todas las direcciones (ver Figura 2.15), pudiéndose proponer una aproximación de una penetración energética efectiva del láser en dirección del espesor de la capa de polvo.



*Figura 2.15. Ilustración esquemática de fenómenos de reflexión y dispersión dentro de la cama de polvo [40].*

Durante el proceso FSL, el polvo depositado no es mecánicamente comprimido a fin de no destruir la parte consolidada subyacente y esto conlleva a que la cama de polvo posea una alta porosidad, la cual se estima que está entre 40 – 60 % para los polvos metálicos más comunes empleados en el proceso FSL [14]. Por lo tanto, la radiación proporcionada por el láser entra a través de los poros hasta una profundidad de varios diámetros de partícula del polvo metálico causado por múltiples reflexiones (ver Figura 2.15). Así, la energía proporcionada por el láser se deposita no sólo sobre la superficie de la cama de polvo sino también sobre el sustrato o metal consolidado de la anterior capa ya procesada.

A. V. Gusarov et al. [41] propusieron un modelo para acoplar fenómenos por transferencia de calor por radiación y difusión térmica (interacción láser/materia) para proveer una solución del campo local de temperatura que se desarrolla y como resultado obtuvieron un nuevo modelo de fuente de calor volumétrica que toma en cuenta la dispersión del láser a través del polvo metálico y su absorción. Esta aproximación logró unas condiciones de alberca de fusión más estable sin superar la temperatura de evaporación lo cual evidenciaron mediante construcción de piezas con los mismos parámetros de simulación libre de defectos.

#### 2.4.2 Material

Una gran cantidad de polvos metálicos aleados se han aplicado en las tecnologías de MA y numerosas investigaciones se han enfocado en aleaciones a base de titanio, níquel e hierro [4]. Además, la tecnología de MA ofrece la posibilidad de mezclas múltiples de

polvos de aleación en una relación establecida para la construcción de componentes con gradientes de composición/propiedad que son difícil de obtener por procesos convencionales.

La calidad de la pieza es significativamente influenciada por las características del material a procesar y dentro de las características del polvo metálico, con mayor influencia, se considera la forma, tamaño promedio y distribución de la partícula metálica, morfología superficial y propiedades termo-físicas. Generalmente el rango de tamaño de partícula para los procesos FSL se encuentra entre 10  $\mu\text{m}$  y 60  $\mu\text{m}$  y son sometidas a diversas micrografías mediante Microscopía Electrónica de Barrido (MEB), rayos X y tomografías computarizadas para examinar la forma, morfología superficial y distribución de tamaño de partícula [42].

El acero inoxidable 316L es uno de los materiales más ampliamente utilizados e investigados para la fabricación de componentes mediante FSL y su éxito se debe a su amplia gama de aplicaciones tales como la aeronáutica, naval, equipos biomédicos y celdas de combustible [43]. El 316L es un acero austenítico de alto contenido de cromo con excelente procesabilidad en máquinas FSL, exhiben mayor resistencia a la fluencia, resistencia última a tensión y ductilidad más baja si se comparan a sus contrapartes procesados tradicionalmente (ver Tabla 2.1). Adicionalmente, su composición química nominal se presenta en la Tabla 2.2.

Tabla 2.1. Propiedades mecánicas de acero inoxidable 316L fabricados por MA compara con aquellas de sus contrapartes procesadas tradicionalmente [4].

P (W)	$v$ (mm/s)	$p$ (%)	Orientación	$E$ (GPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_{uts}$ (MPa)	Elongación (%)
<i>Fusión de cama de polvo</i>							
200	hasta 1000	99.9	Longitudinal	165	602 $\pm$ 47	664 $\pm$ 7	30 $\pm$ 0
			Transversal	-	557 $\pm$ 14	591 $\pm$ 12	42 $\pm$ 2
100	400	97.2 $\pm$ 1.2	Longitudinal	166	438 $\pm$ 28	528 $\pm$ 23	10 $\pm$ 2
			Transversal	-	435 $\pm$ 2	504 $\pm$ 12	16 $\pm$ 3
	591	98.5 $\pm$ 1.4	Longitudinal	164	379 $\pm$ 17	489 $\pm$ 28	23 $\pm$ 6
			Transversal	-	287 $\pm$ 6	317 $\pm$ 11	7 $\pm$ 4
	600	98 $\pm$ 1.0	Longitudinal	-	399 $\pm$ 29	486 $\pm$ 40	9 $\pm$ 3
			Transversal	-	316 $\pm$ 6	367 $\pm$ 6	7 $\pm$ 1
175	700	97.5 $\pm$ 1	Longitudinal	-	534 $\pm$ 5.7	653 $\pm$ 3.4	16.2 $\pm$ 0.8
		93.8 $\pm$ 2.6	Transversal	-	444 $\pm$ 26.5	567 $\pm$ 18.6	8 $\pm$ 2.9
380	635 – 3000	>99	-	-	-	-	-
100	300	98.6	-	151 $\pm$ 13.1	-	501.1 $\pm$ 8.3	-
103	425	-	Transversal	-	640	760	30
<i>Procesados tradicionalmente</i>							
Fundición				200	365 $\pm$ 22	596 $\pm$ 16	69 $\pm$ 9
Recocido				-	241	586	50

Tabla 2.2. Composición química nominal del polvo de acero 316L (% masa) [44].

C	Cr	Cu	Mn	M	Ni	P	S	Si	Fe
≤ 0.03	17.5-18	≤ 0.5	≤ 2	2.25-2.5	12.5-13	≤ 0.025	≤ 0.01	≤ 0.75	Bal.

La dispersión de los valores presentados en la Tabla 2.1 puede ser atribuida al hecho de que se utilizan diferentes tipos de láser en las tecnologías MA. La naturaleza del láser tiene gran influencia en la absorptividad del material a procesar y dentro de los tipos de láseres más utilizados en máquinas MA se encuentra láser Nd:YAG y CO<sub>2</sub>. Mientras la absorptividad de un láser CO<sub>2</sub> (longitud de onda:  $\lambda = 10.6 \mu\text{m}$ ) en aleaciones de Fe es de 0.12 (a temperatura ambiente) el cual es más bajo que para el caso de un láser Nd:YAG ( $\lambda = 1.06 \mu\text{m}$ ) donde la absorptividad es de 0.25 – 0.62 a temperatura ambiente [4], [41], [45], [46] .

Asimismo, conocer las características y propiedades del material a tratar en el proceso FSL es de gran importancia debido a la influencia de éstos en las características finales del componente manufacturado aditivamente. La capacidad de absorción y las relaciones de absorción/reflexión/transmisión dependen del tipo y naturaleza del material (aunque la transmitancia en metales es casi nula debido a su alta opacidad). Una vez que el material haya absorbido la energía térmica dado por el láser, el fenómeno consecuente es la conducción de calor de esta energía a través del material y por tal razón la conductividad térmica del material juega un rol tan importante como determinante en las geometrías de la alberca de fusión.

Conocer a fondo la variabilidad y no-linealidad de la conductividad térmica del material ofrece la posibilidad de estudiar los historiales de temperatura que se desarrollan en el interior de la cama de polvo. Esto se fundamenta debido a que, como consecuencia de suministro de energía de alta densidad por parte del láser, se ha detectado que una aproximación adecuada de la difusión térmica (relación capacidad calorífica/conductividad térmica) conlleva a conocer con exactitud las temperaturas que se presentan. Esto permite a su vez conocer potencias permisibles del láser para dichos materiales y otros parámetros del proceso, procurando evitar fenómenos no deseados tales como la evaporación del material, *keyhole* y *balling*.

Establecer la dependencia de las propiedades del material con la temperatura es de vital importancia para determinar un historial de temperatura adecuado y a su vez hacer posible una simulación numérica acertada del proceso FSL. Dentro de los desafíos de la modelación numérica del proceso FSL se encuentra la forma de relacionar las propiedades del material con los historiales térmicos para obtener una simulación más precisa. Muchas propiedades físicas y térmicas presentan una fuerte dependencia con la temperatura lo cual debe tenerse en cuenta para asegurar modelos válidos.

La determinación de la dependencia de las propiedades físico-térmicas con la temperatura debe incluir el comportamiento de la conductividad térmica, calor específico, densidad, entalpía y capacidad de absorción. Lo anterior es la fuente de la no-linealidad del proceso térmico y considerando el carácter “poroso” en el material debido a su estado inicial como polvo asegura un mejor estudio termodinámico y de transferencia de calor por conducción y radiación a través del procesamiento de la pieza.

Las propiedades termo-físicas en función de la temperatura de las aleaciones del sustrato son fáciles de adquirir desde la literatura. Pero dichos valores no son suficientes cuando se desea calcular la transferencia de calor y masa del proceso FSL debido a que el material a procesar es realmente una mezcla compuesta de partículas metálicas y gas inerte que se aloja en los espacios inter-partícula.

La densidad de la cama de polvo, al igual que otras propiedades termo-físicas, no es comparable con la densidad misma del material sólido por la consideración de dos fases (polvo metálico y gas), por lo que el comportamiento de la densidad de la cama de polvo puede escribirse según Ecuación (2.3) [36].

$$\rho_{pwd} = \varepsilon\rho_g + (1 - \varepsilon)\rho_s \quad (2.3)$$

La Ecuación (2.3) tiene en cuenta tanto la densidad del gas inerte  $\rho_g$  como el mismo material a procesar  $\rho_s$  y la proporción de ambas fases la dictamina el parámetro  $\varepsilon$  que es la relación entre el área de la sección transversal ocupada por gas y el área de la sección transversal total del medio, en otras palabras,  $\varepsilon$  es el valor de la porosidad en la cama de polvo. Con la Ecuación (2.3) se puede obtener el comportamiento de la densidad de la cama de polvo gracias a las propiedades del Argón y acero 316L en función de la temperatura e inferior a la temperatura de fusión, de lo contrario, se considera como metal consolidado y virtualmente no habría cavidades de gas en su interior.

Es difícil medir la conductividad térmica de un polvo metálico de cualquier aleación debido a la alta transitoriedad del fenómeno ya que las tasas de calentamiento y enfriamiento pueden llegar al orden de  $10^6$  K/s y además la cama de polvo se relaciona con el gas inerte y distribución del tamaño de partícula dentro del polvo. Los investigadores Foroozmehr et al. [36] propusieron que para tener una aproximación de la conductividad térmica de la cama de polvo, y considerando que no es un medio continuo, es recomendable suponer el 1 % de la conductividad térmica del sólido basados en otros modelos cuando la temperatura es inferior a la temperatura de fusión.

Sin embargo, se han realizado esfuerzos para medir la conductividad térmica de polvo metálico de diferentes aleaciones. En el caso del estudio de Sih y Barlow [47],

reportaron valores de conductividad térmica de polvo metálico de hidroxiapatita desde temperatura ambiente hasta 500 °C y propusieron una nueva ecuación para predecir la conductividad térmica de camas de polvo dentro de  $\pm 30 \%$  de valores reportados en la literatura.

También, Lien et al. [48] realizaron mediciones de conductividad térmica de polvos metálicos utilizados en MA (Inconel 718 y 625, acero inoxidable 17-4 y 316L, Ti-6Al-4V) mediante el método transitorio de cable caliente. En sus mediciones, incluyeron el comportamiento de la conductividad térmica con tres tipos de gases inertes usados en MA (argón, nitrógeno y helio), dentro de un rango de temperatura de 295 K – 470 K (ver Figura 2.16), y observaron que esta propiedad térmica varía su comportamiento si se modifica la presión atmosférica (ver Figura 2.17). En ambos casos, se puede concluir que existe un decaimiento drástico del comportamiento de la conductividad térmica del polvo en comparación con su estado sólido y es de suma importancia emplear valores de esta propiedad considerando la cama de polvo como una mezcla de partículas metálicas y gas.

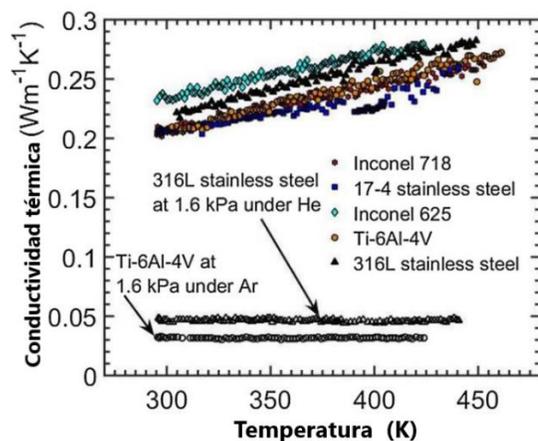


Figura 2.16. Dependencia de la conductividad térmica con la temperatura de polvos de diferentes aleaciones [48].

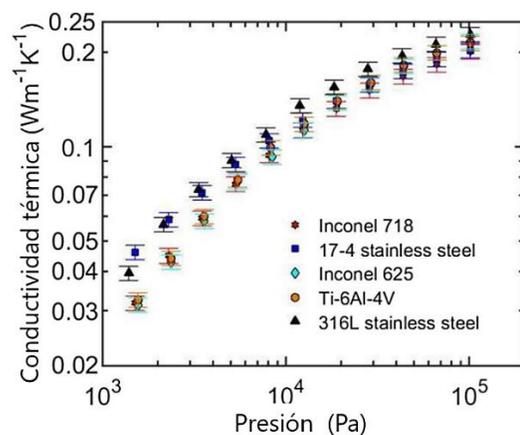


Figura 2.17. Comportamiento de conductividades térmicas de diferentes aleaciones con la Presión bajo Ar [48].

Para modelar con exactitud un proceso FSL, es esencial tener presente los efectos de calor latente. Una revisión de la literatura muestra que las técnicas para tener presente los cambios de fase pueden ser agrupadas en dos grupos. La primera establece una ecuación general de la conservación de la energía, con la temperatura como única variable dependiente, se calcula los efectos de calor latente y se incorporan utilizando el método de capacitancia efectiva [49]. Este modelo de capacitancia requiere precisión y control de pasos de tiempo para asegurar cambios de fase. Si un punto nodal no cae dentro del rango de temperatura entre sólido y líquido, y salta por encima de este intervalo, los efectos de calor latente se pierden para aquel nodo produciendo una distribución de temperatura incorrecta [50]. Una segunda categoría se conoce comúnmente como método de la

entalpía, esta técnica mantiene su exactitud y no omite los efectos de calor latente sobre un elemento, siendo más robusto que el método de capacitancia efectiva (primer grupo) [50].

### 2.4.3 Dinámica de la alberca de fusión

El calentamiento de los polvos metálicos es tal que alcanza temperaturas mayores a su punto de fusión y subsecuentemente sufre un proceso de enfriamiento, lo que da como resultado la consolidación de las partículas metálicas en el proceso. Este mecanismo de consolidación es lo que marca la diferencia entre los procesos FSL y SLS. Durante el proceso FSL, se presentan varios ciclos de fusión y solidificación del componente metálico y se ha mencionado anteriormente algunos fenómenos físicos que se involucran con este proceso como lo son la absorción y reflexión de un cuerpo irradiado, transferencia de calor, etc.

Adicionalmente, se incluyen fenómenos metalúrgicos tales como la transformación de fase, movimiento de la interfaz entre las fases sólido y líquido, flujo de masa causado por los gradientes de tensión superficial [28]. La tasa de enfriamiento y geometría de la alberca de fusión afectan directamente el crecimiento de grano y microestructura del componente que se esté fabricando por FSL, generando un gradiente de temperatura entre el centro y el borde de la alberca de fusión para crear gradientes de tensión superficial que induce el material fundido fluir radialmente hacia el centro [2].

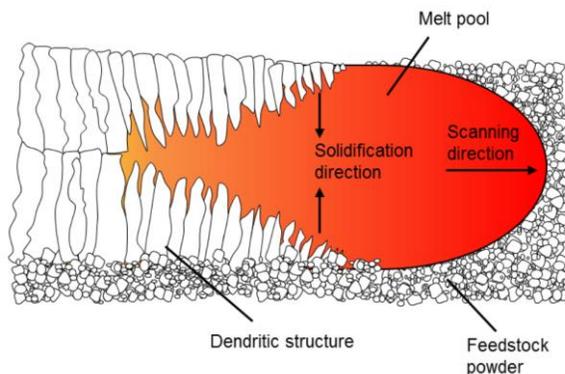


Figura 2.18. Representación esquemática del proceso de solidificación en FSL [2].

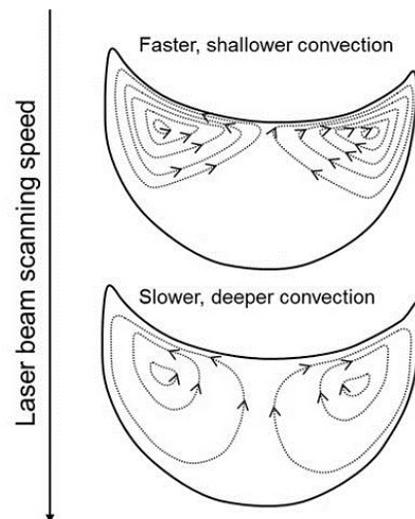


Figura 2.19. Efecto de la velocidad de escaneo del láser sobre la intensidad y profundidad de convección durante el proceso FSL [2].

Los anteriores fenómenos pueden observarse esquemáticamente en las siguientes figuras: la dinámica de la microestructura que se va desarrollando una vez se fusiona las partículas de polvo metálico se presenta en la Figura 2.18, y la Figura 2.19 se ilustra el efecto de la disminución de la velocidad de escaneo sobre la intensidad del flujo Marangoni y la profundidad de transferencia de calor por convección [2].

Cuando se direcciona una fuente de calor concentrada que, para el caso del proceso FSL, se trata de la energía que suministra el láser y con base los principios de transferencia de calor por radiación tratado en 2.4.1. La energía absorbida por la cama de polvo metálico (si es lo suficiente intenso) genera una alberca de fusión. En la mayoría de los casos, la fuente de calor se moviliza a lo largo de una trayectoria prescrita y se puede apreciar esquemáticamente en la Figura 2.20.

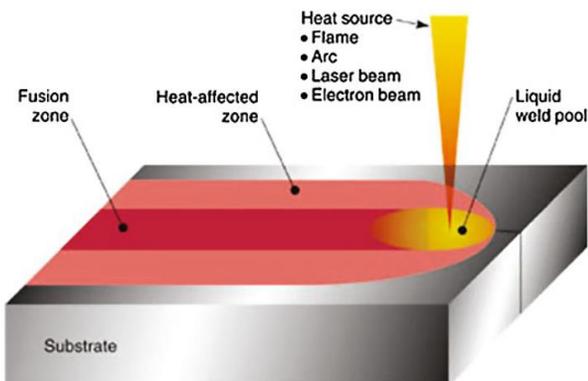


Figura 2.20. Trayectoria de fuente de calor y alberca de fusión [6].

A causa de las altas tasas con que se desarrollan los procesos de calentamiento, fusión y solidificación de una aleación mediante una fuente de calor móvil, diferentes regiones de la pieza experimentan repetidos ciclos de calentamiento y enfriamiento, los cuales afectan su microestructura local y propiedades. Los ciclos térmicos espacialmente variables dan como resultado una microestructura y propiedades no homogéneas dependientes de la ubicación. Los campos de temperaturas son de carácter transitorio y tridimensional, los cuales son prerequisites para entender los parámetros más importantes que afectan la calidad metalúrgica de los componentes tales como las tasas de enfriamiento, parámetros de solidificación, microestructura, esfuerzos residuales y distorsión de los componentes.

#### 2.4.4 Efectos ambientales

Una máquina FSL está equipada para proporcionar un ambiente inerte debido a los ciclos de fusión que sufre el componente que se está fabricando con la finalidad de obtener una pieza libre de oxidación. Para esto, el equipo debe garantizar un acondicionamiento de su espacio de trabajo (cámara de trabajo) libre o al menos valores muy bajos de contenido de oxígeno. Generalmente la oxidación se limita cuando el contenido de oxígeno en la cámara se mantiene por debajo de 0.5 % para prevenir y evitar la interacción del oxígeno con el metal a altas temperaturas (alrededor de la temperatura de fusión) [29].

Las tecnologías de MA para metales frecuentemente utilizan un gas inerte para prevenir la contaminación de aquellas zonas de metal líquido (alberca de fusión). Por un lado, las máquinas MA que utilizan haz de electrones, usan generalmente helio como gas inerte y en vacío, mientras que el argón se usa principalmente en máquinas de MA que usan láser (como es el caso del proceso FSL). Se conoce que los gases inertes son insolubles en metales líquido y su importancia de conocer su comportamiento termo-físico radica en el hecho que en los espacios inter-partícula se alberga este gas, participando en fenómenos de transferencia de calor que se producen en la cama de polvo. Además, el gas fluye sobre la superficie de la cama de polvo a cierta velocidad, lo cual es un parámetro influyente en la disipación de calor por convección, teniendo protagonismo en el proceso de solidificación de metal consolidado en el proceso.

### 2.5 Simulaciones numéricas en procesos de FSL

Diversas técnicas se han aplicado para resolver numéricamente las ecuaciones que gobiernan el comportamiento térmico del proceso FSL. Como se mencionó en la sección anterior, es necesario discutir e introducir un método de elementos finitos no lineal para conseguir resultados aproximados. Se han desarrollado simulaciones numéricas del proceso FSL para predecir los historiales térmicos que se producen y pueden ser encontrados en [16], [26], [29], [31], [31], [45], [51], [52] (por mencionar algunos). También, se ha evidenciado una tendencia a superar diversos desafíos de simulación en sus técnicas y modelamientos que se pueden agrupar en los siguientes temarios:

1. Modelamiento de la fuente (entrada) de calor.
2. Modelamiento de la adición de material.
3. Precisar las pérdidas de calor durante el proceso MA.
4. Dependencia las propiedades del material con la temperatura y sus comportamientos.
5. Anisotropía en las propiedades térmicas
6. Efectos de transformación de fase

Hussein et al. [26] presentaron un modelo tridimensional de simulación por elementos finitos para investigar los campos de temperatura y esfuerzos de fluencia para el acero SS 316L, y presentaron un modelo transitorio no lineal basado en código de análisis de campo termo-mecánico acoplado secuencialmente. En este estudio consideraron que la conductividad térmica está asociada con el material mismo y un factor de porosidad según Ecuaciones (2.4) y (2.5), respectivamente; resultando una diferencia considerable en la aproximación de esta conductividad térmica con aquellas reportadas experimentalmente [47], [48]. La asunción de un modelo de fuente de calor de carácter volumétrica en coordenadas polares permitió obtener como resultado temperaturas pico promedio de 2600 K para una configuración de parámetros de potencia y velocidad de escaneo de 100 W y 100 mm/s, respectivamente.

$$\varepsilon = \frac{\rho_s - \rho_{pwd}}{\rho_s} \quad (2.4)$$

$$k_p = k_s(1 - \varepsilon) \quad (2.5)$$

Donde  $\varepsilon$  es la porosidad de la cama de polvo metálico, las variables  $\rho_s$ ,  $\rho_{pwd}$ ,  $k_s$  y  $k_p$  son la densidad en estado sólido, densidad en estado polvo, conductividad térmica en estado sólido y polvo, respectivamente. Adicionalmente, implementaron el calor latente generado durante el proceso de fusión en la alberca de fusión a partir un aumento artificial en el calor específico, relacionando la entalpía, densidad y calor específico descrito según Ecuación (3.11).

Adicionalmente, estudiaron el comportamiento de las dimensiones de alberca de fusión para procesos de una sola capa fijando la potencia a 100 W y variando la velocidad de escaneo en 100 mm/s, 200 mm/s y 300 mm/s para observar el comportamiento. Como resultado, la longitud predicha de la alberca de fusión varía desde 1.4 mm a 300 mm/s hasta 0.9 mm a 100 mm/s, mientras que el ancho varía desde 0.22 mm a 0.38 mm y la profundidad desde 0.4 mm hasta 0.63 mm, respectivamente. Durante la verificación del modelo, la profundidad de la alberca de fusión de la simulación fue comparada con el espesor de las capas producidas experimentalmente utilizando los mismos parámetros de simulación como puede observarse en la Figura 2.21.

Manvatkar et al. [53] igualmente desarrollaron un modelo de flujo de fluido tridimensional, transitorio y transferencia de calor para un proceso de deposición de metal por láser (MA) y consideraron el láser como una fuente de calor volumétrica con distribución Gaussiana en coordenadas cilíndricas para facilitar su modelación. Las propiedades del acero inoxidable 316L establecieron una densidad constante de 7800 kg/m<sup>3</sup> durante el proceso, mientras que la conductividad térmica y calor específico se

encuentran en función de la temperatura mas no incluyeron fenómenos físicos que se presentan por la condición de estado de polvo metálico en el material.

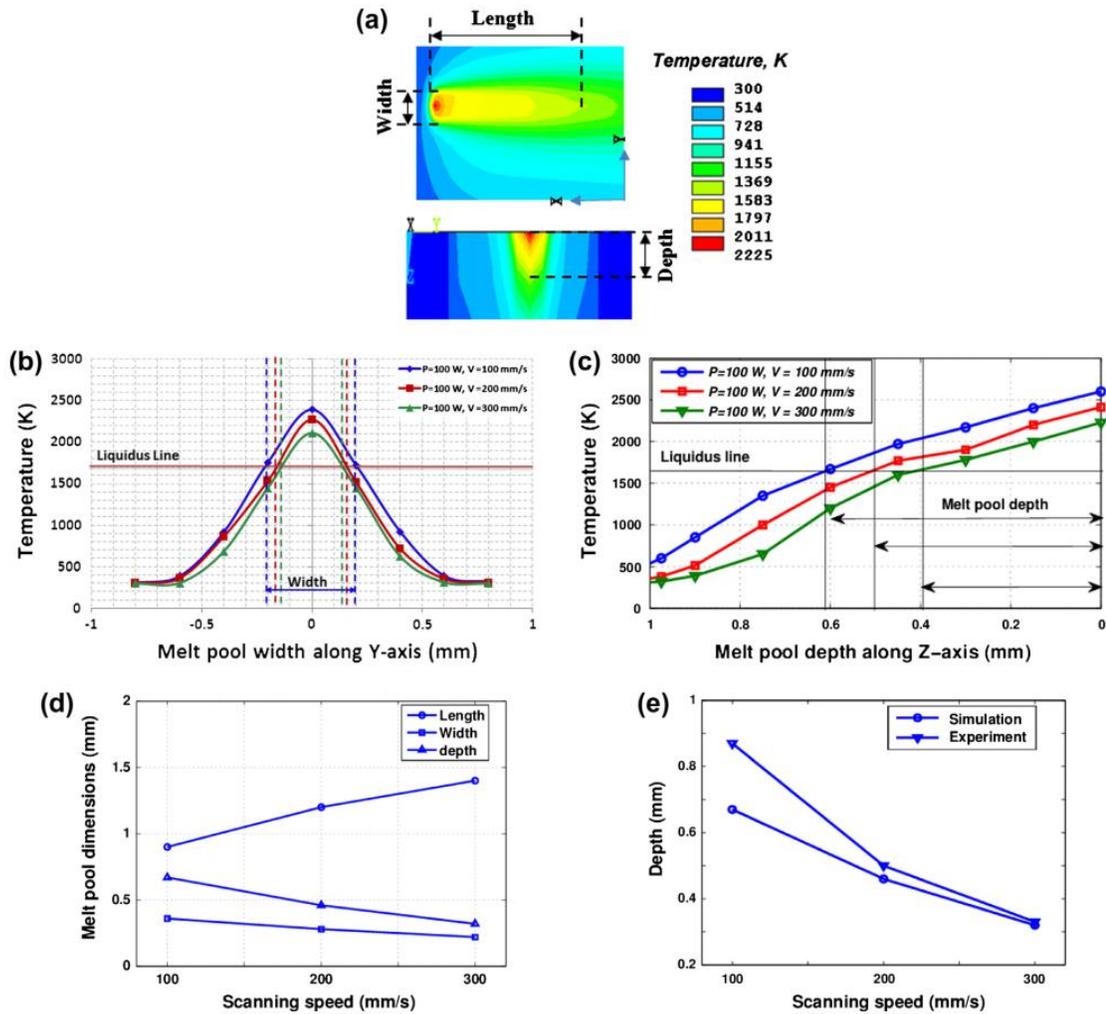


Figura 2.21. a) Contorno de temperatura de la alberca de fusión predicha, b) ancho de alberca de fusión de varias velocidades de escaneo, c) profundidad de alberca de fusión de varias velocidades de escaneo, d) comparación de las dimensiones de alberca de fusión predichas en función de la velocidad de escaneo y e) comparación de la profundidad de alberca de fusión de simulación y experimento [26].

Los resultados de simulación y experimentales de Manvatkar et al. [53], encontraron que las secciones transversales de los perfiles de alberca de fusión calculada en las primeras tres capas se muestra en la Figura 2.22 para examinar la geometría de la estructura. Además, realizaron una comparación entre la sección transversal predicha y aquel observado experimentalmente para las tres capas de estructuras.

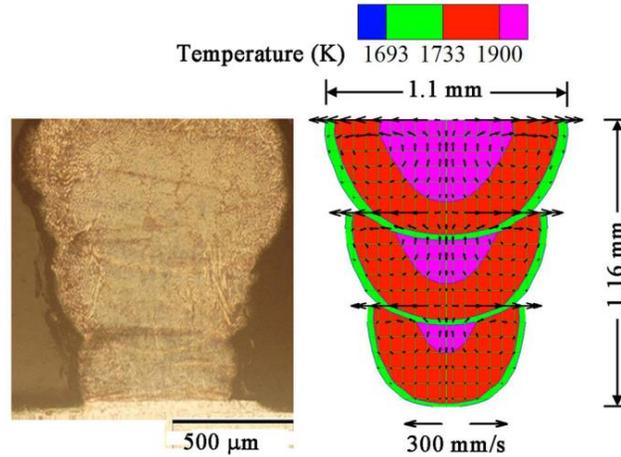


Figura 2.22. Comparación de la sección transversal teórica y experimental de la estructura de tres capas [53].

Sin embargo, Manvatkar et al. [53] estimaron que las tasas de enfriamiento presentes en el proceso de simulación fueron de 6548 K/s, 4245 K/s y 2779 K/s para la primera, segunda y tercera capa, respectivamente. Concluyeron que estos valores no son realistas porque se ignora, en los cálculos de conducción de calor, la mezcla de líquidos calientes y fríos los cuales reducen los gradientes térmicos en la alberca de fusión. Además, en la literatura se señala que las velocidades de enfriamiento fácilmente superan múltiplos de  $10^5$  K/s [14].

En el estudio presentado por Antony et al. [54] investigaron el proceso FSL para un acero inoxidable grado 316L utilizando un láser de Nd:YAG y establecieron los efectos de los parámetros del proceso tales como potencia de láser, velocidad de escaneo y láser sobre las características de la alberca de fusión. Asimismo, presentaron un modelo térmico donde la intensidad del láser posee una distribución normal (Gaussiana) con un perfil modo TEM00 y su densidad de potencia es superficial (fuente de calor superficial).

Para la conductividad térmica de la cama de polvo, Antony et al. [54] consideraron que, dentro de la cama de polvo, el modo de transferencia de calor es principalmente conducción considerando la distancia inter-partícula y es lo suficientemente pequeña como para permitir transferencia de calor por convección. La cama de polvo consiste en partículas sólidas separada por un gas, la conductividad térmica del aire a temperatura ambiente es  $0.0065 \text{ W/(m-K)}$  e incluyen para efectos de cálculo una conductividad térmica efectiva mostrada en la Ecuación (2.6).

$$k_{\text{eff}} = \frac{\rho_R k_s}{1 + \phi(k_s/k_g)} \quad (2.6)$$

$$\phi = 0.02 \times 10^{2(0.7-\rho_R)} \quad (2.7)$$

Donde  $\rho_R$  es la densidad relativa inicial de la capa de polvo,  $k_s$  es la conductividad térmica del sólido en función de la temperatura y  $k_g$  es la conductividad térmica del aire y  $\phi$  es el coeficiente empírico calculado según Ecuación (2.7).

Como resultado de investigación, para una configuración de parámetros de láser P, velocidad de láser V y diámetro de láser d, obtuvieron como temperatura pico mayores a 3500 K, superando fácilmente la temperatura de evaporación del acero inoxidable 316L, como se evidencia en la Figura 2.23

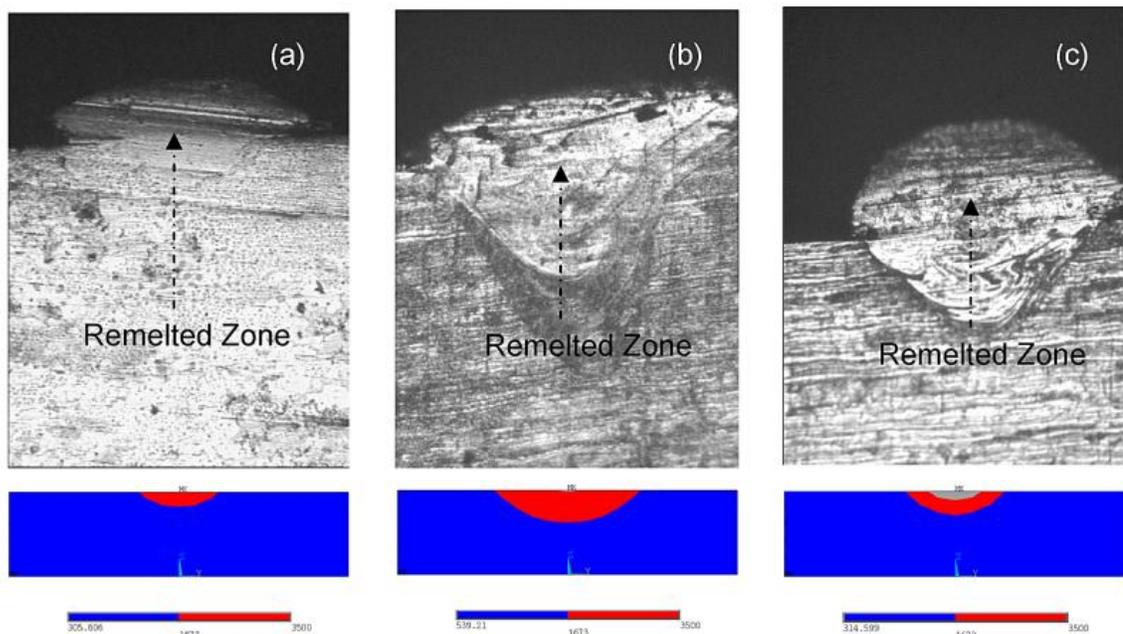


Figura 2.23. Micrografía de la formación de un solo trayecto de acero 316L sobre un sustrato del mismo material. a)  $P = 150 \text{ W}$ ,  $V = 12 \text{ m/min}$  y  $d = 300 \mu\text{m}$ ; b)  $P = 200 \text{ W}$ ,  $V = 2.4 \text{ m/min}$  y  $d = 500 \mu\text{m}$ ; y c)  $P = 200 \text{ W}$ ,  $V = 8.4 \text{ m/min}$  y  $d = 300 \mu\text{m}$  [54].

En la investigación de Masmoudi et al. [55] consideraron modelar adicionalmente la atmósfera del gas inerte para entender la interacción láser-material-gas, puesto que involucra varios fenómenos físicos complejos que intervienen en la transferencia de calor, incluyendo las fases de sólido, líquido y vapor del material (SS 316L). Igualmente, consideraron el láser como una fuente de calor superficial (2D) y las propiedades termo-físicas del polvo se encuentran en función de la temperatura y porosidad.

Debido a la naturaleza de la máquina de MA (láser de fase pulsada) encontraron una relación en la velocidad de avance efectiva para ser introducida en la simulación e interpretación de parámetros con resultados. Reportaron que las dimensiones de la alberca

de fusión (ancho y profundidad) disminuía a medida que incrementaba la velocidad efectiva, registrando temperaturas pico de hasta de 3080 K y su validación mostró buen acercamiento de los datos de simulación con los experimentales. Esta investigación presenta una aproximación aceptable para un proceso FSL de baja potencia del láser, lo cual es aceptable aproximar la fuente de calor a nivel superficial.

Cherry et al. [52] investigaron el efecto de la densidad de energía sobre las propiedades de piezas fabricadas de SS 316L mediante FSL. Una serie de parámetros del proceso de fabricación FSL fueron variados para observar y evaluar su impacto en la porosidad, acabado superficial, microestructura, densidad y dureza.

Uno de los mayores aportes en la investigación de Cherry et al. [52] acerca del proceso FSL, para el acero inoxidable en mención, fue hallar los parámetros óptimos para lograr la cantidad mínima de porosidad (0.38 %) cuando se suministra una densidad energética de  $104.5 \text{ J/mm}^3$ , lo cual fue corroborado y empleada como parámetro de diseño en otras investigaciones que llevaron a cabo simulaciones numéricas [43], [44], [56], [57]. A partir de esta optimización, la densidad energética indicada para el polvo metálico SS 316L, es posible calcular parámetros adecuados tales como potencia del láser, velocidad de escaneo, distancia entre punto y distancia entre trayectorias del láser.

Foroozmehr et al. [36] presentaron en su trabajo un modelo de elemento finito tridimensional para simular y predecir el tamaño de la alberca de fusión durante el proceso FSL. Lo que resalta en esta investigación fue la introducción de una profundidad óptica efectiva en la modelación del láser (fuente de calor volumétrica) y su dependencia sobre el tamaño de la partícula de polvo para la definición de la fuente de calor. Foroozmehr et al. [36] aproximaron el *spot* del láser a una región cuadrada de forma que sea equivalente al *spot* circular del láser real (0.6 mm) con cierta profundidad efectiva (*OPD*) según Figura 2.24 y el modelamiento matemático del láser son descritos en las Ecuaciones (2.8 y (2.9).

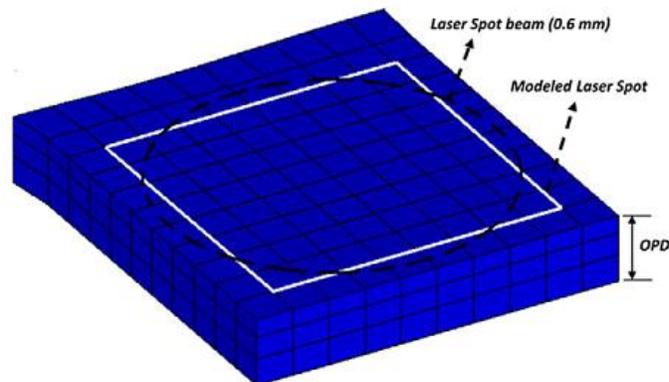


Figura 2.24. Spot modelado del láser [36].

$$Q = \frac{A \times P}{Vol.} \quad (2.8)$$

$$Vol. = S \times (\alpha \times OPD) \quad (2.9)$$

Donde  $A$  es el coeficiente de absorción,  $P$  es la potencia del láser,  $Vol.$  es el volumen expuesto al láser y  $S$  es el área equivalente (cuadrado) del láser,  $OPD$  es la profundidad óptica efectiva del láser y  $\alpha$  es un factor de corrección y calibración para asumir una fuente de calor uniforme [36].

Los resultados de la investigación de Foroozmehr et al. [36] se sintetizan en la Tabla 2.3 donde se calcula la profundidad de la alberca de fusión simulada y es comparada con las obtenidas experimentalmente en las muestras para diferentes velocidades de escaneo del láser. También señalan que las máximas temperaturas predichas fueron 2170 K, 2103 K y 1902 K para las velocidades de escaneo de 80 mm/s, 100 mm/s y 150 mm/s, respectivamente. Sus resultados reflejan la efectividad de asumir una fuente de calor volumétrica cuando se valida experimentalmente, principalmente cuando se predice la profundidad de la alberca de fusión. Sin embargo, en su trabajo no estudiaron el ancho de la alberca de fusión tanto en simulación como en la experimentación.

Tabla 2.3. Comparación entre el espesor de capa promedio de muestras y profundidad de alberca de fusión calculada en diferentes velocidades de escaneo [36].

V = 80 mm/s			V = 100 mm/s			V = 150 mm/s		
Exper.	Simulado	Error	Exper.	Simulado	Error	Exper.	Simulado	Error
230.6 $\mu\text{m}$	234.3 $\mu\text{m}$	1.6 %	355 $\mu\text{m}$	306.3 $\mu\text{m}$	13.7 %	200.4 $\mu\text{m}$	178.5 $\mu\text{m}$	10.8 %

Roy et al. [37] presentaron una nueva formulación para modelar la fusión, consolidación y proceso de solidificación durante el proceso FSL. Lo que resalta de su trabajo fue la introducción de la transición sólido – líquido, lo que se conoce como zona blanda (*mushy zone*, en inglés), formulando la presencia e interacción de propiedades en ambas fases para el modelamiento térmico del proceso FSL. Sin embargo, los resultados de simulación, los historiales de temperatura obtuvieron picos mayores que la temperatura de evaporación simulando a una potencia de láser relativamente bajas. Lo anterior se refleja en la Figura 2.25 donde muestra el campo de temperatura en la superficie superior del polvo y las líneas discontinuas hacen referencia al tamaño de interacción del láser.

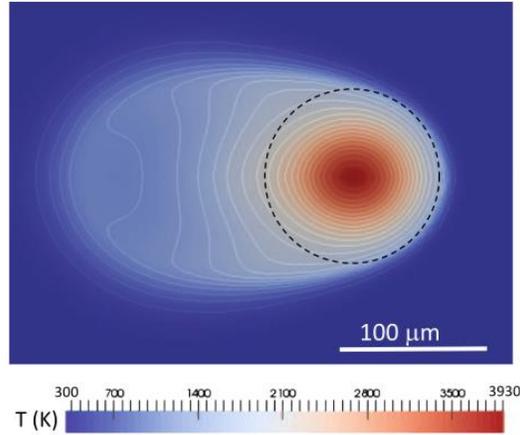


Figura 2.25. Resultado de simulación de Roy et al. [37] para una potencia de láser de 50 W con velocidad de escaneo de 16 cm/s y con radio de 60  $\mu\text{m}$ .

La investigación realizada por Luo et al. [38] tuvo como resultado un modelo de elemento finito acoplado termo-mecánicamente de manera tridimensional, transitorio y no lineal para analizar campos de temperatura y esfuerzos de fluencia durante proceso FSL de un material termoeléctrico SnTe. Luo et al. [38] observaron la gran dificultad de medir de forma experimental la conductividad térmica del polvo metálico. Por tanto, introdujeron en su simulación la modelación de la conducción de calor planteada por Sih y Barlow [58] y asumieron una densidad de potencia superficial y con distribución normal. Luo et al. [38] concluyeron que el gradiente de temperatura alcanzó su máximo valor a la mitad de la primera trayectoria del láser y un mínimo se observó a lo largo de eje  $x$  (sobre la superficie de la cama de polvo).

Luo et al. [38] evidenciaron que al analizar cierta zonal tal que se ubica en la mitad del proceso de escaneo del láser (denominado  $P_3$ ), tal como se observa en la Figura 2.26b, el proceso SLM simulado desarrolla temperaturas picos por encima de la temperatura de evaporación del material. Esta situación se muestra en la Figura 2.27 para una gama de velocidades de escaneo del láser y potencia.

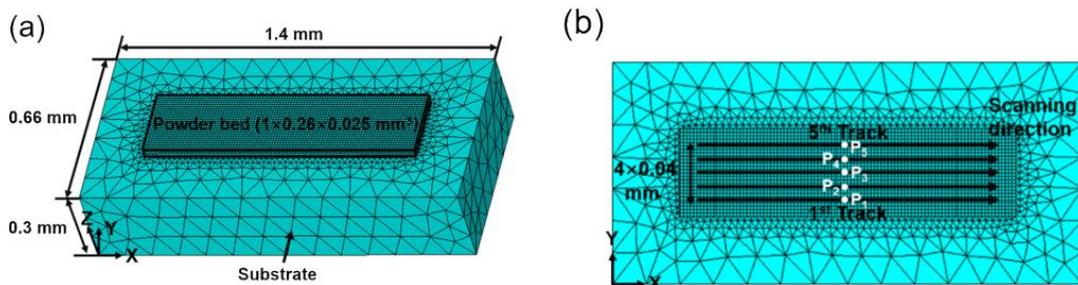


Figura 2.26. (a) Modelo 3D de elemento finito y (b) vista superior del modelo mostrando la estrategia de escaneo durante el proceso SLM [38].

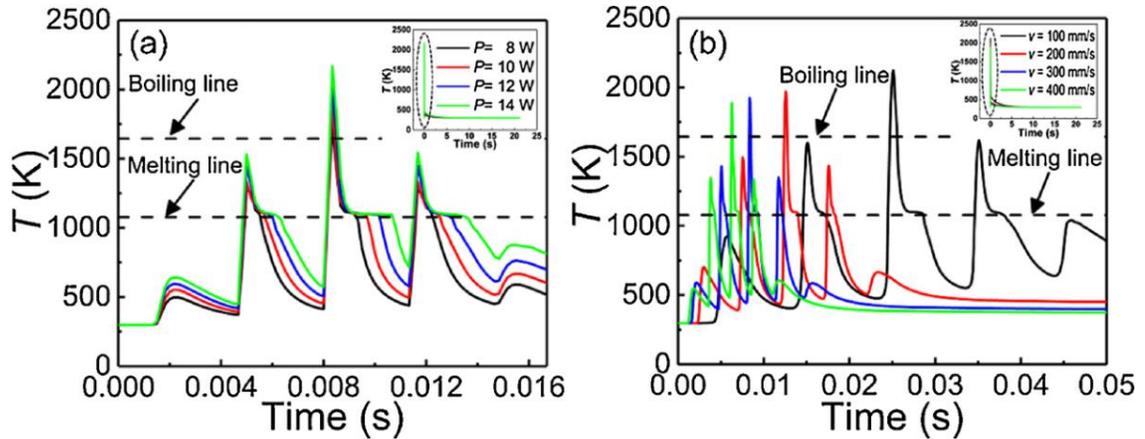


Figura 2.27. Evolución temporal de la distribución de temperatura en  $P_3$ , durante el proceso SLM simulado con (a)  $V = 300 \text{ mm/s}$  y diferentes potencias del láser; (b)  $P = 10 \text{ W}$  y diferentes velocidades de escaneo [38].

Li et al. [39], [59] investigaron campos de esfuerzo de fluencia y de temperatura en el proceso FSL aplicado a un acero inoxidable 316L. La modelación del láser lo describieron como una fuente de calor volumétrico móvil, propuesto por Gusarov et al. [41]; quienes consideraron la capacidad del láser para penetrar a través de la cama de polvo. Incluyeron también la modelación de fenómenos de contracción y pérdida de material consolidado por fenómenos de evaporización durante el proceso para calcular (mediante simulación) la altura acumulada en cada capa.

Li et al. [39], [59] simularon, una trayectoria de escaneo en una cama de polvo metálico, con las características del párrafo precedente, logrando que las temperaturas pico se desarrollaran ligeramente por debajo de la temperatura de evaporación del material (3200 K); como puede apreciarse en la Figura 2.28 en tres puntos diferentes de la trayectoria de láser. La validación de su método se presenta en la Tabla 2.4 para diferentes parámetros de fabricación en el proceso SLM (potencia de láser y velocidad de escaneo). Concluyendo que, bajo las operaciones de procesamiento, la penetración y ancho de la alberca de fusión a través del modelamiento muestran un buen acuerdo con los resultados experimentales.

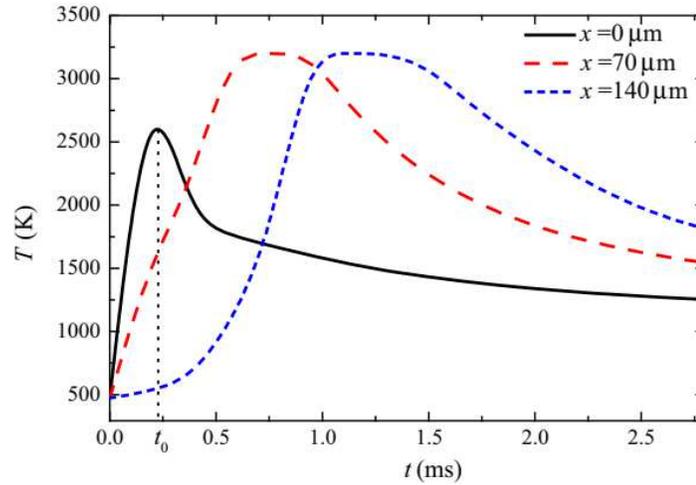


Figura 2.28. Evolución de la temperatura de tres puntos [59].

Tabla 2.4. Comparación del modelamiento del tamaño de la alberca de fusión con los resultados experimentales [59].

		$P=350\text{W}$	$V=1.14\text{m/s}$	$P=150\text{W}$	$V=0.5\text{m/s}$	$P=150\text{W}$	$V=1.14\text{m/s}$
<b>Profundidad</b> <b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>	Experimental	43.8		32.1		22.2	
	Simulación	45.6		35.7		24.1	
	Error	3.95 %		10.05 %		7.88 %	
<b>Ancho</b> <b>(<math>\mu\text{m}</math>)</b>	Experimental	140		126		97	
	Simulación	146.1		129.2		99.1	
	Error	4.15 %		2.48 %		2.12 %	

## CAPÍTULO 3

### MODELO DE SIMULACIÓN TÉRMICA PARA EL PROCESO FSL

#### 3.1 Introducción

Este capítulo describe la metodología para resolver numéricamente las ecuaciones que describen el comportamiento térmico del proceso FSL. A continuación, se discutirán los modelos térmicos con las condiciones de frontera más relevantes y su descripción seguirá el método empleado para el software ANSYS MECHANICAL APDL®. Sin embargo, el enfoque del modelamiento es general, y puede ser aplicado a cualquier código de programación en MA. Inicialmente, se presentará un tratamiento para modelar la adición de material, seguido de una breve discusión del método de malla y las condiciones de frontera más importantes para obtener una solución numérica válida. El desarrollo de la simulación numérica proporcionará los siguientes resultados:

1. Predecir las máximas temperaturas desarrolladas en el proceso FSL,
2. Capturar el historial de campo de temperaturas,
3. Calcular los gradientes térmicos y los cambios de temperatura.

#### 3.2 Implementación de elemento finito no lineal

La aproximación de Galerkin es utilizada para convertir las ecuaciones que gobiernan el proceso FSL a una formulación débil. Para un problema térmico, la ecuación que gobierna el modelo se recrea a partir de un balance energético. Una formulación débil produce una solución nodal a partir del vector  $\mathbf{U}$  de cualquiera de las temperaturas, un vector residual  $\mathbf{R}$ , y una matriz de rigidez  $d\mathbf{R}/d\mathbf{T}$ . A partir de una estimación inicial  $\mathbf{U}^0$ , el método de Newton-Raphson puede ser aplicado iterativamente de acuerdo con la Ecuación (3.1).

$$\mathbf{U}^{i+1} = \mathbf{U}^i - \left[ \frac{d\mathbf{R}^i}{d\mathbf{U}} \right]^{-1} \mathbf{R}^i \quad (3.1)$$

Donde los superíndices  $i$  e  $i+1$  se refieren a las iteraciones previa y actual, respectivamente [49]. La Ecuación (3.1) se aplica hasta una norma apropiada del residuo

**R** sea menor que la tolerancia especificada. Cada paso de tiempo toma la solución del paso de tiempo anterior como una estimación inicial [14]. Detalles adicionales relacionadas con la formulación de la Ecuación (3.1) puede encontrarse en [60].

### 3.3 Propiedades del material

En este apartado se sustentarán las propiedades termo-físicas del polvo metálico de acero inoxidable 316L requeridas para la implementación de la simulación numérica de carácter no lineal. Para ello, se expondrán las aproximaciones y enfoques adecuados debido a su dificultad para medirse experimentalmente de acuerdo con lo establecido en la sección 2.4.1.

Los siguientes modelos de las propiedades del material consideran los cambios de fase que se presentan en el proceso FSL, dependencia de las propiedades con la temperatura y su comportamiento al considerarse como un medio poroso. Para efectos de cálculo en los modelos expuestos a continuación, los valores de las propiedades del acero 316L (medio continuo) fueron sustraídos de acuerdo a los sugeridos por Mills [61] y se presentan en la Tabla 3.1. Y para el cálculo de los efectos térmicos del gas inerte (Argón) se muestra en la Tabla 3.2, dispensable para calcular las pérdidas de calor por convección en la superficie de la cama de polvo.

Tabla 3.1. Propiedades termo-físicas del acero 316L sólido [61].

Temperatura (K)	Densidad $\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	Conductividad térmica (W/m-K)	Calor específico (J/kg-K)	Entalpía (J/m <sup>3</sup> ) x10 <sup>9</sup>
298	7950	13.4	470	0
373	7921	15.5	490	0.148
473	7880	17.6	520	0.355
573	7833	19.4	540	0.584
773	7735	23.4	570	1.08
973	7628	25.1	600	1.62
1173	7520	27.9	640	2.22
1273	7462	29.1	660	2.54
1373	7411	29.3	670	2.87
1474	7361	30.9	700	3.31
1573	7311	31.1	710	3.9
1674	7269	31.1	720	5.97
1686	7249.6	30.97	725.5	6.06
1689	7230.2	30.84	731	6.16
1690	7191.4	30.58	742	6.35
1691	7152.6	30.32	753	6.53
1692	7113.8	30.06	764	6.71
1693	7075	29.8	775	6.89
1694	7036.2	29.24	786	7.07
1695	6997.4	29.28	797	7.25

1695.5	6958.6	29.02	808	7.42
1696	6919.8	28.76	819	7.59
1697	6881	28.5	830	7.76
1773	6842	29.5	830	8.01
1873	6765	30.5	830	8.48

Tabla 3.2. Propiedades termodinámicas del argón [62].

Temperatura (K)	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Conductividad térmica (W/m-K)	Calor específico (J/kg-K)	Viscosidad (kg/m-s) x10 <sup>-5</sup>
298	1.714	0.01774	521.6	2.262
373	1.368	0.02131	521.1	2.716
473	1.079	0.02563	520.8	3.268
573	0.8905	0.02957	520.6	3.771
773	0.6601	0.03658	520.5	4.67
973	0.5244	0.04279	520.4	5.467
1173	0.435	0.04843	520.4	6.193
1273	0.4008	0.05109	520.4	6.536
1373	0.3717	0.05367	520.4	6.868
1474	0.3462	0.05619	520.4	7.193
1573	0.3244	0.05859	520.4	7.504
1674	0.3048	0.06099	520.4	7.813
1686	0.3027	0.06127	520.4	7.849
1689	0.3021	0.06134	520.4	7.858
1690	0.302	0.06136	520.4	7.861
1691	0.3018	0.06138	520.4	7.864
1692	0.3016	0.06141	520.4	7.867
1693	0.3014	0.06143	520.4	7.87
1694	0.3012	0.06145	520.4	7.873
1695	0.3011	0.06148	520.4	7.877
1695.5	0.301	0.06149	520.4	7.878
1696	0.3009	0.0615	520.4	7.88
1697	0.3007	0.06152	520.4	7.883
1773	0.2878	0.06328	520.4	8.11
1873	0.2725	0.06555	520.3	8.404

### 3.3.1 Densidad Aparente

Al tratarse de polvo, la densidad debe de referirse como algo relativo debido a la presencia de espacios entre partículas y su comportamiento fue presentado de acuerdo con la Ecuación (2.3. En la Figura 3.1 se muestra el comportamiento de la densidad aparente en función de la temperatura para el polvo metálico de acero 316L con base en la Ecuación (2.3. Se observa que, a partir de la temperatura ambiente, la densidad aparente aumenta

paulatinamente hasta que alcanza la temperatura de fusión, donde el polvo se consolida y adquiere la densidad del sólido.

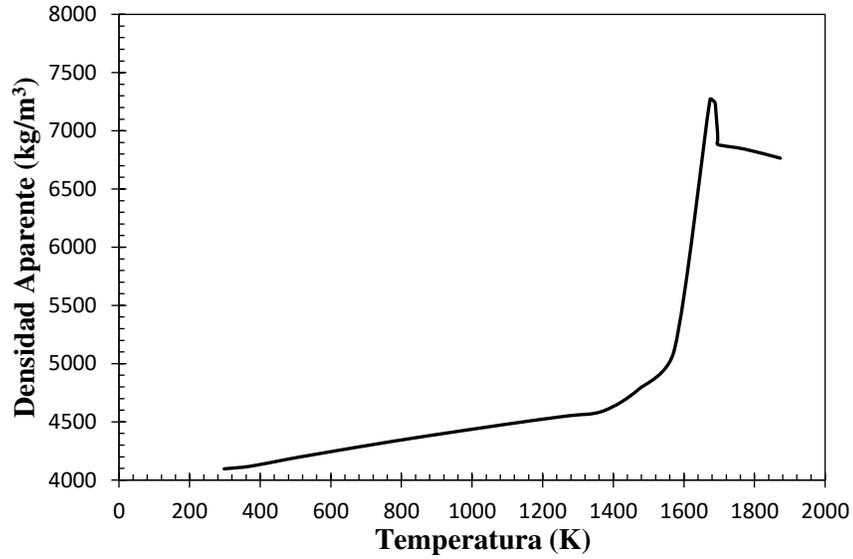


Figura 3.1. Aproximación de la densidad aparente para polvo de acero 316L.

### 3.3.2 Conductividad térmica

La conductividad térmica del polvo metálico son asignados basados en las relaciones de Sih y Barlow [58], [63]. Para la conductividad térmica del polvo metálico  $k_p$ , se asume que la morfología de la partícula es esférica y se comporta según Ecuación (3.2). Donde  $k_g$  es la conductividad térmica del argón alrededor de las partículas mostrados en la Tabla 3.2,  $\varepsilon$  es la porosidad de la cama de polvo,  $k_s$  es la conductividad térmica del acero 316L en sólido expuestos en la Tabla 3.1 y  $k_r$  es la transferencia de calor atribuido a la radiación entre partículas de polvo y se define según Ecuación (3.6).

La emisión de radiación desde la superficie caliente y porosa del polvo metálico es ocasionada por la emisión de partículas, incluyendo las cavidades presentes en la cama de polvo. La emisividad  $\varepsilon_p$  de la cama de polvo puede ser calculada de acuerdo con la Ecuación (3.3).

$$k_p = k_g \left\{ (1 - \sqrt{1 - \varepsilon}) \left( 1 + \varepsilon \frac{k_r}{k_g} \right) + \sqrt{1 - \varepsilon} \left[ \frac{2}{1 - \frac{k_g}{k_s}} \left( \frac{2}{1 - \frac{k_g}{k_s}} \ln \frac{k_s}{k_g} - 1 \right) + \frac{k_r}{k_g} \right] \right\} \quad (3.2)$$

$$\epsilon_p = A_H \epsilon_H + (1 - A_H) \epsilon_s \quad (3.3)$$

Donde  $A_H$  es la fracción de área de poros en la superficie de la cama de polvo y se calcula con la Ecuación (3.4). Y la emisividad de las vacantes de la superficie de la cama con la Ecuación (3.5). De esta forma se puede obtener el parámetro  $k_r$  con la Ecuación (3.6) donde  $\sigma$  es la constante universal de Stefan-Boltzmann y  $D_p$  es el diámetro promedio de las partículas de polvo.

$$A_H = \frac{0.908\epsilon^2}{1.908\epsilon^2 - 2\epsilon + 1} \quad (3.4)$$

$$\epsilon_H = \frac{\epsilon_s \left[ 2 + 3.082 \left( \frac{1 - \epsilon}{\epsilon} \right)^2 \right]}{\epsilon_s \left[ 1 + 3.082 \left( \frac{1 - \epsilon}{\epsilon} \right)^2 \right] + 1} \quad (3.5)$$

$$k_r = \frac{4\epsilon_p \sigma T^3 D_p}{1 - 0.132\epsilon_p} \quad (3.6)$$

En la Figura 3.2 se presenta el comportamiento de la conductividad térmica del polvo metálico de acero 316L que se implementará en la simulación numérica y su aproximación fue de acuerdo con las Ecuaciones (3.2) al (3.6). Cabe resaltar que una vez se supere la temperatura de fusión del material presente ( $T \geq 1697$  K), la conductividad térmica seguirá un comportamiento de acuerdo con la Tabla 3.1 debido a que las partículas de polvo metálico se fusionan y luego se consolidan durante el proceso de enfriamiento.

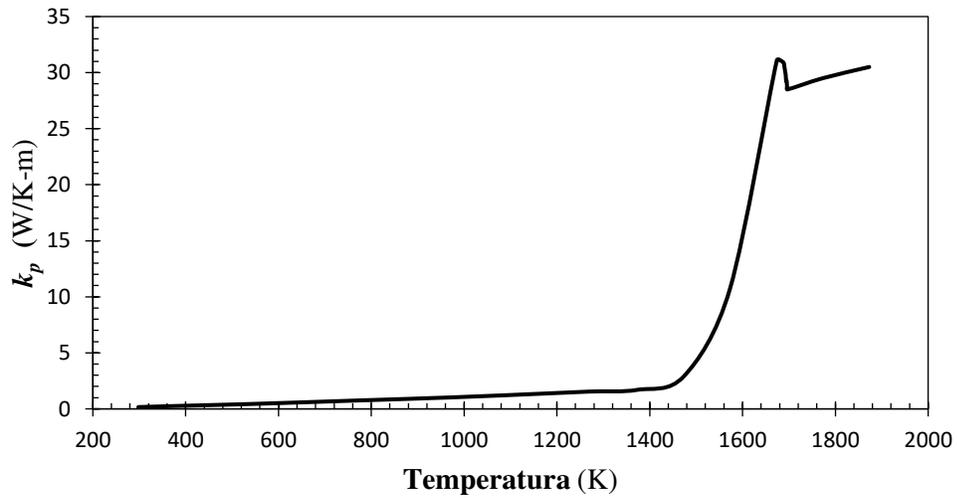


Figura 3.2 Comportamiento de la conductividad térmica de polvo metálico 316L en función de la temperatura.

La formación de una zona de fusión, o más conocida como alberca de fusión, con metal líquido recirculando que se moviliza con el movimiento de la fuente de calor, es un fenómeno de suma importancia que tienen en común tanto la soldadura como los procesos MA para metales. Las simulaciones de transferencia de calor por convección requieren cálculos de campos de velocidad de masa los cuales son bastantes difíciles y tareas computacionales muy intensas. Sin embargo hay evidencias en la literatura que demuestran que si no se toma en cuenta esta transferencia de calor acelerada en la alberca de fusión puede conducir a historiales de temperatura y tasas de enfriamiento inexactos [4], [50].

También, debido a los gradientes térmicos presentes dentro del proceso, y la dependencia de las propiedades termo-físicas, se pueden considerar dos importantes hechos. El primer fenómeno para considerar es la termo-capilaridad convectiva o más conocido como Marangoni [31], [64]. El segundo principal efecto es la flotabilidad o movimiento inducido por gradientes de densidad. La convección por termo-capilaridad ocurre cuando un gradiente de tensión superficial se desarrolla dentro de un campo de flujo. Los fluidos metálicos son conocidos por tener grandes valores de tensión superficial debido a la presencia de enlace metálico dentro del fluido [65]. Estos dos fuertes efectos acoplados y sumados con los altos gradientes térmicos dentro de la alberca de fusión conducen a un gran potencial de conducción a través del transporte de masa que se desarrolla en la zona de fusión.

Para simplificar y acelerar el proceso de modelamiento, ciertos investigadores [35], [50], [66] han utilizado el enfoque de la conductividad térmica mejorada para tener en cuenta la transferencia de calor por convección en la alberca de fusión que interactúa con el resto de la pieza. En vez de solucionar las ecuaciones de Navier–Stoke intrínsecas con el proceso, sólo la ecuación de energía se solucionaría mediante la introducción de una conductividad térmica mejorada. Se asume que este enfoque de la conductividad térmica manipularía la distribución de temperatura, en una manera que los efectos son similares a aquellos inducidos por los fenómenos de convección desarrollados en la alberca de fusión.

Asumiendo una transferencia de calor por conducción normal e isotrópico se tiene que  $k_{xx} = k_{yy} = k_{zz} = k$ . Mientras que la conductividad térmica mejorada isotrópica se define por la Ecuación (3.7).

$$k' = \alpha k \quad (3.7)$$

Donde  $k$  es el valor de la conductividad térmica normal e isotrópica en la temperatura correspondiente y  $\alpha$  es el factor de mejoramiento isotrópico el cual se define según Ecuación (3.8)

$$\alpha = \begin{cases} 1, & \text{si } T < T_{fusión} \\ \text{Factor multiplicador,} & \text{si } T > T_{fusión} \end{cases} \quad (3.8)$$

Similarmente, la conductividad térmica mejorada y de carácter anisotrópica  $k''_{ii}$  se define de acuerdo con la Ecuación (3.9).

$$k''_{ii} = \alpha_{ii} k \quad (3.9)$$

Donde  $k$  es el valor de la conductividad térmica isotrópica normal correspondiente a la temperatura,  $ii$  representa la coordenada espacial y  $\alpha_{ii}$  es el factor mejorado anisotrópico para la respectiva coordenada espacial, el cual se define según Ecuación (3.10)

$$\alpha_{ii} = \begin{cases} 1, & \text{si } T < T_{fusión} \\ \text{Factor multiplicador,} & \text{si } T > T_{fusión} \end{cases} \quad (3.10)$$

### 3.3.3 Capacidad calorífica específica y calor latente

De acuerdo con lo mencionado en la Sección 2.4.1, la importancia de considerar en la simulación numérica el calor latente de las transformaciones de fase durante la evolución de la temperatura en el proceso FSL en términos de entalpía [26], [36], [38], [50], [67]. Por definición, el calor latente (entalpía  $H$ ) se deriva de la Ecuación (3.11). Para efectos de cálculo, los valores fueron sustraídos de la Tabla 3.1, la Figura 3.3 y Figura 3.4 muestran el comportamiento del calor específico y entalpía del polvo metálico en función de la temperatura.

$$H = \int \rho(T) C(T) dT \quad (3.11)$$

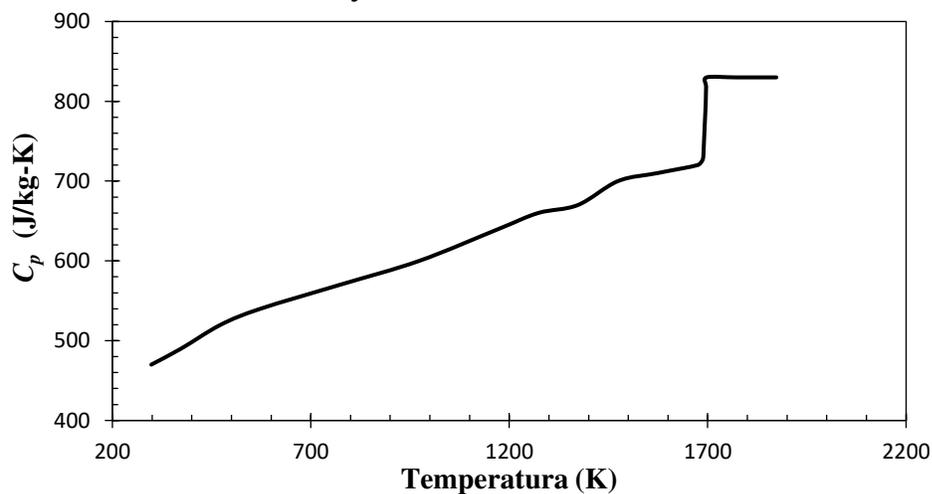


Figura 3.3. Calor específico de acero inoxidable 316L en función de la temperatura

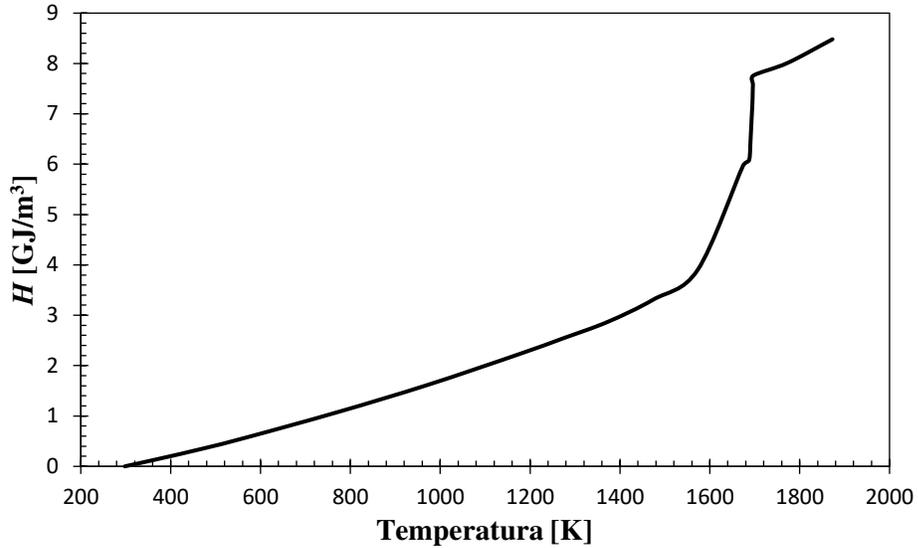


Figura 3.4. Entalpía del polvo metálico de acero 316L en función de la temperatura

### 3.4 Modelamiento térmico

Para un cuerpo de densidad  $\rho$ , y con calor específico isotrópico  $C_p$ , la ecuación que gobierna el proceso térmico se rige de acuerdo con la Ecuación (3.12).

$$\frac{dH}{dt} = -\nabla \cdot \mathbf{q}(\mathbf{r}, t) + Q(\mathbf{r}, t) \quad (3.12)$$

Donde  $T$  es la temperatura,  $t$  es tiempo,  $\nabla$  es operador de divergencia,  $\mathbf{q}$  es el vector de flujo de calor,  $\mathbf{r}$  es la referencia relativa o coordenada espacial en el dominio del volumen del cuerpo  $Q$  es la fuente de calor y  $H$  es la entalpía. La distribución de calor a través del componente o cuerpo a modelar se describe mediante la ecuación de conducción de Fourier como una relación constitutiva de flujo de calor expresado como una función de la temperatura  $T$  (relación no lineal) dado por la Ecuación (3.13).

$$\mathbf{q} = k(T)\nabla T \quad (3.13)$$

Donde la conductividad térmica isotrópica del material  $k$  está en función de la temperatura. La tasa de cambio de entalpía puede ser reescrita según Ecuación (3.14)

$$\frac{dH}{dt} = \frac{dH}{dT} \frac{dT}{dt} = \rho C_p \frac{dT}{dt} \quad (3.14)$$

Combinando las Ecuaciones (3.12) al (3.14) resulta la siguiente ecuación:

$$Q(\mathbf{r}, t) - \rho C_p \frac{dT}{dt} + \nabla \cdot [k(T)\nabla T] = 0 \quad (3.15)$$

Para resolver la Ecuación (3.15), es necesario primero establecer las condiciones iniciales. Para esto, se requiere un modelo de entrada de calor y condiciones térmicas de frontera. La condición inicial es establecer la temperatura del ambiente o si en el proceso realiza un precalentamiento al sustrato. El modelamiento de la fuente de calor puede ser aplicado como flujo de calor o un modelo de fuente volumétrica (discutido en 2.4.1). A continuación, se describirá el establecimiento de las propiedades del material, condiciones de frontera térmica y su implementación numérica.

### 3.4.1 Modelamiento del láser

Con base en las consideraciones físicas tratadas en la Sección 2.4.1, uno de los primeros enfoques del modelamiento del láser como una fuente de calor móvil puede aproximarse como una fuente homogénea de flujo de calor o poseer una distribución normal sobre la zona afectada por el láser.

Una versión más realista propone que la entrada de flujo de calor suministrada por el láser posee una distribución 2D Gaussiana y de forma elipsoidal expresado en un sistema de coordenadas que se mueve con la fuente de calor y su comportamiento se describe con la Ecuación (3.16).

$$Q_l(x, y) = \frac{3P\eta}{\pi ac} \exp\left(-\frac{3y^2}{a^2} - \frac{3(x + v_s t)^2}{c^2}\right) \quad (3.16)$$

La entrada de calor expresado por la Ecuación (3.16) actúa sobre la superficie donde el láser incide y es la superficie sobre el cual la condición de frontera se prescribe. la dirección  $x$  en este caso es paralelo al movimiento de la fuente de calor, mientras que  $y$  es normal al movimiento del láser. La Ecuación (3.16) establece una tasa de energía de entrada  $P$  en W, con eficiencia  $\eta$ , los parámetros  $a$  y  $b$  en m son el ancho y longitud de la elipsoide [14], [68].

Para situaciones donde la potencia del láser sea relativamente bajos, se espera que el ancho de la alberca de fusión y su profundidad son pequeños y por tanto puede asumirse que la fuente de calor posea una densidad energética superficial [68]. Sin embargo, para fuentes de calor de alta densidad energética, ignorar la capacidad de penetración del láser dentro de la cama de polvo no es suficiente con la formulación de la Ecuación (3.16). Para tales casos, una distribución Gaussiana con densidad de potencia en  $\text{W/m}^3$  establecería un modelo más realista.

Los resultados de la investigación de Goldak et al. [69] fue un nuevo modelo de fuente de calor volumétrico que incluye una distribución Gaussiana en 3D, entradas de líneas y varias combinaciones de *tophats* y conos con distribuciones diferentes en la dirección de profundidad, tal como la constante hasta cierta profundidad, decaimiento lineales o exponenciales. El modelamiento del láser propuesto por Goldak et al. [69] se muestra en las Ecuaciones (3.17) y (3.18). La diferencia entre ambas ecuaciones radica en que este modelo introduce las fracciones  $f_f$  y  $f_r$  del calor depositado en el cuadrante frontal y posterior ya que sus distribuciones son diferentes como puede observarse en la representación esquemática de este modelo en la Figura 3.5

$$Q_f = \frac{6\sqrt{3}f_f P}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3(x+vt)^2}{a_f^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (3.17)$$

$$Q_r = \frac{6\sqrt{3}f_r P}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3(x+vt)^2}{a_r^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (3.18)$$

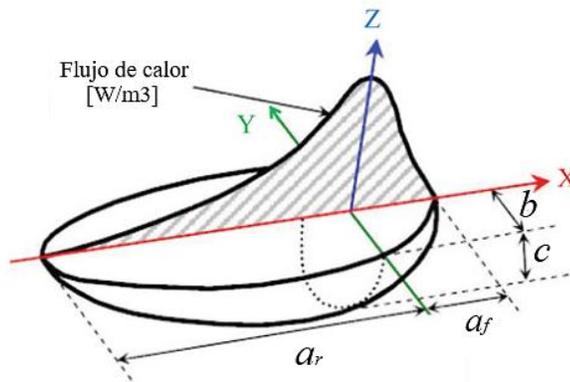


Figura 3.5 Modelo de fuente de calor de Goldak (modelo de doble elipsoidal) [70].

La desventaja del modelo para la fuente de calor desarrollada por Goldak et al. [69] subyace de que los parámetros  $a_r$ ,  $a_f$ ,  $b$  y  $c$  son constantes cuyos valores varían de acuerdo con los parámetros del proceso así como fabricante de máquina de MA, tamaño y la distribución del polvo metálico (inclusive su técnica de manufacturación) y por supuesto tipo de material. La alta variabilidad de estas constantes solo es posible obtenerlas aplicando ensayos a prueba de error (ajustes) o un diseño de experimento con los factores mencionados, traduciéndose en altos costos de experimentación y tiempo [71], [72].

Un análisis más profundo de la fuente de calor fue la realizada por Gusarov et al. [41] el cual abordó el problema intentando tener un modelo definido en términos de propiedades del material y más asociado a las características morfológicas del polvo

metálico. De hecho, el modelamiento se derivó mediante la ecuación de transferencia de calor por radiación aplicado a la cama de polvo.

Como resultado del análisis de Gusarov et al. [45], dedujeron y establecieron un modelo de absorción dinámico y consiste en que la fuente de calor volumétrica es absorbida por la cama de polvo en dos partes. La primera parte de la absorción ocurre cuando el láser incidente es absorbido por la superficie de la cama de polvo que está ligeramente depositada. La segunda parte es la radiación incidente que penetra a través de los espacios inter-partícula (poros) que están por debajo de la superficie.

La absorptividad  $A$  se define como la tasa de densidad neta de flujo de energía de radiación absorbida por la cama de polvo a la densidad de potencia del láser y su comportamiento se encuentra en función de la profundidad de la cama de polvo [45]. Por tanto, la radiación del láser penetra dentro del polvo a través de los poros de la cama de polvo hasta una profundidad efectiva de varios diámetros de partícula (comparable con el espesor de la capa de polvo) debido a múltiples reflexiones difusas. Así, la energía del láser no sólo es depositada sobre la superficie de la cama de polvo sino a través del grosor de la capa de polvo. Gusarov et al. [41], [45] proponen la absorptividad de la cama de polvo en función de la profundidad (dirección  $z$ ) según Ecuación (3.19) [45].

$$A(z) = \frac{\rho_r a}{(4\rho_r - 3)D} \left\{ (1 - \rho_r^2) e^{-\lambda} [(1 - a) e^{-2a\beta z} + (1 + a) e^{2a\beta z}] - (3 + \rho_r e^{-2\lambda}) \times \{ [1 + a - \rho_r(1 + a)] e^{2a(\lambda - \beta z)} + [1 - a - \rho_r(1 + a)] e^{2a(\beta z - \lambda)} \} \right\} - \frac{3(1 - \rho_r)(e^{-\beta z} - e^{\beta z - 2\lambda})}{4\rho_r - 3} \quad (3.19)$$

Donde  $\beta$  es el coeficiente de extinción,  $\lambda$  es el espesor de penetración óptica (se asume que es el mismo espesor de capa) y  $\rho_r$  se conoce como la reflectividad hemisférica del material del polvo en su forma densa y continua. La introducción del parámetro  $\rho_r$  se debe a la asunción de que la reflexión es difusa mas no especular (asunción más realista). Las variables  $D$ ,  $a$ ,  $\lambda$  y  $\beta$  vienen dadas por las Ecuaciones (3.20) al (3.23).

$$D = (1 - a)[1 - a - \rho_r(1 + a)] e^{-2a\lambda} - (1 + a)[1 + a - \rho_r(1 - a)] e^{2a\lambda} \quad (3.20)$$

$$a = \sqrt{1 - \rho_r} \quad (3.21)$$

$$\lambda = \beta L \quad (3.22)$$

$$\beta = \frac{3(1 - \varepsilon)}{2\varepsilon D_p} \quad (3.23)$$

Las propiedades ópticas son estimadas para una longitud de onda de 1075 nm [41] donde la investigación de Gusarov et al. [45] corroboró que la reflectividad hemisférica  $\rho_r$  de hierro puro es de 0.7 para el polvo de acero con datos experimentales y otras investigaciones, lo cual es aceptable para la aleación de acero inoxidable 316L. El coeficiente de extinción  $\beta$  del polvo metálico tiene una fuerte dependencia sobre el tamaño y morfología de las partículas. Asumiendo que la cama de polvo consiste en partículas esféricas de diámetro  $D_p$  distribuido con cierta densidad y porosidad  $\varepsilon$ , el coeficiente de extinción  $\beta$  es dada por la Ecuación (3.23).

La densidad energética absorbida por la cama de polvo a partir de la irradiancia del láser o, mejor dicho, la fuente de calor volumétrico debido a la absorción de radiación se define según Ecuación (3.24).

$$Q(x, y, z) = -Q_0(x, y) \frac{dA(z)}{dz} \quad (3.24)$$

Donde el componente  $Q_0$  es la radiación del láser con distribución Gaussiana descrito en la Ecuación (2.1) en las coordenadas  $x$  e  $y$  con un factor de distribución  $f = 1$ . El componente  $dA/dz$  de la Ecuación (3.24) es la tasa de cambio de la absorptividad de la cama de polvo en dirección del grosor de ella misma (dirección  $z$ ). Esto significa que el gradiente de la absorptividad tiene en cuenta la energía absorbida inicialmente en la superficie y a medida que penetra el láser este componente disminuirá y sus unidades son 1/m.

En la Tabla 3.3. Parámetros utilizados para Tabla 3.3 se presentan los parámetros utilizados para el cálculo de la absorptividad dinámica de la cama de polvo, donde el espesor y diámetro de partícula son datos característicos del proceso. El comportamiento de la absorptividad dinámica a través del grosor de la cama de polvo (dirección  $z$ ) se visualiza en la Figura 3.6 y muestra los perfiles de profundidad del flujo de energía de radiación y fuente de calor volumétrica en el polvo calculada por la Ecuación (3.19). Mientras que las distribuciones de deposición de energía correspondiente son proporcionales a la derivada del flujo (Ecuación (3.19)) y su comportamiento se presenta en la Figura 3.7.

*Tabla 3.3. Parámetros utilizados para la absorptividad dinámica*

<b>Variable</b>	<b>Valor</b>	<b>Referencia</b>
Reflectividad hemisférica $\rho_r$	0.682	[73]
Espesor de capa $L$ [ $\mu\text{m}$ ]	30	-
Diámetro de partícula $D_p$ [ $\mu\text{m}$ ]	25	-
Porosidad de la cama de polvo	0.48	[45]

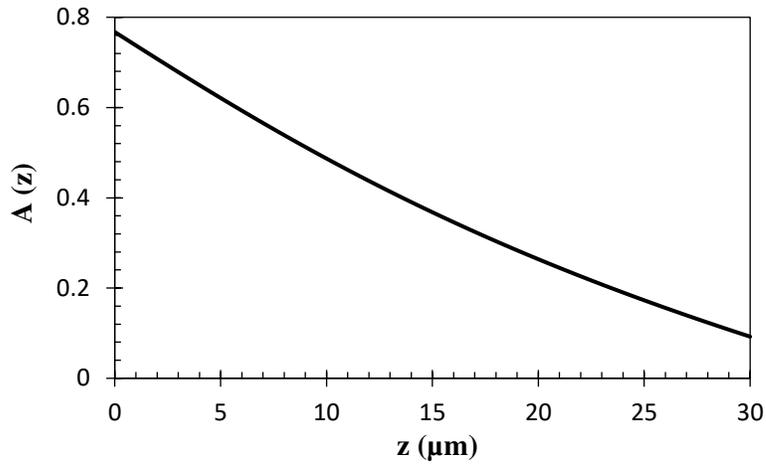


Figura 3.6. Comportamiento dinámico de la absorptividad a través del grosor de capa

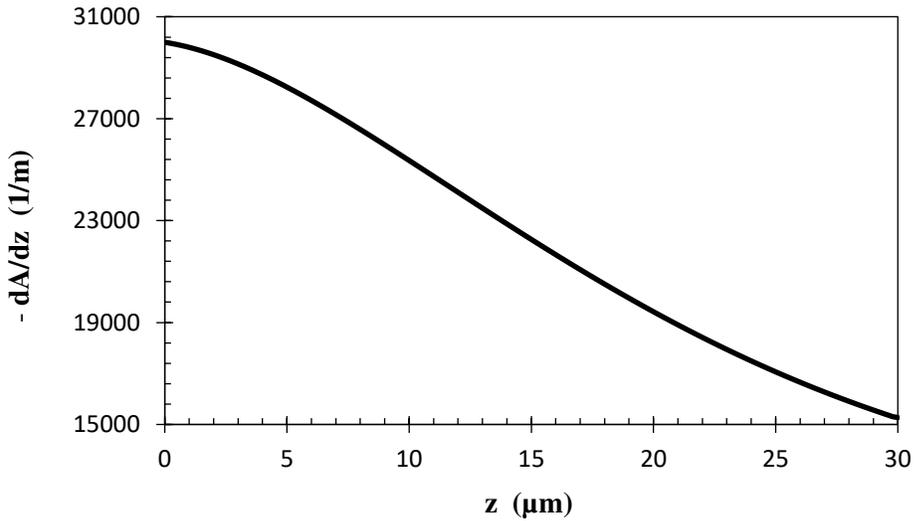


Figura 3.7 Tasa de cambio de la absorptividad a través del grosor de capa

### 3.4.2 Pérdida de flujo de calor por convección

La transferencia de calor por convección sobre la superficie de la cama de polvo hacia sus alrededores debe tenerse en cuenta para las pérdidas de calor durante el proceso FSL. Los mecanismos de estas pérdidas se incluyen principalmente por convección forzada debido a que por encima de la cama de polvo fluye gas inerte (argón) con una diferencia de temperatura y el flujo de pérdidas de calor generalmente se modela utilizando la ley de enfriamiento de Newton según Ecuación (3.25).

$$q_{conv} = h(T_s - T_\infty) \quad (3.25)$$

Donde  $q_{conv}$  es el flujo de calor convectivo,  $h$  es el coeficiente de transferencia de calor por convección,  $T_s$  es la temperatura en la superficie de la cama de polvo y  $T_\infty$  es la temperatura del fluido (gas inerte). El coeficiente  $h$  está sujeta a las condiciones de flujo y sus propiedades termodinámicas.

Considere un flujo paralelo de un fluido sobre una placa plana de longitud  $L$  en dirección del flujo, como se muestra en la Figura 3.8. Existe una distancia crítica  $x_{cr}$  que determina cuando el flujo es laminar o turbulento y el comportamiento del coeficiente por convección está fuertemente ligado al coeficiente de arrastre  $C_f$  que el fluido ejerce sobre la superficie [74]–[76], como se ilustra en misma figura.

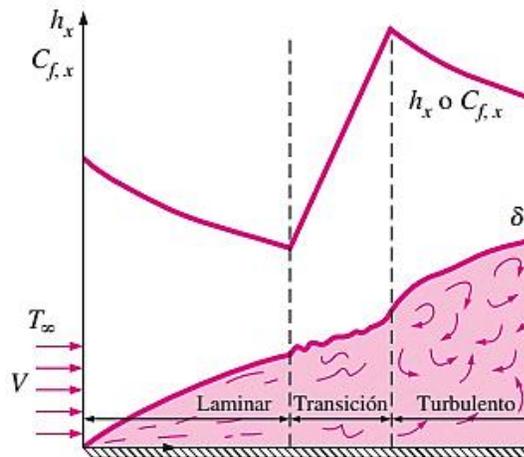


Figura 3.8. Regiones laminar y turbulento de la capa límite durante el flujo sobre una superficie plana y la variación de los coeficientes de fricción y de convección locales [74].

Para conocer las condiciones de flujo del argón, el flujo nominal es 2.5 l/min a una temperatura de 289 K. El flujo de argón sale mediante 26 boquillas de alimentación con dimensiones internas de un cuadrilátero rectangular de 10 mm x 14 mm. Por tanto, la velocidad del fluido es:

$$v_{ar} = \frac{\dot{V}}{A} = \frac{2.5/(1000 \times 60) \text{ m}^3/\text{s}}{(10 \times 14)/1000^2 \times 26 \text{ m}^2} = 0.01145 \text{ m/s} \quad (3.26)$$

Dentro de los fundamentos de transferencia de calor por convección, es común quitar las dimensiones a las ecuaciones que rigen y combinar las variables, las cuales se agrupan en números adimensionales. Y también es práctica común quitar las dimensiones del coeficiente de transferencia de calor  $h$  con el número Nusselt  $Nu$ , que se define según Ecuación (3.27) con base en la longitud característica  $L_c$ . Para conocer si el flujo de argón se encuentra en condiciones de flujo laminar o turbulento, se recurre al número de

Reynolds con que se encuentra el fluido según Ecuación (3.28), con base en la densidad del argón  $\rho_g$ , velocidad de flujo  $v_g$  y viscosidad  $\mu$ .

$$Nu = \frac{hL_c}{k_g} \quad (3.27)$$

$$Re = \frac{\rho_g \times v_g \times L_c}{\mu} \quad (3.28)$$

La transición del flujo laminar a turbulento inicia alrededor de  $Re \cong 1 \times 10^5$  [49], [74], [75]. Pero no se desarrolla turbulento por completo sino hasta que alcance valores mayores a  $3 \times 10^6$  [67]. Un valor generalmente aceptado para hallar la distancia crítica es según Ecuación (3.29). En condiciones normales y con la velocidad calculada en la Ecuación (3.26), la distancia crítica  $x_{cr}$  es:

$$Re_{cr} = \frac{\rho_g \times v \times x_{cr}}{\mu} = 5 \times 10^5 \quad (3.29)$$

$$x_{cr} = 576.45 \text{ m}$$

Con base en la Ecuación (3.29), se puede señalar que dentro de la zona de trabajo de la máquina FSL, se desarrolla flujo laminar. Llegado a este caso, el número e Nusselt promedio sobre la placa completa se determina mediante la Ecuación (3.30).

$$Nu = \frac{hL}{k} = 0.664 Re_L^{1/2} Pr^{1/3} \quad (3.30)$$

La Ecuación (3.30) se calcula con base en la longitud característica que, para el caso del proceso FSL, esta longitud es igual a aquella longitud paralela al flujo del argón hasta abarcar la zona de trabajo (45 cm). El número de Prandtl  $Pr = \frac{c_p \mu}{k}$  y de Reynolds  $Re$  se calculan con base en las propiedades del argón mostrados en la Tabla 3.2.

### 3.5 Parámetros del proceso

A continuación, se da una breve explicación sobre los parámetros del proceso relacionado con el láser de la máquina de MA. En los procesos FSL, los parámetros con relación al láser son la velocidad de escaneo  $v$ , potencia  $P$ , distancia entre escaneo  $HS$ , distancia entre spots  $PD$  y diámetro del láser, los cuales se ejemplifican estos parámetros en las Figuras Figura 3.9 y Figura 3.10.

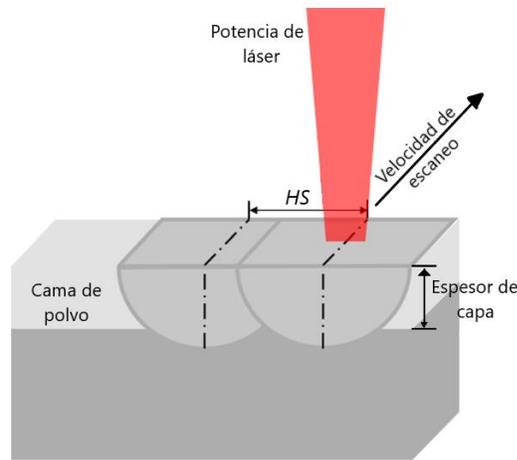


Figura 3.9. Algunos parámetros del proceso FSL [77].

Debido al carácter discreto del método de elemento finito (MEF), no es posible simular una fuente de calor con movimiento continuo. Por tal razón, su movimiento se aproxima a una serie de pulsaciones de forma tan pequeña como para aproximarse a un movimiento continuo. Una representación esquemática de esto puede observarse en la Figura 3.11, donde la imagen del lado izquierdo es una aproximación con un  $PD$  muy distante, mientras que la imagen de la derecha (con un  $PD$  relativamente pequeño) posee mejor aproximación a un movimiento continuo para su implementación en MEF.

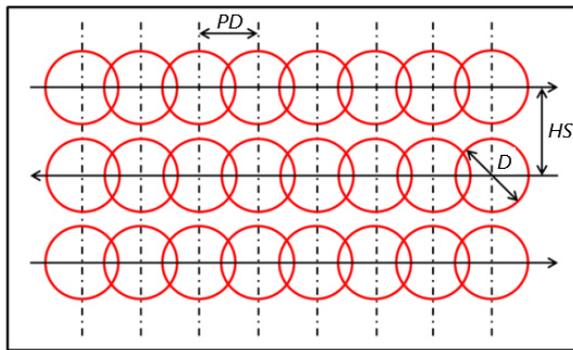


Figura 3.10 Ilustración de los parámetros  $PD$ ,  $HS$  y  $D$  [78].



Figura 3.11. Aproximación del movimiento del láser [52]

Los parámetros presentados a continuación, fueron establecidos por las sugeridas del fabricante de la máquina FSL, y se presentan en la Tabla 3.4.

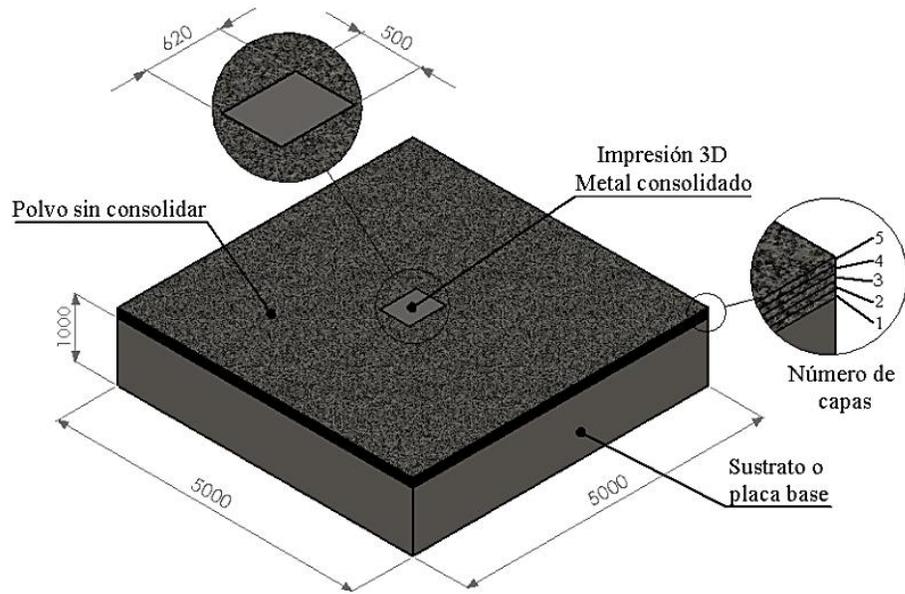
Tabla 3.4. Parámetros del proceso FSL para la simulación numérica

Parámetro	Valor
Potencia láser $P$ [W]	400
Distancia entre <i>spot</i> $PD$ [ $\mu\text{m}$ ]	20
Diámetro del láser $D$ [ $\mu\text{m}$ ]	70
Distancia entre escaneo $HS$ [mm]	110
Velocidad de láser [mm/s]	230
Número de capas	5

### 3.6 Descripción del modelo

La Figura 3.12 se muestra esquemáticamente el modelo y su geometría para efectos de esta investigación. Se pueden distinguir tres dominios principales. El primer dominio representa la placa base o conocida como sustrato, su función principal en el proceso FSL es brindar soporte a la cama de polvo y pieza consolidada; generalmente es del mismo material que el componente a elaborar por cuestiones de compatibilidad. El segundo dominio representa el polvo metálico que, según visto en las Secciones 2.4.1 y 3.3, algunas de sus propiedades térmicas son completamente diferentes al mismo material sólido. Finalmente, el último dominio consiste en metal consolidado debido al proceso que, una vez que las partículas de metal alcancen la temperatura de fusión, su comportamiento se asemeja al material denso.

Se asumió que las dimensiones del modelo fueran lo suficientes ( $5 \times 5 \times 1 \text{ mm}^3$ ) para prevenir efectos no deseables debido a las condiciones de frontera presentes en las caras laterales del modelo  $\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial y} = 0$  (condición adiabática). De esta manera, con un dominio total solidario, el modelamiento garantiza efectos térmicos de interacción entre los dominios pieza-polvo-sustrato para una aproximación más exacta.



*Figura 3.12. Representación esquemática de la geometría del modelo sustrato-polvo-pieza. Dimensiones en  $\mu\text{m}$ .*

El modelo del MEF utiliza el elemento para fenómenos térmicos denominado SOLID 70 que se caracteriza por su capacidad de conducción térmica 3D. El elemento es tipo bloque que tiene ocho nodos con un solo grado de libertad, la temperatura, en cada nodo. El elemento es aplicable tanto para análisis térmico en estado estable como transitorio.

En la Figura 3.13 se presenta el modelo enmallado mediante ANSYS MECANICAL APDL® donde tiene un mayor refinamiento en la zona donde interactúa el láser con el material (zona central) que se caracteriza por poseer un tamaño de elemento  $10\ \mu\text{m}$ . A medida que el dominio se aleja de la zona de impresión, el tamaño del elemento aumentará paulatinamente. El dominio del modelo de simulación también fue creado lo suficientemente grande comparada con el diámetro del láser durante el análisis de manera que no haya efectos sobre las soluciones de las variables por parte de las condiciones de frontera en las superficies laterales y base.

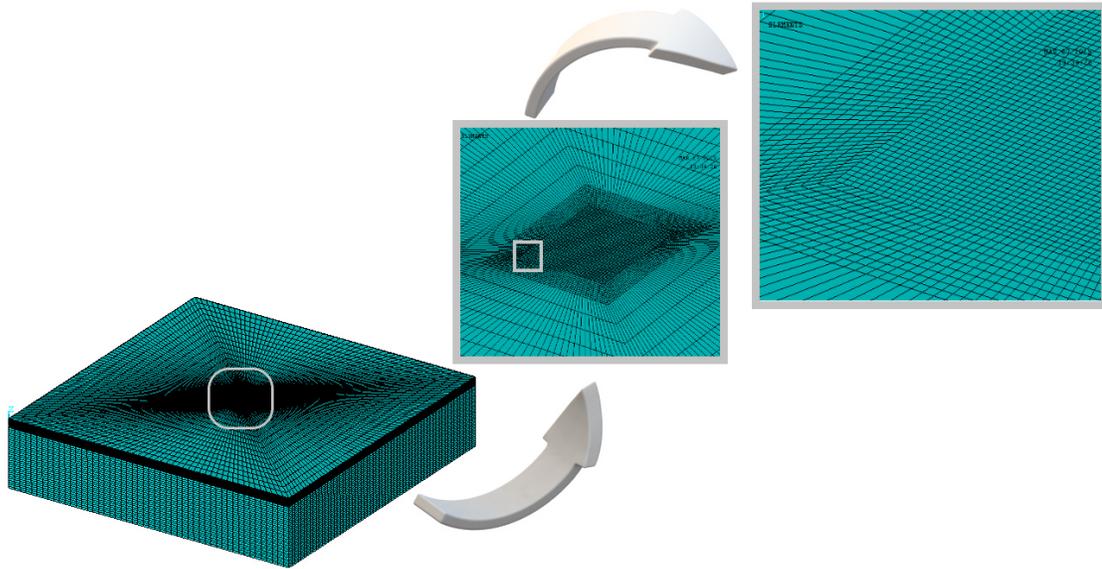


Figura 3.13. Malla del modelo en elemento finito.

Con la ayuda de la Figura 3.14 se puede tener una noción de las trayectorias que el láser realiza sobre cada capa de polvo metálico. Se recuerda que el área de interacción entre material y el láser tiene dimensiones  $500 \times 620 \mu\text{m}^2$  en el plano  $xy$  (ver Figura 3.12) y se indicó que, para aproximar el movimiento continuo del láser, éste posee un desplazamiento discreto con una distancia entre *spot* de  $20 \mu\text{m}$ .

En la Figura 3.14 se señala la primera trayectoria del láser (dirección  $+x$ ) en la base de la figura que está compuesto por una serie de círculos de color rojo distanciados a  $20 \mu\text{m}$  uno respecto al otro, hasta un número tal que completa el ancho de la pieza ( $500 \mu\text{m}$ ) con un total de 22 círculos (*spots*) por trayectoria. Una vez el láser termina esta primera trayectoria, prosigue con la segunda trayectoria inmediatamente superior a ésta, en dirección  $-x$ , ya que fue programado de tal forma que su estrategia de escaneo sea en zigzag, hasta completar un total de 132 *spots* por capa (seis trayectorias según Figura 3.14) en donde el modelo posee 5 capas (660 *spots* en total).

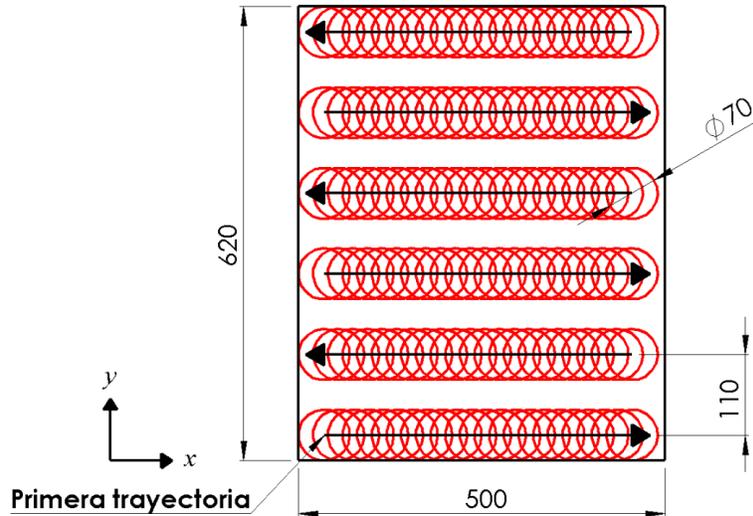


Figura 3.14. Estrategia de escaneo por capa. Dimensiones en  $\mu\text{m}$ .

### 3.7 Adición de material

El propósito del modelo de simulación es imitar la operación del proceso FSL en términos de una fuente de calor en movimiento y la adición de material en polvo metálico mediante capas de cierto espesor. El principio de operación para el aditamento de polvo metálico consiste que inicialmente la máquina AM suministra una capa de polvo de cierto espesor sobre el sustrato y después inicia la consolidación de ciertas zonas por parte del láser. Una vez finalizada las trayectorias del láser, una nueva cama de polvo metálico es suministrada sobre la capa anterior y así sucesivamente hasta obtener la pieza final.

A modo de ejemplo esquemático, la Figura 3.15 enseña la secuencia de operación del proceso FSL para las dos primeras capas. Antes de iniciar el proceso, el sustrato está libre en la superficie superior (Figura 3.15a), después la máquina suministra su primera capa de polvo sobre la superficie del sustrato con cierto grosor o altura de capa (Figura 3.15b) donde tarda un periodo de 12 segundos. Una vez finalizado el suministro de la cama de polvo, inicia el escaneo del láser hasta consolidar ciertas zonas (Figura 3.15c) y nuevamente se repite la misma secuencia para la segunda capa (Figura 3.15 d y e).

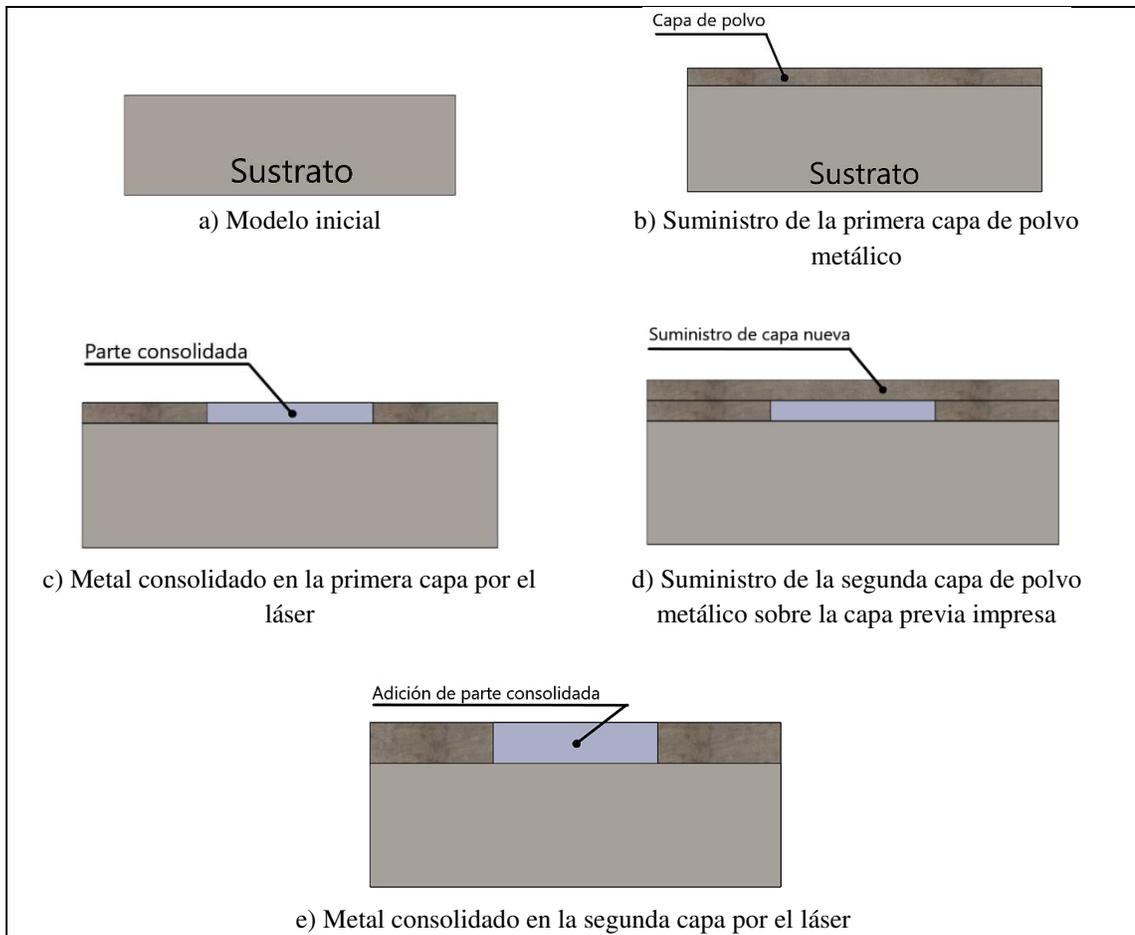


Figura 3.15. Representación esquemática del proceso multicapa para el proceso FSL en sus primeras dos capas.

Para lograr la implementación numérica del proceso precedente, ANSYS MECHANICAL APDL® cuenta con una herramienta denominada *Element Birth and Death*. El programa no elimina realmente los elementos “muertos”, en vez de eso, los desactiva multiplicando su rigidez (o conductividad, u otra cifra análoga) por un factor de reducción severo. De la misma manera, cuando los elementos “nacen”, ellos realmente no son agregados al modelo, simplemente son reactivados.

### 3.8 Estructura de programación

En el Apéndice A, la Figura A1 muestra el diseño de estructura de simulación utilizada para el desarrollo del modelo multicapa. El flujo de operación es similar al utilizado por I. A. Roberts [46] para propósitos del estudio térmico. El proceso inicia con la predicción de los campos de temperatura después de activar la primera capa. Cada capa consiste en regiones de *spot* el cuál son irradiados en pasos por la fuente de calor acorde al patrón de escaneo definido y gobernado por las variables geométricas.

Las variables consideradas en el programa de simulación incluyen la potencia del láser, velocidad de escaneo, espesor de capa de polvo, diámetro del láser, longitud de trayectoria, número de capas, precalentamiento del sustrato y cama de polvo, entre otras.

El procedimiento numérico se inicia con los valores de entrada del material y propiedades, seguido por la construcción de la malla de elemento finito basado en los parámetros de entrada y activación de la primera capa. La secuencia de pasos comienza en el *spot* inicial y continúa para todas las regiones de la capa escaneada antes de una nueva capa sea activada acorde al tiempo de esparcimiento. Este proceso itera hasta el número de capas programado que, para efectos de este trabajo, se limita a cinco debido a limitaciones de almacenamiento. Los resultados son almacenados en un archivo de análisis térmico para pos-procesarlo.

### 3.9 Factor de mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópica

En la presente investigación, se introdujo un factor de mejoramiento de conductividad térmica anisotrópica según discutido en la Sección 3.3.2. Para conocer como es el comportamiento de este factor de mejoramiento en función de las dimensiones de la alberca de fusión, se planteó un diseño de experimento Taguchi con un arreglo ortogonal L9.

Este modelo reúne datos estadísticamente significativos con un número mínimo posible de repeticiones y con tres factores controlables que corresponden a cada factor de mejoramiento de la conductividad térmica  $F_{ii}$  en sus direcciones  $x$ ,  $y$ ,  $z$  y con tres niveles. En la Tabla 3.5 se presenta el diseño de experimento con las diferentes combinaciones sugeridas.

Tabla 3.5. Matriz de diseño de experimento mediante Taguchi.

Combinación	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$
1	1	1	1
2	1	5	5
3	1	10	10
4	5	1	5
5	5	5	10
6	5	10	1
7	10	1	10
8	10	5	1
9	10	10	5

Con base en la Tabla 3.5, se realizará un total de 9 simulaciones numéricas con los valores señalados para el factor de mejoramiento de conductividad térmica anisotrópica, una vez que el sistema supere la temperatura de fusión. Los resultados de estas simulaciones se dan a conocer en el Capítulo 5.

## CAPÍTULO 4

### VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

#### 4.1 Introducción

El presente capítulo se describen los experimentos utilizados para validar los modelos numéricos propuestos en esta investigación. La experimentación consiste en la elaboración de probetas en una máquina MA, así como la caracterización y medición de parámetros o variables que son utilizadas como referencia para ser comparados con los resultados numéricos.

Una vez que el modelo sea verificado, se puede asegurar que las ecuaciones y condiciones de frontera que conforman el modelo si se solucionaron correctamente o no. La validación es el proceso de demostrar que un modelo captura la física del comportamiento actual lo bastante aproximado como para ser útil. Para códigos desarrollados en MEF, generalmente la métrica de validez aceptada está dentro de 5% de la medición [14], pero no existe aún un estándar establecido que fije los límites de exactitud para las simulaciones numéricas.

#### 4.2 Materiales y equipos

El material de interés, en los capítulos precedentes, es el acero inoxidable 316L y su composición química se ha presentado en la Tabla 2.2. El material en mención se encuentra inicialmente como polvo metálico que sirve como suministro para la máquina AM la cual se trata de una SLM Solutions 280HL y provee un espacio de manufactura de  $280 \times 280 \times 365 \text{ mm}^3$  y equipada con un sistema láser de fibra IPG de 400 W de potencia nominal. Esta máquina puede observarse en las Figuras Figura 4.1 y Figura 4.2. Adicionalmente, para los estudios de microscopía, se utilizó el microscopio óptico Zeiss de referencia AXIO presentado en la Figura 4.3.



Figura 4.1. Máquina SLM 280HL.



Figura 4.2. Cámara interna de manufactura de la máquina SLM 280.



Figura 4.3. Microscopio óptico AXIO ZEISS.

### 4.3 Procedimiento experimental

A continuación, se describe el procedimiento experimental realizado para la validación del modelo. Se elaboraron un total de dos muestras mediante la máquina SLM 280HL con dimensiones  $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$  bajo los parámetros de proceso presentados en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Parámetros del proceso para elaboración de muestras.

Parámetros	Valor
Espesor de capa ( $\mu\text{m}$ )	30
Diámetro de láser ( $\mu\text{m}$ )	70
<i>Hatch spacing</i> ( $\mu\text{m}$ )	110
Potencia de láser (W)	400
Velocidad de escaneo (mm/s)	230
Estrategia de escaneo	Zig-Zag

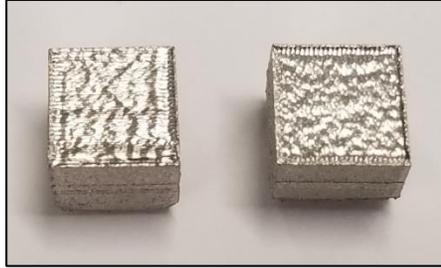


Figura 4.4. Muestras elaboradas por FSL.

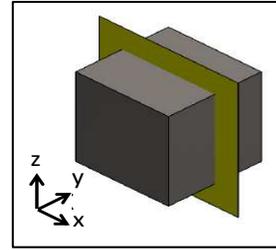


Figura 4.5. Plano de corte a analizar.

La Figura 4.4 se presenta las muestras elaboradas mediante la máquina SLM 280 bajo los parámetros de la Tabla 4.1. Estas muestras son cortadas en un plano tal que sea paralelo a la dirección de altura de capa, como puede observarse en la Figura 4.5, con la finalidad de obtener la sección transversal a analizar mediante microscopía. Este corte se realizó en una cortadora metalográfica y de esta manera se obtiene un total de cuatro muestras metalográficas.

Una vez cortadas las muestras, se realizó una preparación metalográfica de muestra. Al tratarse de una muestra relativamente pequeña, fue necesario encapsular las muestras mediante un termoplástico para una mejor manipulación. La preparación de la muestra metalográfica consiste en varias pasadas de las muestras en una pulidora metalográfica de velocidad variable hasta obtener una condición superficial de brillo espejo. Esta preparación de muestras metalográficas fue realizada bajo la norma estándar ASTM E3.

El ataque electro-químico para revelar las características microestructurales de las muestras de acero inoxidable se realizó mediante una solución acuosa de ácido oxálico con una relación de 10 g de ácido oxálico y 100 ml de agua destilada, aplicando 6 V DC durante 60 segundos [79]. Y en la Figura 4.6 se presenta las características microestructurales de las muestras del acero austenítico 316L.



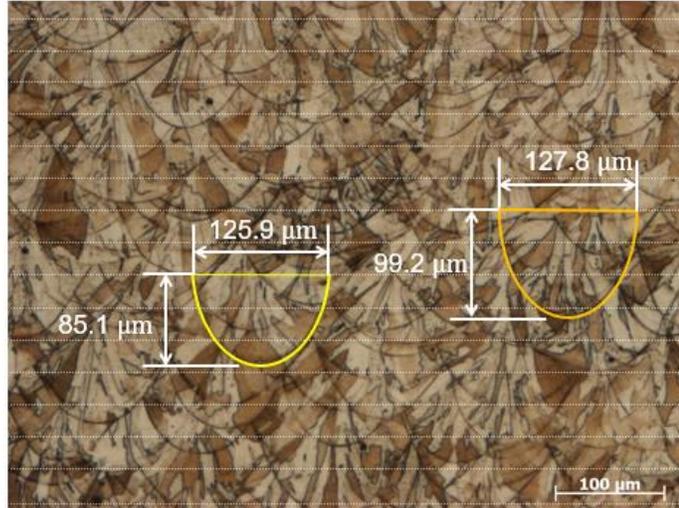
Figura 4.6. Características microestructurales de las muestras.

#### 4.4 Morfología de la alberca de fusión

En MA, la medición de campos de temperatura se dificulta debido a los movimientos rápidos que desarrolla la fuente de calor, generando campos de temperatura altamente transitorios. Se ha desarrollado métodos para monitorear temperaturas locales gracias a la ubicación de termopares [80] pero su dificultad subyace que estos sensores deben ser lo suficientemente pequeños para evitar errores significativos de medición y también debido a que solo se puede medir localmente la temperatura, imposibilitando la medición de campos de temperatura.

La termografía infrarroja también es otra técnica para monitorear los historiales de temperatura [81] sobre la superficie de la pieza durante su fabricación. Sin embargo, no es posible obtener una distribución de temperatura 3D y la cámara infrarroja debe ser de alta velocidad para capturar los fenómenos transitorios, resultando relativamente costosa la experimentación. Por lo tanto, una manera alternativa es estimar los perfiles de temperatura y tasas de enfriamiento utilizando el modelo computacional para luego ser validado con las mediciones experimentales de la alberca de fusión que se presentan en el presente trabajo.

La morfología de la alberca de fusión es tal que sus dimensiones de ancho y profundidad posee una relación directa con aquellas regiones que superaron la temperatura de fusión ( $T > 1697$  K). Por lo tanto, en las simulaciones numéricas, identificar los elementos que superen la temperatura de fusión para que, durante el pos-procesamiento, pueda calcularse el ancho de esta región (dirección  $y$ ) y su profundidad (dirección  $z$ ) y sean comparados con aquellas albercas de fusión registradas en la microestructura (ver Figura 4.6) como una serie de ovoides, evidenciando las albercas de fusión generadas por el láser. Conociendo la resolución de la micrografía, es posible calcular el ancho y profundidad de la alberca de fusión como se muestra en la Figura 4.7.



*Figura 4.7. Medición del tamaño de la alberca de fusión.*

A partir de esta experimentación descrita en este capítulo, los resultados obtenidos son presentados en el siguiente capítulo junto con las predicciones de las dimensiones de alberca de fusión con los factores y niveles establecidos por el modelo estadístico Taguchi, analizando y correlacionando ambos resultados mediante una validación del método.

## **CAPÍTULO 5**

### **RESULTADOS Y ANÁLISIS**

#### **5.1 Introducción**

Inicialmente se presentarán los datos obtenidos de la experimentación descrita en el capítulo anterior con la finalidad de tener medidas de referencia e ir discutiendo los diferentes modelos que se desarrollaron durante la investigación. Se brindará un enfoque especial a diferentes modelos con aproximaciones de diversas fuentes de calor con el objetivo de disminuir la diferencia entre los resultados de simulación y experimentales y de esta forma obtener una simulación más precisa.

#### **5.2 Validación de las dimensiones de la alberca de fusión**

A continuación, se describirá los resultados obtenidos del procedimiento experimental descrito en el Capítulo 4. En resumen, fueron 2 piezas elaboradas en la máquina MA, luego cortadas a la mitad tal como se describe, obteniendo un total de 4 muestras. Diversas mediciones se realizaron en diferentes lugares de la sección transversal a analizar en cada una de las muestras. Las muestras 1 y 2 se midieron 80 y 67 diferentes albercas de fusión (ancho y profundidad), respectivamente; las muestras 3 y 4 se midieron 62 y 25 diferentes albercas de fusión, respectivamente.

En la Tabla 5.1 se exponen los resultados experimentales del tamaño de alberca de fusión promedio tanto para cada muestra como el global. Se observa que hay poca dispersión de los datos de dimensiones de alberca de fusión para las cuatro muestras y una fuerte centralización de cada una de las dimensiones debido a que no se perciben grandes cambios en el promedio de cada muestra.

Tabla 5.1. Resultados experimentales del tamaño de alberca de fusión promedio.

Muestra	Ancho ( $\mu\text{m}$ )		Profundidad ( $\mu\text{m}$ )	
	Media	S	Media	S
1	159.55	17.85	95.62	15.05
2	159.60	16.96	99.51	13.12
3	158.16	15.83	100.64	11.20
4	158.38	16.19	100.35	14.36
<b>Global</b>	159.07	16.81	98.57	13.59

### 5.3 Resultados numéricos de los modelos

#### 5.3.1 Modelos con fuente de calor superficial

Inicialmente la fuente de calor fue modelada para poseer una distribución de potencia a nivel superficial de la cama de polvo ( $\text{W}/\text{m}^2$ ), despreciando la profundidad efectiva del láser. Como se discutió en la Sección 2.4.1, una aproximación de la fuente de calor es que posea una distribución Gaussiana 2D de acuerdo con la Ecuación (2.1), con un factor de distribución de 1 y puede observarse en la Figura 5.1 su distribución de potencia sobre la cama de polvo, teniendo como origen el centro del láser.

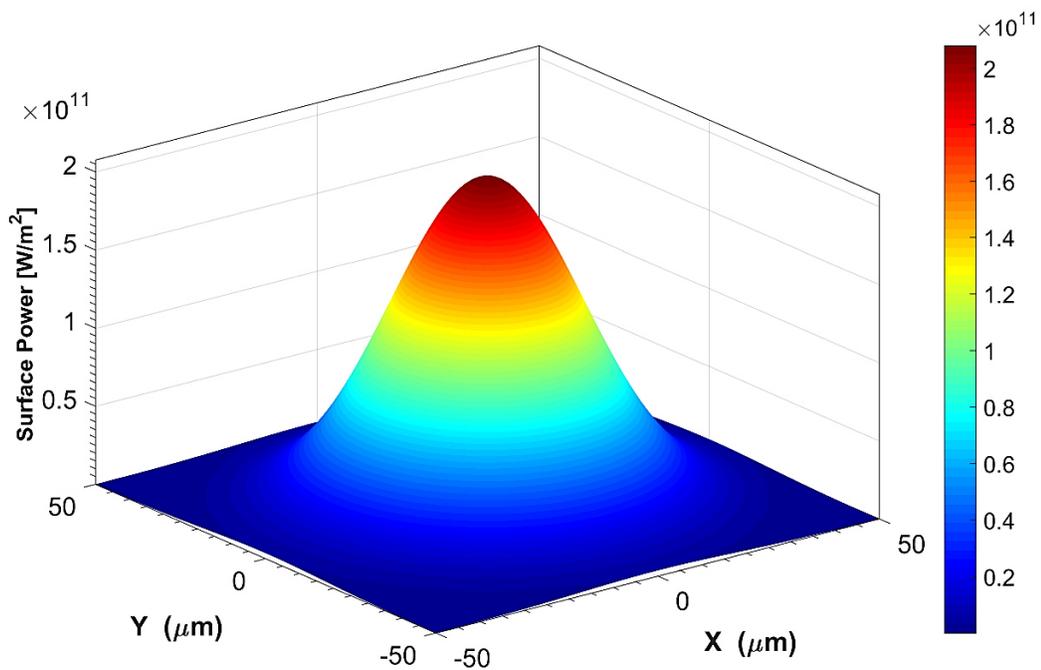
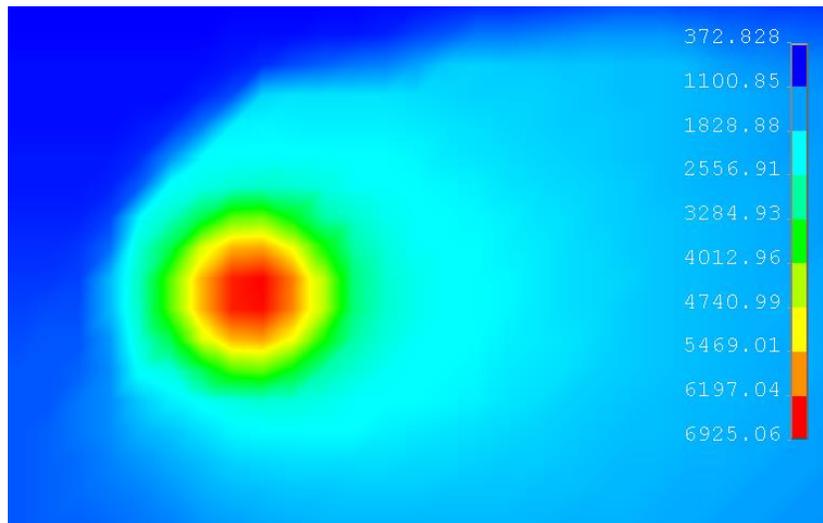


Figura 5.1. Distribución de potencia superficial.

### 5.3.1.1 Resultados del diseño Taguchi

Con base en el diseño de experimento Taguchi planteado en la Sección 3.9, se propuso estudiar el comportamiento e influencia del factor de mejoramiento de la conductividad térmica sobre la respuesta de la simulación teniendo como referencia los datos experimentales, optando por considerar en este estudio los siguientes valores de los factores  $F_{ii} = \{1, 5, 10\}$ , tres niveles, tanto en el dominio sólido como partícula según las combinaciones presentadas en la Tabla 3.5.

De la Figura 5.2 a la Figura 5.4 se muestran algunos perfiles de temperatura predichos en la superficie de la cama de polvo cuando el láser interacciona con el material durante la simulación del proceso FSL. Es posible observarse la variación de la distribución de temperatura en cada una de ellas de en función del factor de mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópica, señalando que las temperaturas picos superan la temperatura de evaporación del acero inoxidable 316L (3200 K).



*Figura 5.2. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración sin factor de mejoramiento (conductividad térmica isotrópica).*

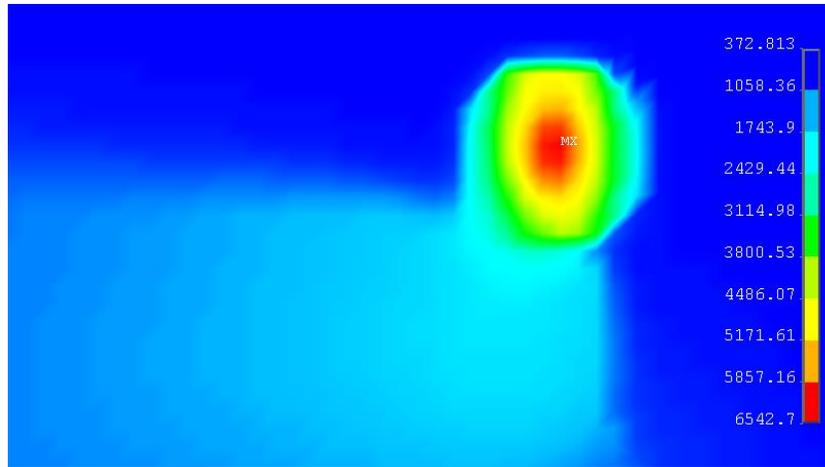


Figura 5.3. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración de  $F_{ii} = \{5, 5, 10\}$ .

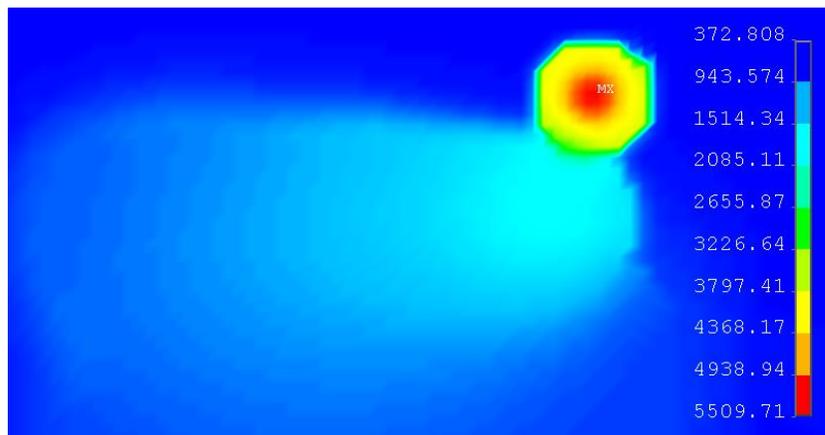


Figura 5.4. Distribución de temperatura en la superficie de la cama de polvo para una configuración de  $F_{ii} = \{1, 10, 10\}$ .

A continuación, se presentan los resultados de la simulación numérica de diferentes modelos con base en el tratamiento del mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópica, en donde se muestran el ancho (dirección  $y$ ) y profundidad (dirección  $z$ ) de la alberca de fusión en la Tabla 5.2.

Tabla 5.2. Resultados de simulación numérica con base en el diseño de experimento

Combinación	Factores			Respuesta			
	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$	Ancho ( $\mu\text{m}$ )		Prof. ( $\mu\text{m}$ )	
				Media	S	Media	S
1	1	1	1	106.52	17.24	39.09	3.14
2	1	5	5	122.53	9.49	48.11	4.12
3	1	10	10	125.36	9.8	48.94	3.33
4	5	1	5	78.88	17.54	56.48	6.91
5	5	5	10	97.89	6.8	50.15	6.18
6	5	10	1	151.77	11.74	20	0

7	10	1	10	73.18	17.57	60.53	8.68
8	10	5	1	124.55	7.53	20	0
9	10	10	5	119.03	8.73	33.71	5

En los diseños de Taguchi, una medida de robustez utilizada para identificar los factores que afectan las características de un producto, proceso o respuesta de un sistema. En un experimento diseñado de Taguchi, los factores se manipulan para lograr que exista variabilidad y, con base en los resultados, identificar la configuración óptima de los factores de control.

A continuación, se utilizarán las relaciones para identificar la configuración de factores de control sobre la respuesta. Se denomina Delta a la diferencia entre los valores de respuesta más altos y bajos para cada factor, los cuales se clasifican de acuerdo con su Rango; el Rango 1 corresponde al valor más alto, el Rango 2 para el segundo más alto, y así sucesivamente, para indicar el efecto relativo de cada factor en la respuesta. Para este análisis, se presentan las tablas de respuestas del modelo estadístico, evaluando la respuesta tanto para el ancho como la profundidad de la alberca de fusión adquiridos en las simulaciones numéricas y son presentadas a continuación.

Tabla 5.3. Tabla de respuesta del ancho para medias

Nivel	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$
1	118.14	86.19	127.61
2	109.51	114.99	106.81
3	105.59	132.05	98.81
Delta	12.55	45.86	28.80
Rango	3	1	2

Tabla 5.4. Tabla de respuesta de la profundidad para medias

Nivel	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$
1	45.38	52.03	26.36
2	42.21	39.42	46.10
3	38.08	34.22	53.21
Delta	7.30	17.82	26.84
Rango	3	2	1

El ancho de la alberca de fusión se encuentra en dirección  $y$ , es por ello por lo que el factor de mejoramiento de mayor influencia fuera  $F_{yy}$  como lo indica la Tabla 5.3, con categoría de Rango 1 ya que posee un mayor Delta, seguido del Factor  $F_{zz}$  clasificado como Rango 2. Del mismo modo, la profundidad de la alberca de fusión, con base en la Tabla 5.4, el factor de mayor influencia es  $F_{zz}$ , seguido de  $F_{yy}$ .

Para determinar si la asociación entre la respuesta y cada término incluido en el modelo es estadísticamente significativa, se compara el *valor p* del término con el nivel de significancia para evaluar la hipótesis nula. La hipótesis nula es que el coeficiente del término es igual a cero, lo que implica que no hay asociación entre el término y la respuesta. Por lo general, un nivel de significancia (denotado como  $\alpha$ ) de 0.05 funciona adecuadamente. Un nivel de significancia de 0.05 indica un riesgo de 5 % de concluir que existe una asociación cuando no hay una asociación real.

Posteriormente se determinan cuáles factores tienen efectos estadísticamente significativos en la respuesta con los análisis de varianza para el ancho y profundidad calculadas en las simulaciones. Toda la información necesaria para el análisis del experimento en la llamada *tabla de análisis de varianza* (ANOVA) en donde las abreviaturas significan lo siguiente: *FV* = fuente de variabilidad (efecto), *SC* = suma de cuadrados, *GL* = grados de libertad, *CM* = cuadrado medio, Valor *f* = estadístico de prueba y Valor *p* = significancia observada.

Tabla 5.5. *Tabla de análisis de varianza para el ancho de alberca de fusión.*

<b>FV</b>	<b>SC</b>	<b>Contribución</b>	<b>GL</b>	<b>SC ajustado</b>	<b>CM ajustado</b>	<b>Valor f</b>	<b>Valor p</b>	
$F_{xx}$	247.3	5.04%	2	247.3	123.64	2.33	0.3	
$F_{yy}$	3223.5	65.74%	2	3223.5	1611.77	30.35	0.032	
$F_{zz}$	1326.3	27.05%	2	1326.3	663.16	12.49	0.074	
Error	106.2	2.17%	2	106.2	53.1			
Total	4903.4	100.00%	8					
$R^2 = 97.83\%$			$R^2(\text{ajust.}) = 91.34\%$					

Tabla 5.6 *Tabla de análisis de varianza para la profundidad de alberca de fusión.*

<b>FV</b>	<b>SC</b>	<b>Contribución</b>	<b>GL</b>	<b>SC ajustado</b>	<b>CM ajustado</b>	<b>Valor f</b>	<b>Valor p</b>	
$F_{xx}$	80.4	4.59%	2	80.4	40.198	14.81	0.063	
$F_{yy}$	503.6	28.78%	2	503.6	251.802	92.79	0.011	
$F_{zz}$	1160.61	66.32%	2	1160.61	580.303	213.85	0.005	
Error	5.43	0.31%	2	5.43	2.714			
Total	1750.03	100.00%	8					
$R^2 = 99.69\%$			$R^2(\text{ajust.}) = 98.76\%$					

Con base en los anteriores, los factores con mayor efecto sobre la respuesta de ancho de alberca de fusión son  $F_{yy}$  y  $F_{xx}$ , de acuerdo con la Tabla 5.5, aportan a la respuesta con contribuciones del 65.74% y 27.05%, respectivamente; destacando la efectividad de los factores señalados sobre la respuesta, debido también a que los  $R^2$  son altos. Además, los factores  $F_{yy}$  y  $F_{xx}$  poseen un valor *p* que es menor a 0.05, por lo que ambos son estadísticamente significativos en un nivel de significancia de 0.05. De manera homóloga, el factor con mayor influencia en la respuesta de la profundidad de alberca de fusión, presentados en la Tabla 5.6, es  $F_{zz}$  con una contribución en la respuesta del 66.32% y un valor *p* de 0.011 (menor a 0.05).

Los factores discutidos anteriormente pueden soportar su influencia gracias a la gráfica de efectos principales que consiste en cómo cada factor afecta la característica de la respuesta. En la Figura 5.5 se muestran los efectos proporcionados por cada factor y sobresalen los efectos sobre la respuesta del factor  $F_{yy}$  debido a que sus valores de límite inferior y superior son mayores que los demás factores. Mientras mayor sea la diferencia

en la posición vertical de los puntos graficados (menos paralela esté la línea al eje horizontal), mayor será la magnitud del efecto principal. Este es el caso de  $F_{yy}$ , ya que posee mayor pendiente ante los cambios de niveles en la respuesta. De forma similar, para los efectos principales sobre los promedios de la respuesta de la profundidad de la alberca de fusión, el gráfico de estos efectos se presenta en la Figura 5.6, teniendo mayor influencia en los efectos el factor  $F_{zz}$ , mientras que el factor  $F_{xx}$  tuvo poco efecto sobre la respuesta.

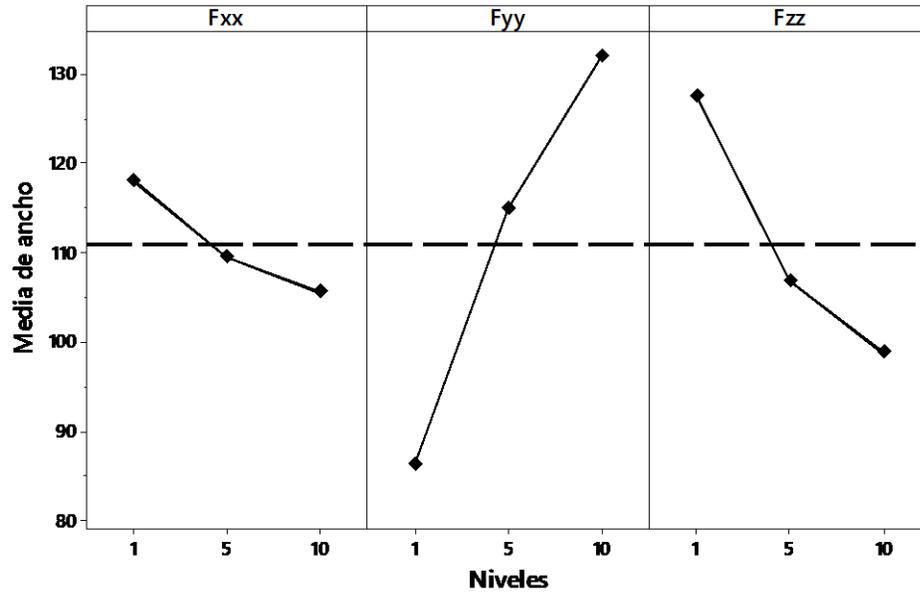


Figura 5.5. Gráfica de efectos principales para la media del ancho de alberca de fusión

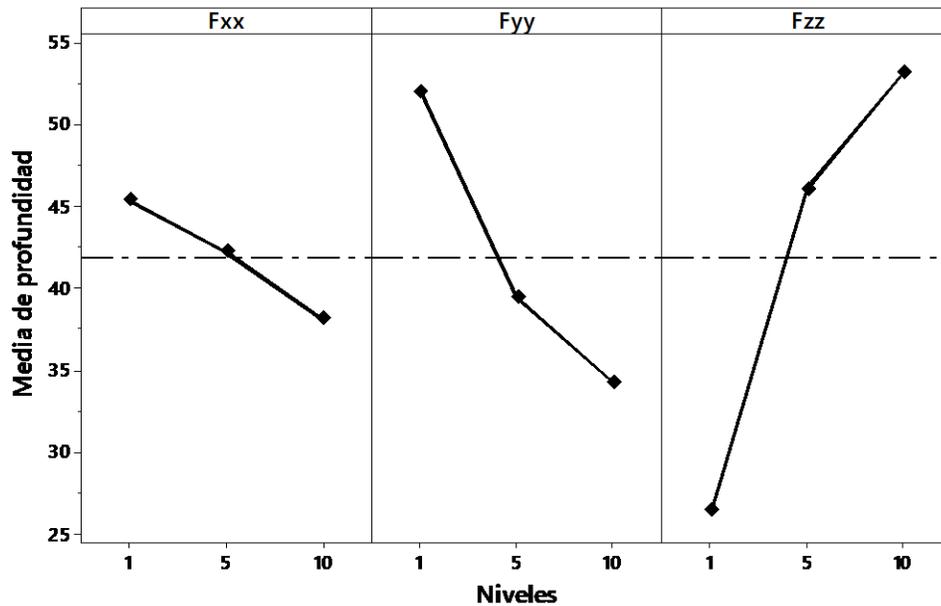


Figura 5.6. Gráfica de efectos principales para la media de la profundidad de alberca de fusión

### 5.3.1.2 Validación de los modelos con fuentes de calor superficial

Para analizar con mayor profundidad los datos de la Tabla 5.2, se presenta un diagrama de barras en la Figura 5.7, donde las barras se encuentran agrupadas según las combinaciones de la Tabla 5.2. Cada combinación o grupo se distinguen dos tipos de barras correspondientes al ancho y profundidad de la alberca de fusión como resultados de la simulación numérica. A su vez, se presentan dos líneas discontinuas los cuales representan las dimensiones promedio adquiridas experimentalmente tanto el ancho como la profundidad (ver Tabla 5.1) con la finalidad de facilitar el análisis y comparación de ambos resultados.

De la Figura 5.7 se puede afirmar que cuando se compara el promedio del ancho de la alberca de fusión adquirido experimentalmente (medida de referencia) con respecto al calculado, solamente la combinación 7 obtuvo una aproximación relativamente cercana con  $151.77 \mu\text{m}$  frente a  $159.07 \mu\text{m}$  (- 4.59 %). Sin embargo, en ningún caso la profundidad de la alberca de fusión calculada obtuvo una aproximación válida en comparación a su referencia (profundidad experimental) y que, para el caso de la combinación 6, la profundidad calculada fue de  $20 \mu\text{m}$  frente al experimental de  $98.57 \mu\text{m}$ , un error relativo de - 70.71 %. También se puede observar que la combinación 7 posee la mayor profundidad calculada con un valor de  $60.53 \mu\text{m}$ , una diferencia relativamente grande (- 66.96 %) frente a la profundidad medida experimentalmente.

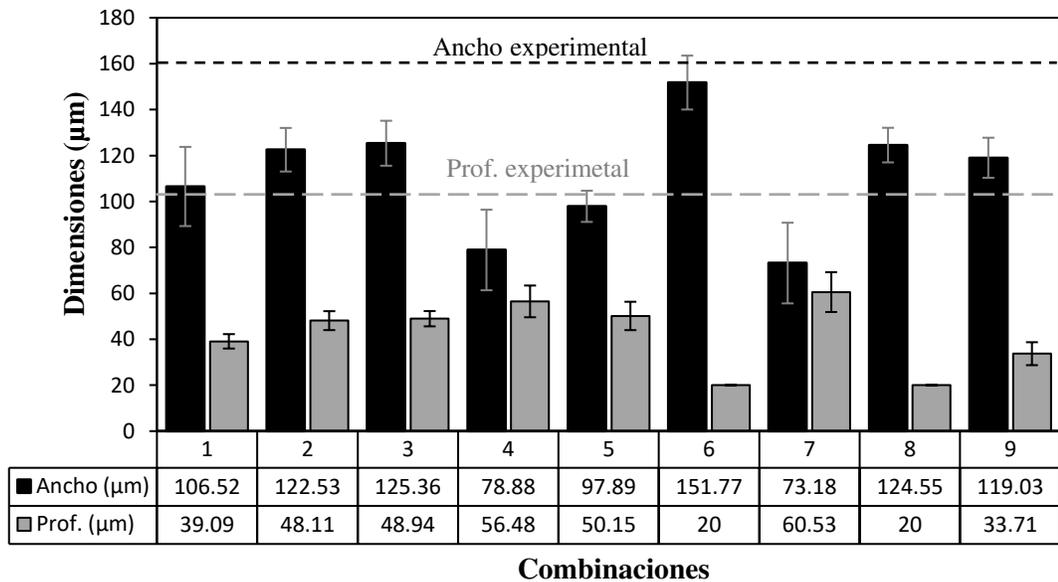


Figura 5.7. Diagrama de barras de los resultados del diseño de experimento.

### 5.3.1.3 Optimización de las respuestas

Una vez obtenido el comportamiento del modelo estadístico mediante Taguchi, se procede a optimizar la respuesta del modelo maximizando los valores de ancho y profundidad calculada de la alberca de fusión identificando la combinación de valores de configuración de las variables de entrada (factor de mejoramiento de la conductividad térmica anisotrópico), sobresaltando que los  $R^2$  son muy altos para el seguimiento de esta optimización.

El propósito de esta optimización fue evaluar la influencia de una combinación de ciertos factores influyentes sobre las metas que se definieron para la respuesta que, para este caso, se compone de dos respuestas (ancho y profundidad) y observar la deseabilidad compuesta que consiste en evaluar la manera en que la configuración optimiza un conjunto de respuestas.

Para una mejor interpretación de lo establecido anteriormente, es conveniente apoyarse en una gráfica de optimización el cual es una herramienta que muestra como las diferentes configuraciones (en este caso las dimensiones calculadas) afectan las respuestas pronosticadas para el modelo estadístico mostrado anteriormente y la herramienta sugiere dos configuraciones particulares que se explicarán a continuación

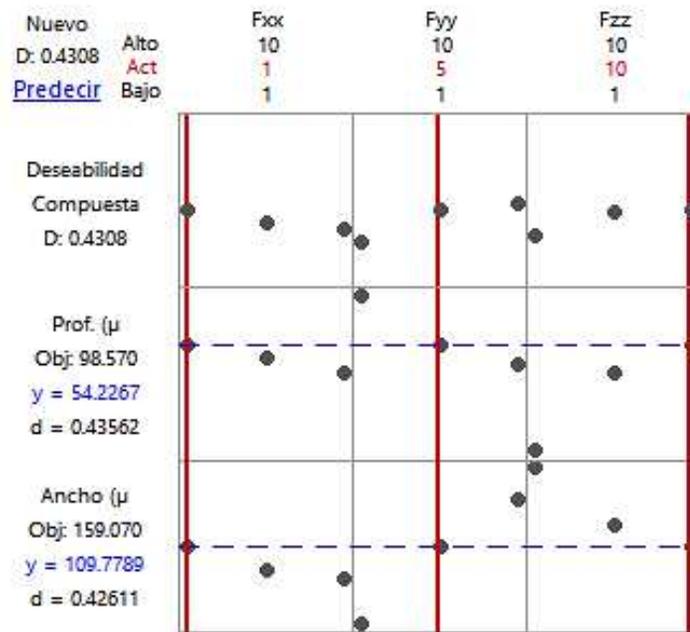


Figura 5.8. Optimización sugerida para  $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 5, 10)$ .

La gráfica mostrada en la Figura 5.8 presenta valores ajustados para la configuración de los predictores sugiriendo que los factores  $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 5, 10)$  poseen la segunda mejor deseabilidad compuesta óptima (teniendo en cuenta ambas

respuestas) con un valor de 0.4308. Se recuerda que la deseabilidad tiene un rango de cero a uno. Uno representa la situación ideal mientras que cero indica una o más respuestas están fuera de los límites aceptables. Por otro lado, la deseabilidad individual de las respuestas indica que el ancho y profundidad calculada tienen una deseabilidad de 0.435 y 0.426, respectivamente. Con estas características de deseabilidad, los objetivos (datos experimentales) logra predecir que el ancho y profundidad de la alberca de fusión, de acuerdo con las características del modelo, son  $109.78 \mu\text{m}$  y  $57.23 \mu\text{m}$ , respectivamente; algo lejos aún de los objetivos con errores relativos de  $-30.97 \%$  Y  $-41.94 \%$ , respectivamente

Otra sugerencia de optimización de factores es la que se muestra en la Figura 5.9 con una configuración de  $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 10, 10)$  donde se obtiene una deseabilidad compuesta 0.48, siendo más favorable que la que sugiere la gráfica de optimización de la Figura 5.8. Evaluando la deseabilidad de cada uno de la respuesta, se encuentra que la mejor es el ancho calculado con un 0.625 seguido del ancho calculado con 0.369. Sin embargo, las predicciones de las respuestas indica que la profundidad y ancho de alberca de fusión calculada son  $49.02 \mu\text{m}$  y  $126.84 \mu\text{m}$ , lo cual representa un error relativo para ambos casos de  $-50.27 \%$  y  $20.26 \%$  comparados con los objetivos.

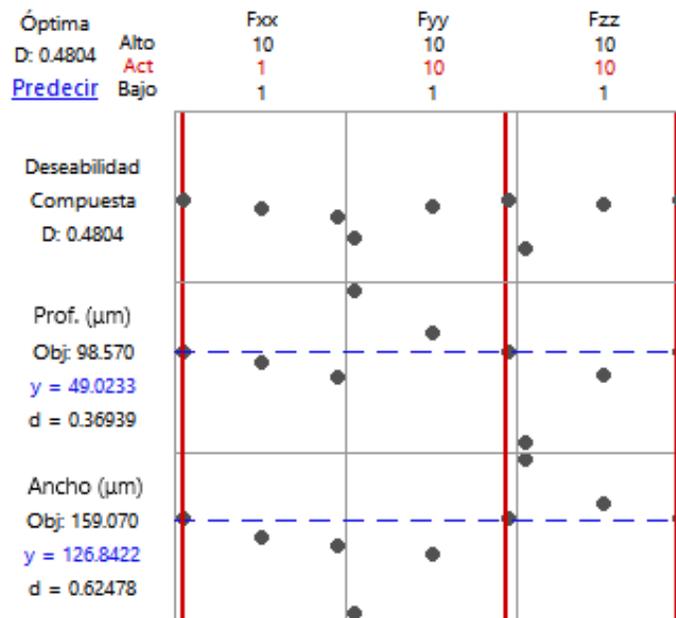


Figura 5.9. Optimización sugerida para  $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 10, 10)$ .

Se evidencia que los resultados de la simulación numérica no fueron satisfactorios cuando al compararlos con la validación del método. Esta discrepancia generó un replanteamiento en el modelamiento térmico para su mejoramiento, principalmente para disminuir la enorme diferencia en las medias de profundidad de alberca de fusión entre la

calculada y experimental que se han expuesto en los párrafos precedentes. Para ello, se plantearon un par de modelos que será discutidos en la siguiente Sección

### 5.3.2 Modelos con fuentes de calor volumétrico

En los modelos anteriores, se percibió cierta deficiencia principalmente en las predicciones de profundidad de alberca de fusión dadas por las condiciones de simulación numérica. Por tal motivo, el presente estudio replanteó la modelación del láser donde inicialmente se asumió como una fuente que suministra calor en la superficie de la cama de polvo.

En la Sección 3.4.1 se discutió el modelo propuesto por Gusarov et al. [41] cuyo planteamiento consiste básicamente en un modelo de absorptividad dinámica que da como resultado una fuente de calor volumétrica sustentada a partir de las Ecuaciones (3.19 al (3.24). Por lo tanto, se plantea la introducción de este modelo matemático, sustituyendo el modelamiento de la fuente de calor superficial, con distribución Gaussiana, por el modelo de Gusarov et al. [45] para ser comparados sus resultados de simulación numérica frente a los datos experimentales de la Sección 5.2.

En la Tabla 3.3 se presentaron los parámetros característicos del proceso requeridos para el modelamiento de la absorptividad dinámica. De acuerdo con la Ecuación (3.24), se distinguen dos componentes esenciales. El primero ( $Q_0$ ) consta de un suministro de calor sobre el plano  $xy$  (superficial que, para efectos de este modelo de elemento finito, se asume como una fuente de calor con distribución Gaussiana mostrada en la Figura 5.1. El segundo componente ( $dA/dz$ ) es la tasa de cambio de la absorptividad en función de la profundidad y su comportamiento se mostró en la Figura 3.7.

Se recuerda que el tamaño de elemento cúbico del modelo de elemento finito en el espacio donde interactúa el láser con el material es de  $10\ \mu\text{m}$ . También, se ha indicado que la profundidad efectiva del láser (Tabla 3.3) es el mismo espesor de la cama de polvo ( $30\ \mu\text{m}$ ) y es por esta razón que se requiere conocer la tasa de cambio de la absorptividad dinámica en las distancias  $(0, -10, -20, -30)\ \mu\text{m}$  en dirección  $z$ . También se aclara que, independientemente del número de capa de polvo el cual se esté simulando, el origen de la coordenada local  $z$  siempre se mantendrá en la superficie de la cama de polvo.

Para implementar la Ecuación (3.24), es suficiente conocer los valores  $dA/dz$  en las ubicaciones  $z = (0, -10, -20, -30)\ \mu\text{m}$  sustraídos de la Figura 3.7 donde se muestra el comportamiento de este componente, que se deriva de la Ecuación (3.19). Estos valores, con base en las profundidades mencionadas, corresponden a  $dA/dz = (-29997, -25359, -19423, -15240)\ 1/\text{m}$ , respectivamente.

De acuerdo con lo establecido anteriormente, el comportamiento de la distribución de potencia del láser puede observarse en la Figura 5.10 que, debido a la simetría del comportamiento, sólo se presenta la mitad cuyos valores están sujetos de acuerdo en el radio del láser ( $35 \mu\text{m}$ ) y la profundidad de este en dirección  $z$ , siendo máxima radiación en la superficie de la cama de polvo ( $z = 0$ ) y a medida que el láser profundice su valor disminuirá paulatinamente.

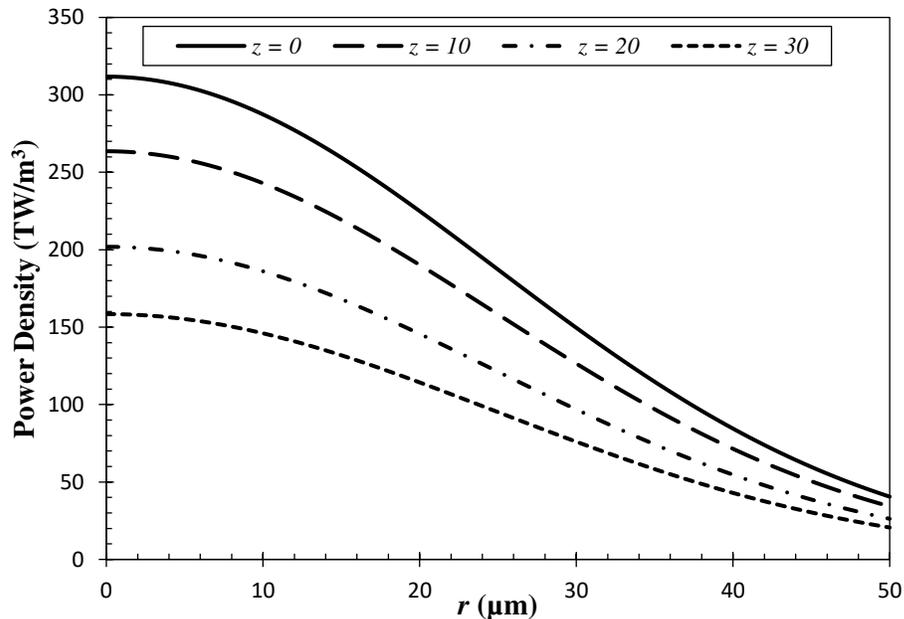


Figura 5.10. Distribución de potencia con base en el modelo Gusarov en función del radio del láser y profundidad  $z$  ( $\mu\text{m}$ ).

### 5.3.2.1 Resultados de los modelos optimizados

En la Sección 5.3.1.3 se sugieren dos tipos de configuraciones según la optimización de los factores de mejoramiento de conductividad térmica anisotrópica a partir del modelo estadístico analizado mediante Taguchi y de esta manera lograr un acercamiento a los objetivos (ancho y profundidad de alberca de fusión medidos mediante microscopía). Estas dos configuraciones son mostradas en la Tabla 5.7 cuya finalidad es que sean introducidas en los modelos de elemento finito que incluye el modelamiento del láser como una fuente de calor volumétrico (modelo Gusarov).

Tabla 5.7. Características y resultados para el modelamiento de fuente de calor volumétrico.

Combinación	Factores			Respuesta			
	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$	Ancho ( $\mu\text{m}$ )		Profundidad ( $\mu\text{m}$ )	
				Media	S	Media	S
1	1	5	10	167.04	29.99	99.02	10.40
2	1	10	10	189.98	34.02	90.08	7.15

Una vez simulado el modelo con las características antes mencionadas, se procede a mostrar la distribución de la temperatura en la superficie de la última capa de polvo (capa 5) para que de esta forma obtener historiales de temperatura con influencia térmica de las anteriores capas ya procesadas y examinar las temperaturas desarrolladas en el centro del láser, como puede observarse en la Figura 5.11, para dar seguimiento a las máximas temperaturas alcanzadas.

La Figura 5.11 muestra la distribución de temperatura en la superficie de capa cuando el láser está procesando el *spot* 540, en la última capa, durante la primera trayectoria, desarrollando un máximo de temperatura de 2682 K y en la Figura 5.12, para el mismo *spot*, se muestra la variación de temperatura a lo largo de la trayectoria del láser presentando adicionalmente las líneas de fusión y evaporación. Con la Figura 5.12 es posible conocer el largo de la alberca de fusión en dirección  $x$ .

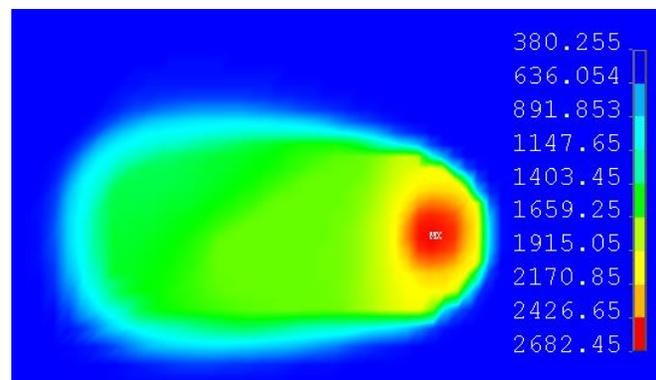


Figura 5.11. Distribución superficial de temperatura en la capa 5 y primera trayectoria para  $F_{ii} = (1, 5, 10)$ .

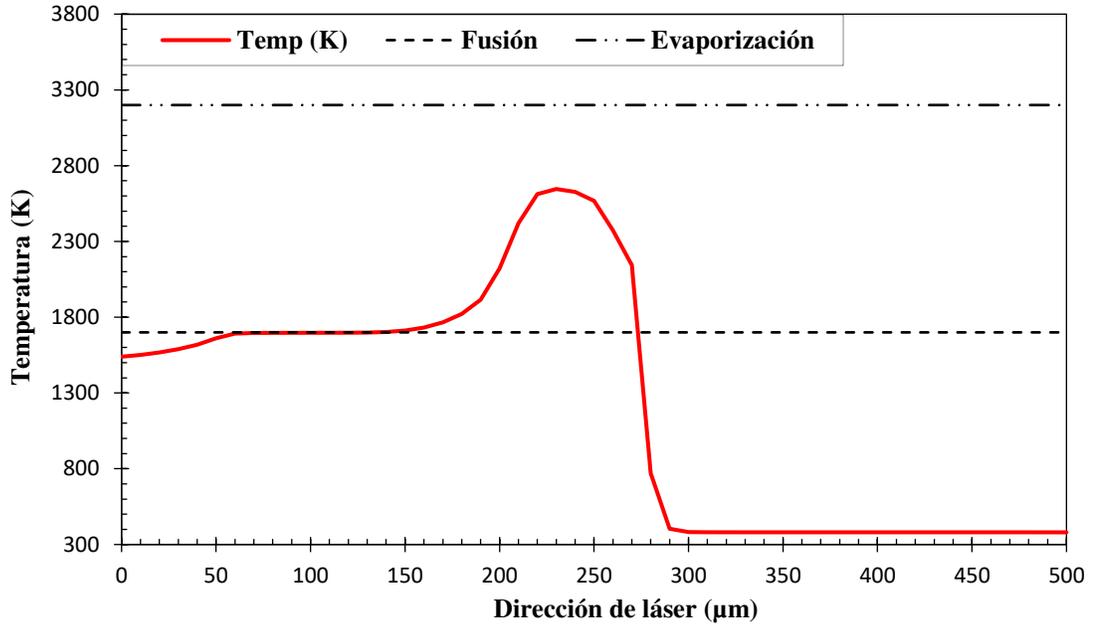


Figura 5.12. Perfil de temperatura calculada en la superficie de la cama de polvo a lo largo de la trayectoria del láser (dirección  $-x$ ).

Las zonas térmicamente más críticas son aquellas que, una vez la fuente de calor finalice cierta trayectoria, automáticamente pasa a la siguiente, causando que en dichas esquinas (debido a la estrategia de escaneo en zigzag) aumente las temperaturas a diferencia de aquellas que se encuentren lejos de los extremos, como se evidencia en la Figura 5.13. Durante todo el proceso de simulación, se verificó que las temperaturas pico no superan la temperatura de evaporación del acero inoxidable 316L (3200 K).

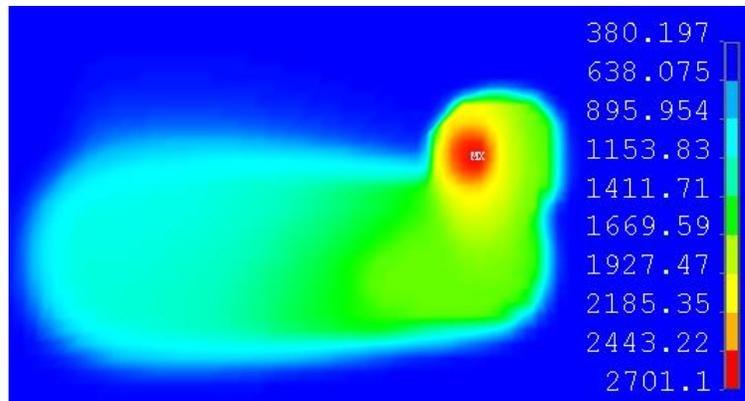


Figura 5.13. Distribución superficial de temperatura en la capa 5 y segunda trayectoria para  $F_{ii} = (1, 5, 10)$ .

Para contar con una mejor visión de la geometría tridimensional de la alberca de fusión simulada, ésta se encuentra plasmada en la Figura 5.14 seleccionando aquellos elementos que han superado la temperatura de fusión del material ( $T > 1697$  K) y son

justamente aquellos elementos que están en la zona de interacción láser-materia y sus alrededores. La alberca de fusión de la Figura 5.14 es una evidencia clara de que la profundidad de la alberca de fusión logra una longitud considerable teniendo en cuenta que el tamaño del elemento finito es de  $10\ \mu\text{m}$ .

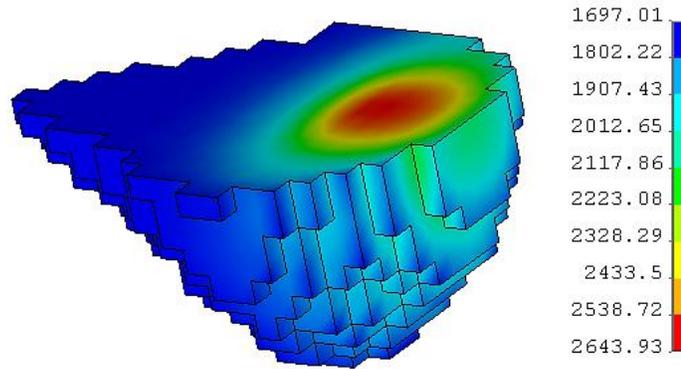


Figura 5.14. Distribución de temperatura (contorno) en la alberca de Fusión 3D.

En la Figura 5.15 se presenta la distribución de temperatura en la alberca de fusión durante la simulación del proceso FSL, específicamente en el *spot* 628 de la última capa, en el plano  $xz$  cuyas coordenadas corresponde al ancho y profundidad de alberca de fusión, respectivamente. Este perfil de temperatura se encuentra justo en el centro del láser ya que es donde se desarrolla la máxima temperatura alcanzada en el proceso FSL. También, se resalta la profundidad de la alberca de fusión que, con base en la Tabla 5.7, penetra un poco más de tres veces el espesor de la cama de polvo ( $30\ \mu\text{m}$ ), evidenciándose varios ciclos de fusión y solidificación durante el proceso FSL.

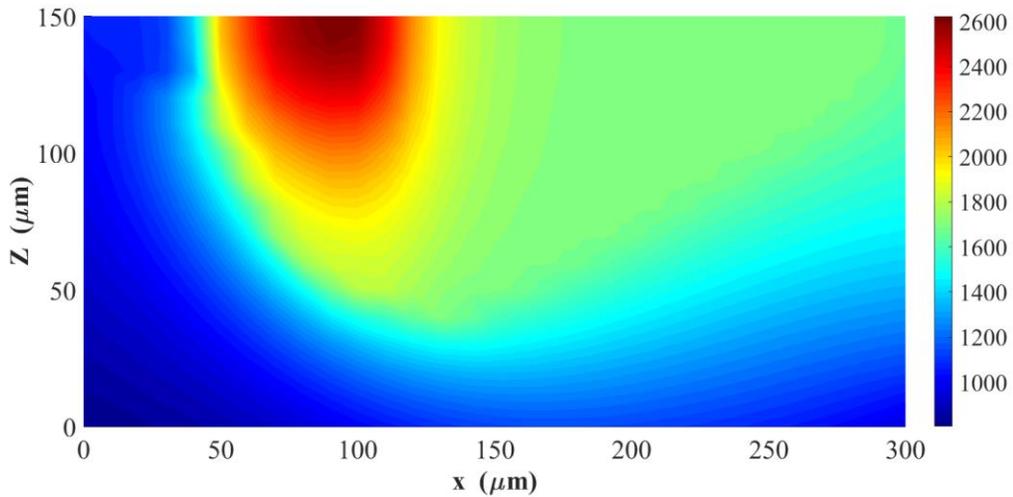


Figura 5.15. Distribución de temperatura en el plano  $xz$  justo en el centro del láser.

Los resultados mostrados en la Tabla 5.7 exponen los valores promedio de simulación y desviación estándar del ancho y profundidad de alberca de fusión medidos en la última capa, pudiéndose evidenciar una alberca de fusión de dimensiones mayores el cual serán discutidos con mayor detalle a continuación.

### 5.3.2.2 Validación de los modelos

Con el fin de comparar los diferentes modelos con los datos experimentales, las respuestas de cada uno de ellos se sintetizan en la Tabla 5.8. Se puede constatar que aquellos modelos que asumen una fuente de calor volumétrica obtuvieron un mayor acercamiento con los datos experimentales, principalmente la combinación  $F_{ii} = (1, 5, 10)$  con valores correspondientes a ancho y profundidad de alberca de fusión calculadas de 167.04  $\mu\text{m}$  y 99.02  $\mu\text{m}$ . Sus errores relativos, tomando como referencia los datos experimentales, corresponden a 5.01 % y 0.46 % del ancho y profundidad de alberca de fusión, respectivamente, mejorando notablemente los resultados de simulación si se compara con aquellos modelos que asumen una fuente de calor superficial luego del proceso de optimización

Tabla 5.8. Comparación de los diferentes resultados tanto simulados como experimentales

Combinación	Factores			Respuesta			
	$F_{xx}$	$F_{yy}$	$F_{zz}$	Ancho ( $\mu\text{m}$ )		Profundidad ( $\mu\text{m}$ )	
				Media	S	Media	S
<b>Modelos con fuente de calor superficial - Optimizado</b>							
1	1	5	10	109.78	-	57.23	-
2	1	10	10	126.842	-	49.023	-
<b>Modelos con fuente de calor volumétrico - Gusarov</b>							
1	1	5	10	167.04	29.99	99.02	10.40
2	1	10	10	189.98	34.02	90.08	7.15
<b>Datos experimentales</b>				159.07	16.81	98.57	13.59

## 5.4 Análisis de tasas de enfriamiento y gradientes térmicos

### 5.4.1 Historiales de temperatura y tasas de calentamiento y enfriamiento

Se analizarán los historiales de temperatura de aquellos nodos ubicados en las esquinas de trayectorias de escaneo para cada una de las capas con el fin de obtener las temperaturas críticas que se desarrollan durante el proceso FSL. Para esto, la Figura 5.16 muestra esquemáticamente aquellos nodos situados en los centros de los círculos rojos para observar el comportamiento de la temperatura a través del tiempo con relación a la estrategia de escaneo (zigzag). La idea es estudiar estos nodos en cada una de las capas y se propone, para una mejor identificación, una nomenclatura alfanumérica tal que el

primer dígito alfabético corresponde al nodo ubicado según Figura 5.16, seguido de un dígito numérico el cual señala el número de capa (del 1 hasta el 5).

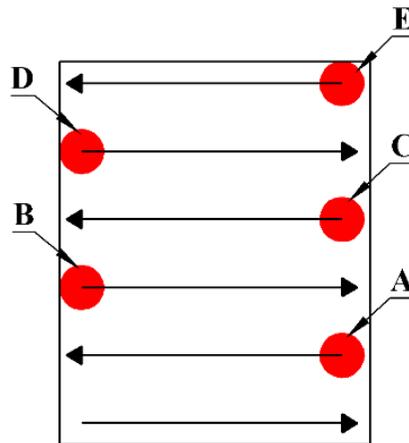
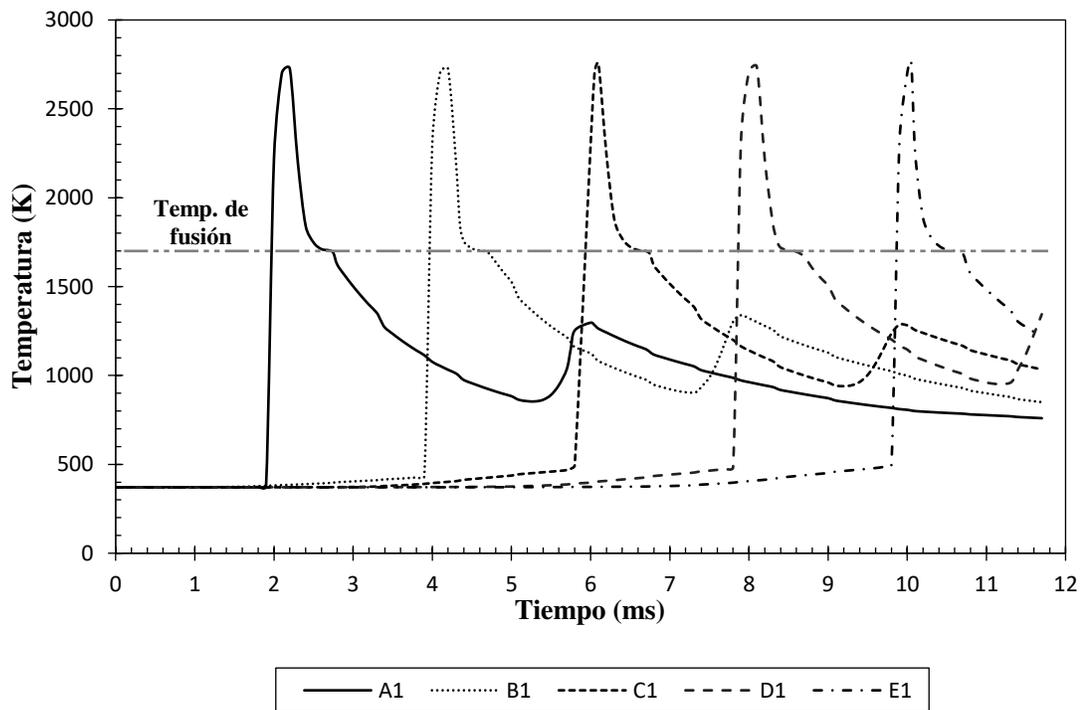
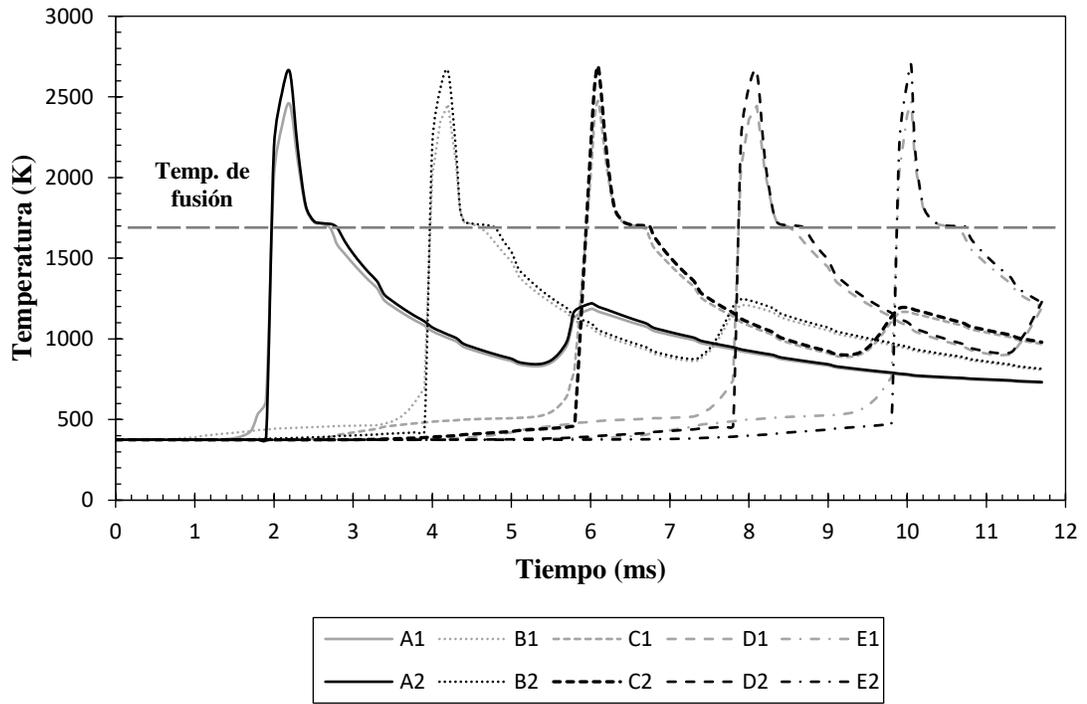


Figura 5.16. Representación esquemática donde se muestra aquellos nodos a estudiar con relación a la estrategia de escaneo.

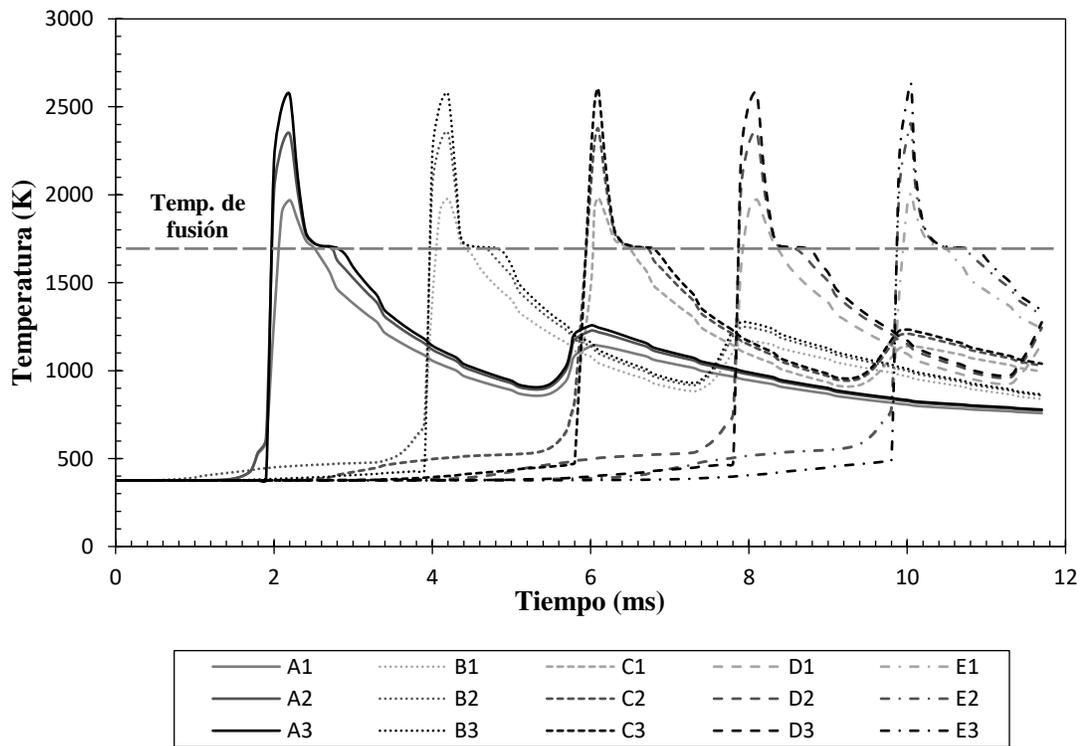
a)



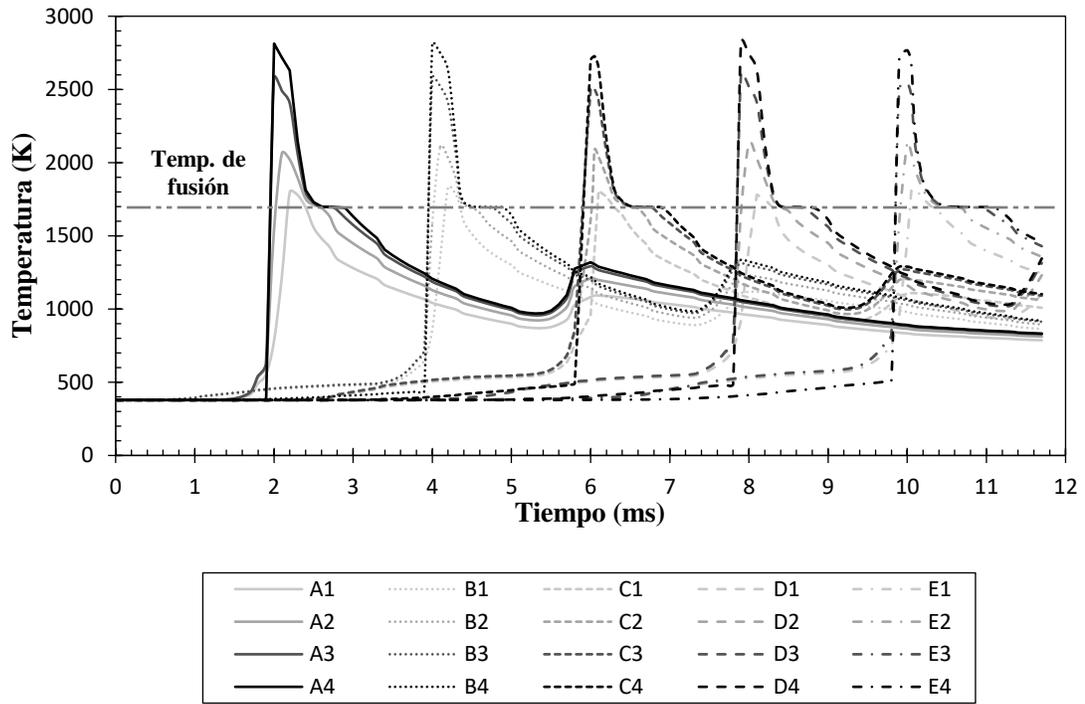
b)



c)



d)



e)

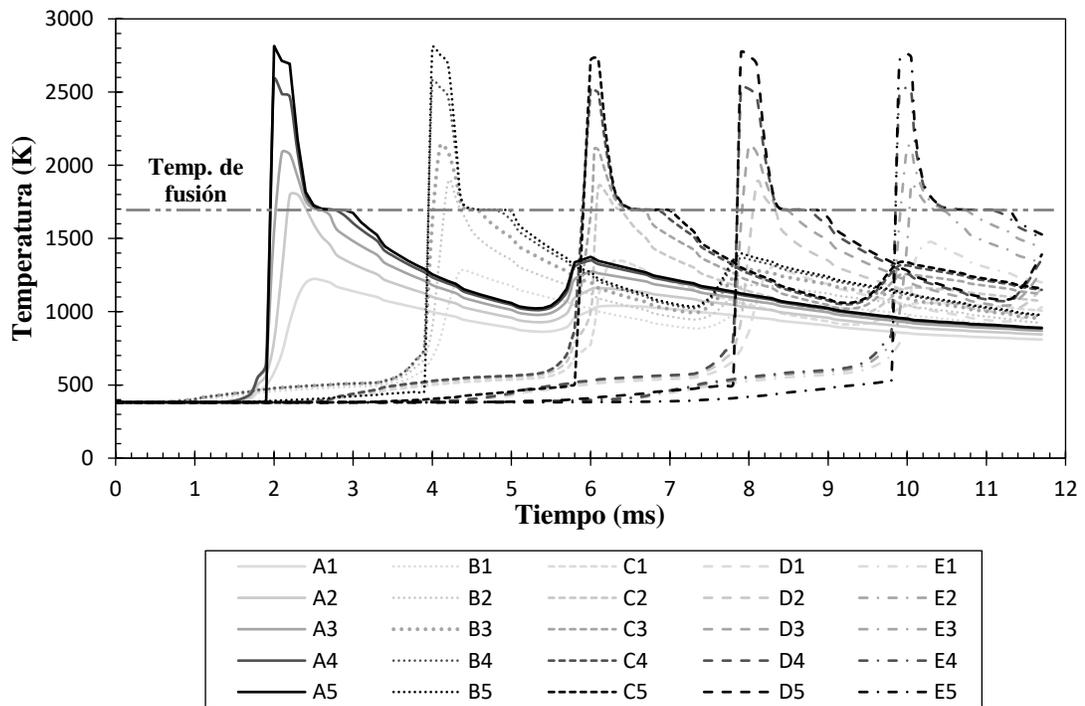


Figura 5.17. Historiales de temperatura de nodos ubicados en las esquinas de las trayectorias en a) primera capa, b) segunda capa, c) tercera capa, d) cuarta capa y e) quinta capa

La Figura 5.17 presenta los historiales de temperatura en los nodos señalados según Figura 5.16, para cada una de las capas donde se observa la evolución de la temperatura justo en el eje central de la trayectoria del láser.

Al monitorear estos comportamientos de la temperatura, se garantiza que estas zonas críticas, durante el proceso FSL simulado, no sobrepasan la temperatura de evaporación (3200 K), principalmente durante el lapso donde el láser irradia sobre dichos nodos. También, se puede observar que el seguimiento de los nodos durante la última capa (A5, B5, C5, D5 y E5) en la Figura 5.17d son rotulados con un color más oscuro en comparación con los nodos de otras capas. Se resalta la temperatura de fusión con una línea horizontal discontinua, mientras que la temperatura de solidificación (1686 K) no se representa debido a su cercanía con la temperatura de fusión (1697 K).

Se puede señalar que todos los nodos monitoreados, desde la Figura 5.17a hasta la Figura 5.17d, sufren varios ciclos de fusión y solidificación porque superan la temperatura de fusión en las diferentes capas procesadas, como se indica en cada una de las figuras. Mientras que la Figura 5.17e todos los nodos analizados sufren también varios ciclos de fusión/solidificación excepto los nodos de la primera capa que alcanzan temperaturas alrededor de 1300 K cuando el láser interacciona con la quinta capa.

Para los historiales de temperatura mostrados en la Figura 5.17, el comportamiento térmico, cuando el material se encuentra en polvo, presenta inicialmente un aumento gradual de temperatura (poca pendiente) mientras se acerca el láser. Sólo cuando el láser está concéntrico al nodo en estudio, la temperatura transitoria aumenta abruptamente y luego decae bruscamente a medida que el láser se vaya alejando. El aumento abrupto de temperatura durante el calentamiento se debe a que la conductividad térmica en estado polvo es relativamente pobre si se compara con el mismo material en estado sólido (Ver Sección 3.3.2).

Para visualizar con detalle dicho fenómeno, se sustrae a modo de ejemplo una porción del historial térmico de la Figura 5.17b en el intervalo 1.4 ms a 2.0 ms, con mayor magnificación, para mostrarse en la Figura 5.18. Se puede notar la diferencia térmica en el proceso de calentamiento. Se recuerda que este historial térmico se da durante el proceso de escaneo de la segunda capa, donde el nodo A2 posee inicialmente propiedades térmicas en estado de polvo antes de llegar a estado líquido; mientras que el nodo A1, que es material ya consolidado en la primera capa, posee propiedades térmicas como material sólido.

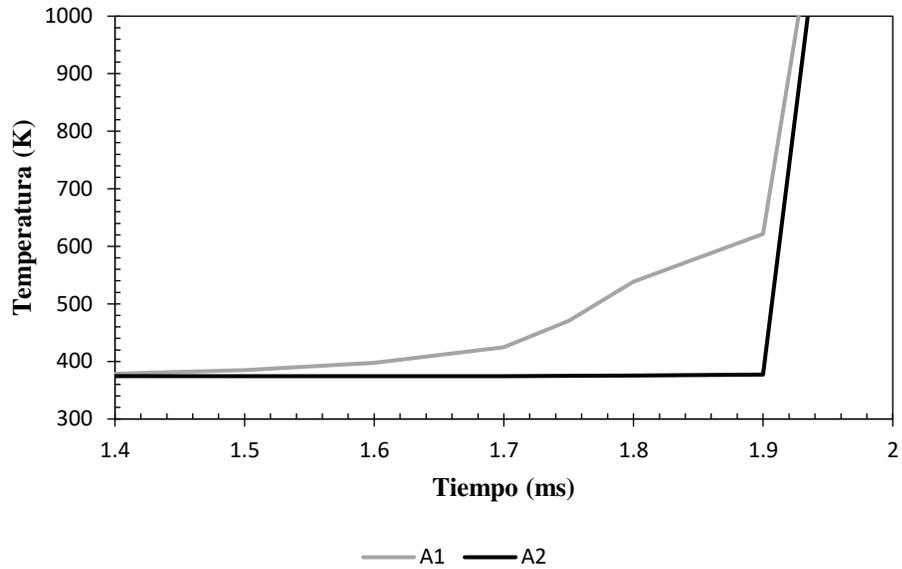
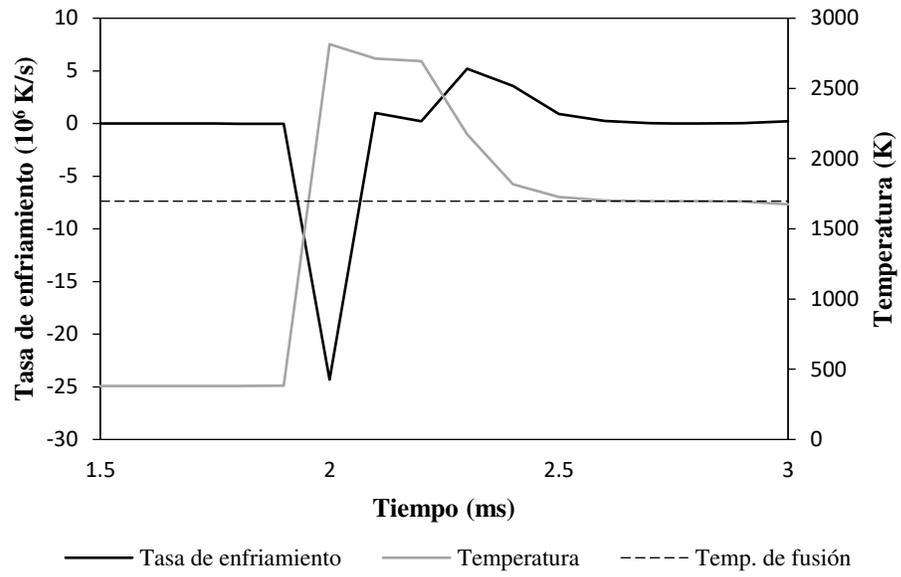


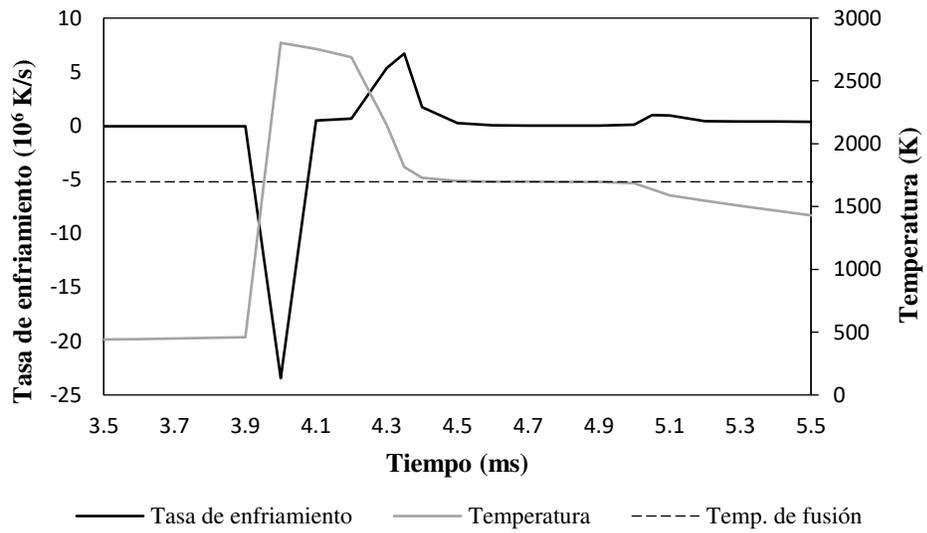
Figura 5.18. Diferencias térmicas durante los procesos de calentamiento entre estado polvo (A2) y estado sólido (A1)

Con los datos adquiridos y mostrados en la Figura 5.17, es posible calcular las temperaturas transitorias en estos nodos en particular y observar principalmente los cambios de las tasas de enfriamiento que el material sufre durante el proceso FSL. En la Figura 5.19 se presenta el comportamiento de temperatura transitoria y tasas de enfriamiento justo cuando se desarrollan las temperaturas pico en las ubicaciones A5, B5, C5, D5 y E5. Conociendo la curva de temperatura en función del tiempo, es posible calcular las tasas de enfriamiento a partir de  $-\Delta T/\Delta t$  (cambio de la temperatura en dos etapas de tiempo adyacentes). Entiéndase que un valor negativo en los valores de la tasa de enfriamiento significa calentamiento, de lo contrario es un proceso de enfriamiento del material.

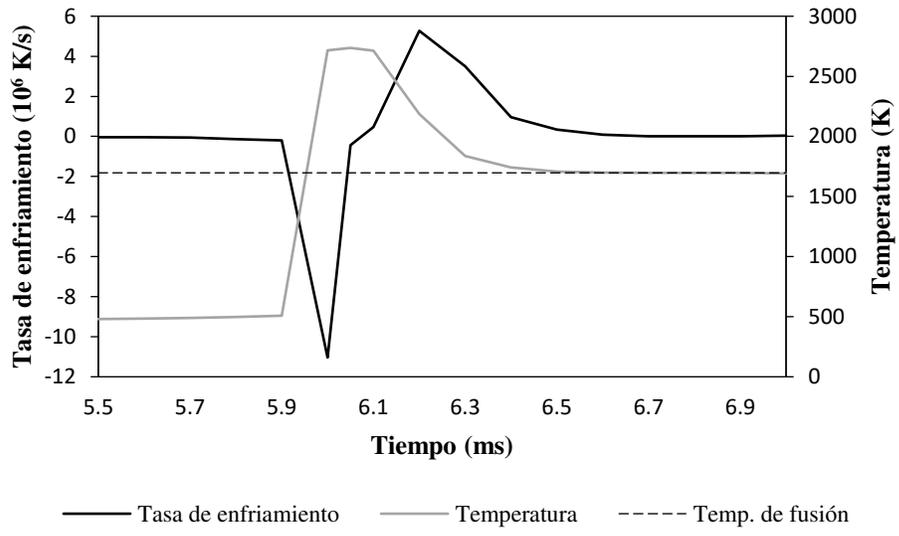
a)



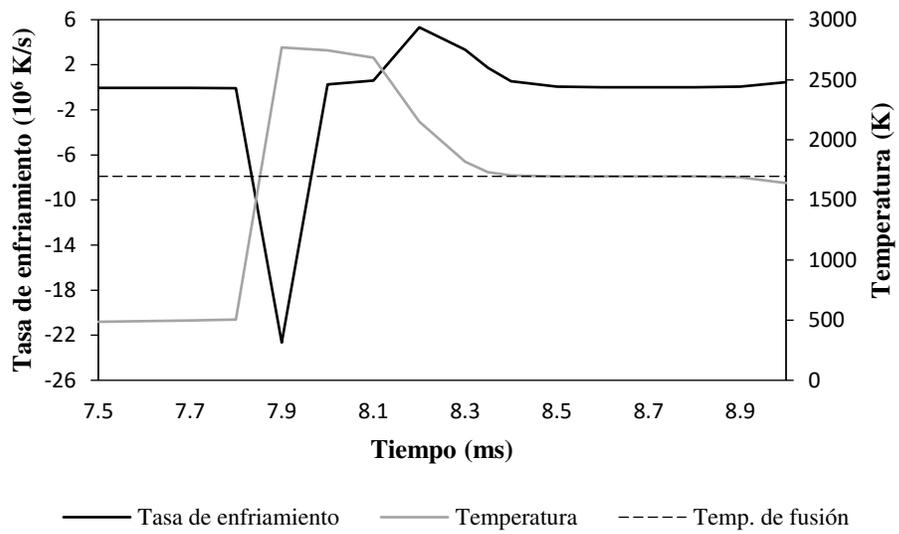
b)



c)



d)



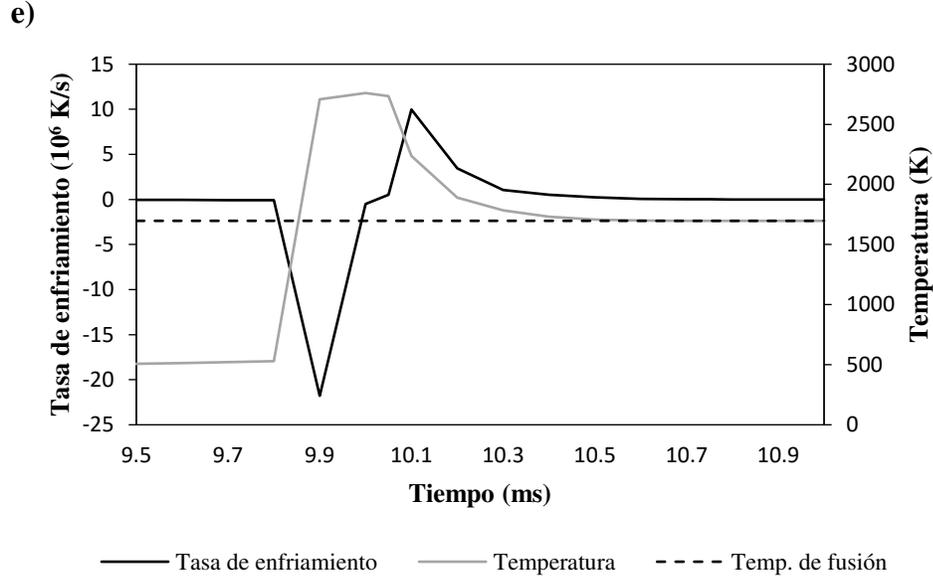


Figura 5.19. Temperatura transitoria y tasa de enfriamiento durante el escaneo del láser en los nodos a) A5, b) B5, c) C5, d) D5 y e) E5.

En la Figura 5.19 es posible identificar una porción de la curva de la temperatura transitoria que está por encima de la temperatura de fusión (línea horizontal discontinua) indicando que el material se encuentra en estado líquido y la proyección de esta porción de la curva en el eje  $x$  indica el intervalo de tiempo en que estará en estado líquido

Existen dos tasas de enfriamiento que se diferencian en que una se calcula entre la máxima temperatura desarrollada y la temperatura de fusión mientras que la otra se halla a partir de la temperatura de fusión y solidificación. Lo anterior se expresa según las Ecuaciones (5.1) y (5.2), donde  $TE_f$  es la tasa de enfriamiento justo cuando se desarrolla la máxima temperatura ( $T_{max}$ ) hasta decaer a la temperatura de fusión ( $T_f$ ) durante un lapso de tiempo comprendido en el tiempo justo cuando se desarrolla la máxima temperatura ( $t_{@T_{max}}$ ) y el tiempo cuando el historial de temperatura disminuya hasta igualar la temperatura de fusión ( $t_{@T_f}$ ). Por otra parte, la tasa de enfriamiento entre líquido y sólido ( $TE_{f-s}$ ) se calcula a partir de la relación de la diferencia de temperatura de fusión y solidificación ( $T_f$  y  $T_s$ , respectivamente) durante el lapso en que ocurre, esto es, la diferencia entre el tiempo cuando el historial iguala la temperatura de solidificación ( $t_{@T_s}$ ) y de fusión ( $t_{@T_f}$ ).

$$TE_f = \frac{T_{max} - T_f}{t_{@T_f} - t_{@T_{max}}} \quad (5.1)$$

$$TE_{f-s} = \frac{T_f - T_s}{t_{@T_s} - t_{@T_f}} \quad (5.2)$$

A continuación, con base en las Ecuaciones (5.1 y (5.2), las tasas de enfriamiento predichas por el modelo son presentadas en la Tabla 5.9 las cuales fueron cálculos para los nodos mencionados precedentemente en la última capa (capa 5) ya que fueron donde se desarrollaron las temperaturas picos mayores que el resto de las capas.

Tabla 5.9. Tasas de enfriamiento predichas

Nodo	$T_{max}$ (K)	$TE_f$ (K/s)	$TE_{f-s}$ (K/s)
A5	2815.07	$1.49 \times 10^6$	$7.33 \times 10^4$
B5	2803.26	$1.48 \times 10^6$	$4.40 \times 10^4$
C5	2736.39	$1.48 \times 10^6$	$4.40 \times 10^4$
D5	2769.35	$1.53 \times 10^6$	$3.67 \times 10^4$
E5	2760.33	$1.33 \times 10^6$	$2.20 \times 10^4$
<b>Promedio</b>		$1.46 \times 10^6$	$4.40 \times 10^4$

#### 5.4.2 Gradientes térmicos en el proceso FSL

Debido al refinamiento de malla desarrollado en la zona de interacción del láser con el material particulado (tamaño de elemento de  $10 \mu\text{m}$ ), se estudia aquellos *spots* del láser cuando se encuentra ubicado justo a la mitad de cada una de las trayectorias. Para esquematizar lo anterior, se muestra en la Figura 5.20 una representación de la ubicación de los *spots* del láser para estudiar el desarrollo de sus gradientes térmicos.

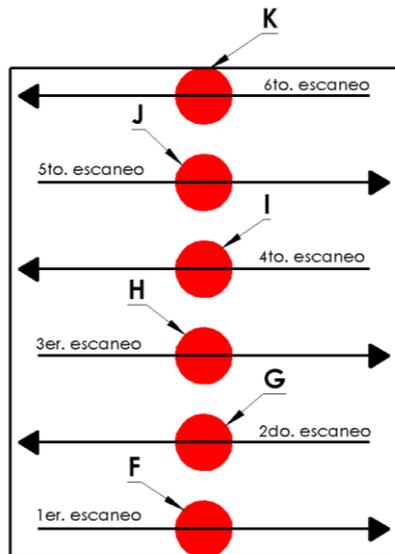


Figura 5.20. Spots de irradiación del láser justo cuando se ubica en la mitad de la trayectoria de escaneo.

Para el análisis de los gradientes térmicos presentados en las zonas mencionadas, se extrajo información del comportamiento de la temperatura para cada una de dichos

*spots* en dirección  $x$  (a lo largo de la trayectoria de escaneo), dirección  $y$  (perpendicular a la trayectoria de escaneo) y dirección  $z$  (perpendicular al plano  $xy$ ). También, al igual que en la sección 5.4.1, el análisis de los gradientes térmicos en los *spots* F – K se estudian en la última capa (capa 5) porque es allí donde el modelo térmico alcanza las temperaturas picos mayores que el resto de las capas. El comportamiento de la temperatura a través de las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$  son presentadas en las Figuras 5.21 al 5.23, respectivamente.

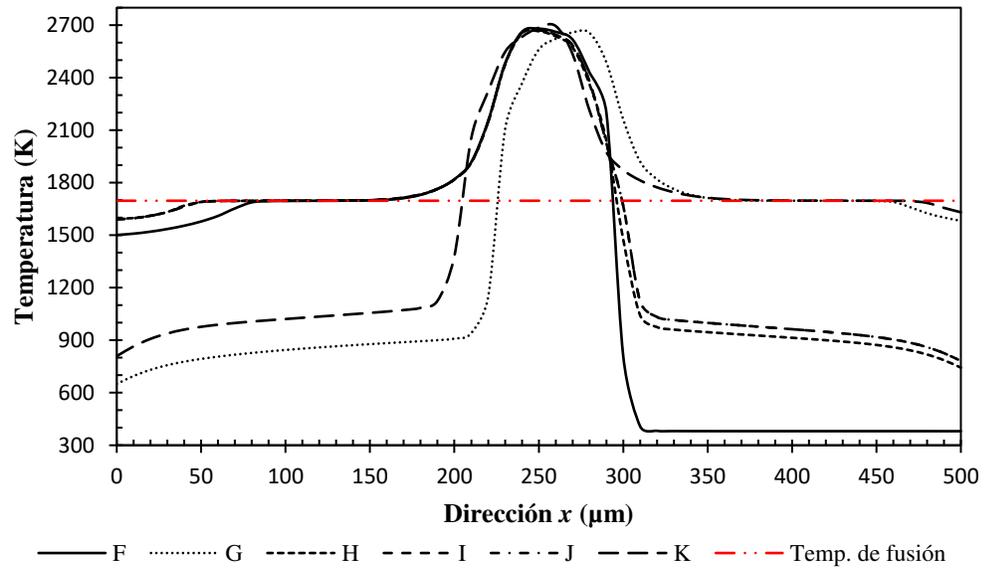


Figura 5.21. Comportamiento de la temperatura en los *spots* de análisis en la dirección  $x$  (trayectoria de escaneo del láser).

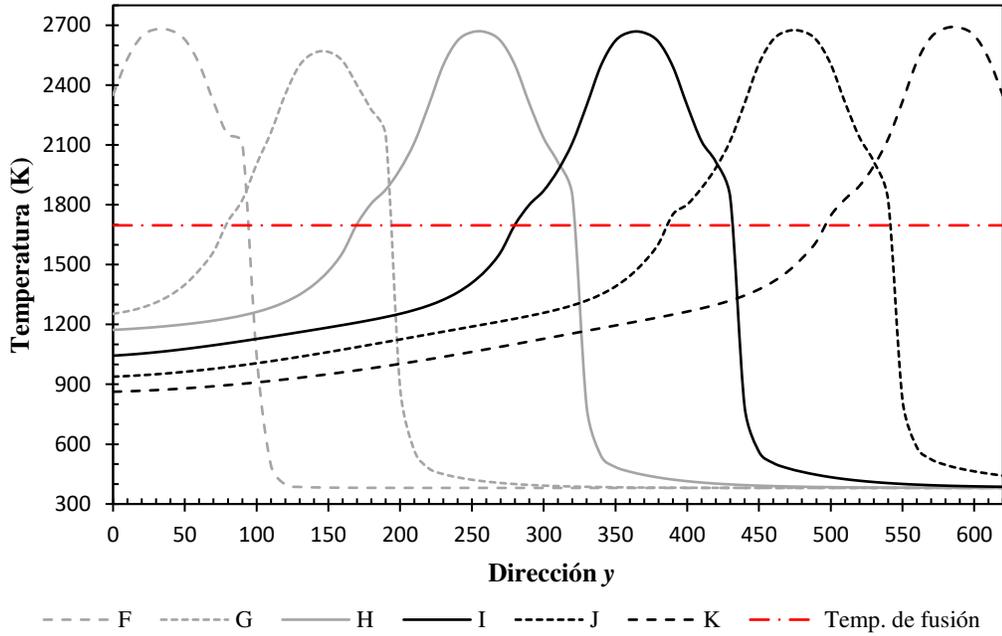


Figura 5.22. Comportamiento de la temperatura en los spots de análisis en la dirección  $y$  (perpendicular a la trayectoria de escaneo).

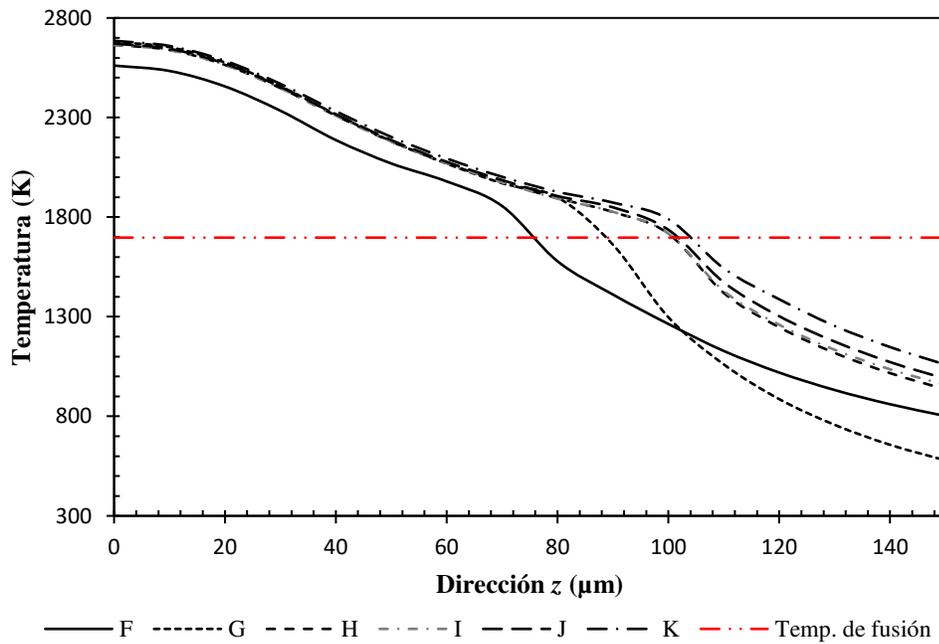


Figura 5.23. Comportamiento de la temperatura en los spots de análisis en la dirección  $z$  (profundidad).

El rango de valores del eje horizontal de las Figuras 5.21 y 5.22 son tal que coincide con el ancho y largo de la zona de interacción del láser con el material (Véase

Figura 3.12) que son  $500\ \mu\text{m}$  (dirección  $x$ ) y  $620\ \mu\text{m}$  (dirección  $y$ ), respectivamente. Mientras que la Figura 5.23, el rango de valores del eje horizontal (dirección  $z$ ) se relaciona con la altura total de las 5 capas ( $150\ \mu\text{m}$ ). Para cada una de las figuras mencionadas, se indica la temperatura de fusión como una línea horizontal, discontinua y de color rojo de tal manera se facilite la identificación y estudio de las zonas de fusión (zonas por encima de dicha línea).

En la Figura 5.21 se observa el comportamiento de la temperatura a lo largo de la trayectoria de escaneo del láser. Analizando el *spot* F, la temperatura en  $x = 0\ \mu\text{m}$  hasta  $x \approx 50\ \mu\text{m}$ , se encuentra inicialmente a una temperatura ligeramente por debajo de la temperatura de fusión y aumenta hasta igualarla; esto se debe a que en esa zona el láser ya irradió y consolidó el material y que se encuentra en un proceso de enfriamiento. Mientras que el comportamiento de la temperatura entre  $50\ \mu\text{m}$  y  $300\ \mu\text{m}$  se muestra claramente una zona tal que es igual o mayor a la temperatura de fusión, afirmándose que la longitud de la alberca de fusión, para el *spot* F, es aproximadamente  $250\ \mu\text{m}$ . A partir de  $x = 300\ \mu\text{m}$ , el decaimiento de la temperatura es abrupto debido a que es polvo próximo a ser irradiado por el láser.

Los *spots* F, H y J poseen algo en común y es que la dirección y sentido de escaneo del láser (dirección  $+x$ ) es la misma. Pero a diferencia del *spot* F, los *spots* H y J, van adquiriendo un mayor calentamiento al inicio y final del comportamiento de la temperatura debido a los efectos térmicos producidos por las trayectorias de escaneo precedentes y resaltando que la conductividad térmica en las zonas de material consolidado se comporta como las del acero inoxidable 316L denso. Esto ocurre similarmente para los *spots* ubicados en dirección y sentido de escaneo en  $-x$  (G, I y K).

La Figura 5.22 se muestra el comportamiento de cada uno de los *spots* en dirección  $y$ . De forma similar, la línea roja, horizontal y discontinua representa la temperatura de fusión del acero inoxidable 316L, lo que significa que los dos puntos de intercepción entre los diferentes comportamientos (curvas) de temperatura de los *spots* con la línea de fusión es básicamente el ancho de la alberca de fusión. A modo de ejemplo se toma el *spot* 1, se observa que el primer punto de intercepción entre la línea de fusión y su respectiva curva es en  $y \approx 280\ \mu\text{m}$  y el segundo punto de intercepción es en  $y \approx 430\ \mu\text{m}$ , donde la distancia entre ambos puntos es el ancho de alberca de fusión y es igual, para este caso, a  $150\ \mu\text{m}$ .

Sin embargo, una inspección visual general de la Figura 5.22 se detecta que aquellas zonas de las curvas (para los diferentes *spots*) que se encuentran por encima de la temperatura de fusión (ancho de alberca de fusión), no tienen dimensiones similares, se nota una ligera variación al momento de evaluar el ancho de alberca de fusión. Esta variación también se sustenta en la Tabla 5.7 para la combinación  $(F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}) = (1, 5, 10)$  en donde la desviación estándar de la medición del ancho de alberca de fusión de la

simulación dio como resultado  $\pm 29.99$ . Esta variación se discute más a fondo en la Sección 5.5 acerca de las causas de este comportamiento.

Por otro lado, la Figura 5.23 brinda una idea de cómo es el comportamiento de la temperatura en dirección  $z$  y su profundidad térmica afecta tanto para la capa en procesamiento como para capas anteriores ya consolidadas. Analizando todos los *spots*, la temperatura pico se desarrolla justo en el centro del láser debido a su distribución Gaussiana y también, a causa del modelo dinámico de absorción de irradiancia en el modelo térmico, es absorción máxima se presenta en la superficie de la cama de polvo. También, toda porción de la curva que se encuentre por encima de la línea de fusión es efectivamente zona en estado líquido; entonces la profundidad de la alberca de fusión se define como el punto de intercepción entre la curva y la línea de fusión.

No obstante, el *spot* F presenta una temperatura pico y una profundidad de alberca de fusión menor que el resto de los *spots*, mostrado en la Figura 5.23. Este suceso ocurre porque el *spot* F pertenece al primer escaneo del láser y no posee alguna afectación térmica por una trayectoria de escaneo anterior. Mientras que los *spots* G hasta K poseen una temperatura pico similar y la profundidad de alberca de fusión también converge a una profundidad de alberca de fusión de  $100 \mu\text{m}$  aproximadamente. También existe una tendencia donde los *spots* G hasta K posean un comportamiento térmico similar según la Figura 5.23. Esta poca variación en las predicciones de profundidad de alberca de fusión se refleja en la desviación estándar de la Tabla 5.7, calculado a partir de los 132 *spots* que simula el proceso en la última capa con un valor de  $\pm 7.22$ .

A partir del comportamiento térmico de las Figuras 5.21 al 5.23, es posible calcular las tasas de solidificación y gradiente térmicos en las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$ , respectivamente. La tasa de solidificación  $TS_i$  y  $GT_i$  se calculan de acuerdo con las Ecuaciones (5.3 y (5.4, respectivamente, donde el subíndice  $i$  hace referencia a la dirección de análisis ( $x$ ,  $y$  o  $z$ ). Y los resultados de las tasas de solidificación y gradientes térmicos son presentados en la Tabla 5.10.

$$TS_i = \left| \frac{T_{max} - T_f}{i_{@T_f} - i_{@T_{max}}} \right| \quad (5.3)$$

$$GT_i = \left| \frac{T_f - T_s}{i_{@T_s} - i_{@T_f}} \right| \quad (5.4)$$

Tabla 5.10. Resultados de tasas de solidificación y gradientes térmicos

<i>Spot</i>	Tasa de solidificación (K/m x 10 <sup>6</sup> )			Gradiente térmico durante fase líquida (K/m x 10 <sup>5</sup> )		
	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>
F	7.02	14.04	12.60	2.75	2.20	22.00
G	5.66	17.39	9.60	3.67	2.20	22.00
H	6.05	12.10	9.49	2.20	2.20	22.00
I	6.05	12.09	9.49	2.75	2.20	22.00
J	6.09	12.18	9.55	2.20	2.20	22.00
K	6.24	14.16	9.41	1.83	2.20	22.00
<b>Media</b>	6.18	13.66	10.02	2.57	2.20	22.00

### 5.5 Criterio de ancho efectivo de la alberca de fusión

Con base en la Sección 5.4.2, se plantea un análisis más a fondo de las causas de variación en el ancho de la alberca de fusión del proceso FSL. Para ello, se ha sugerido la gráfica de la Figura 5.24 donde se plasma el comportamiento del ancho de la alberca de fusión simulada a lo largo de las diferentes trayectorias de escaneo (un total de 6 trayectorias). El eje horizontal de la Figura 5.24 es el número de *spots* que contiene cada una de las trayectorias de escaneo para un total de 22 *spots* (ver Sección 3.6 para más información).

Analizando el comportamiento del ancho de la alberca de fusión de la Figura 5.24, para la primera trayectoria (1er. escaneo); el primer *spot* posee un ancho de 96  $\mu\text{m}$  y va aumentando a medida que el láser se mueve hasta converger a partir del *spot* 6 con un valor de 132  $\mu\text{m}$ . Sin embargo, este comportamiento no es similar para el resto de las trayectorias de escaneo; esto se debe a que la primera trayectoria de escaneo no posee una afectación térmica inmediata de algún escaneo anterior por el simple hecho de ser la primera en la capa de polvo. Por tal razón, desde la segunda hasta la sexta trayectoria de escaneo, los comportamientos del ancho de alberca de fusión inician a partir de un máximo aproximado de 220  $\mu\text{m}$  debido a que estas trayectorias claramente poseen una afectación térmica de un escaneo precedente.

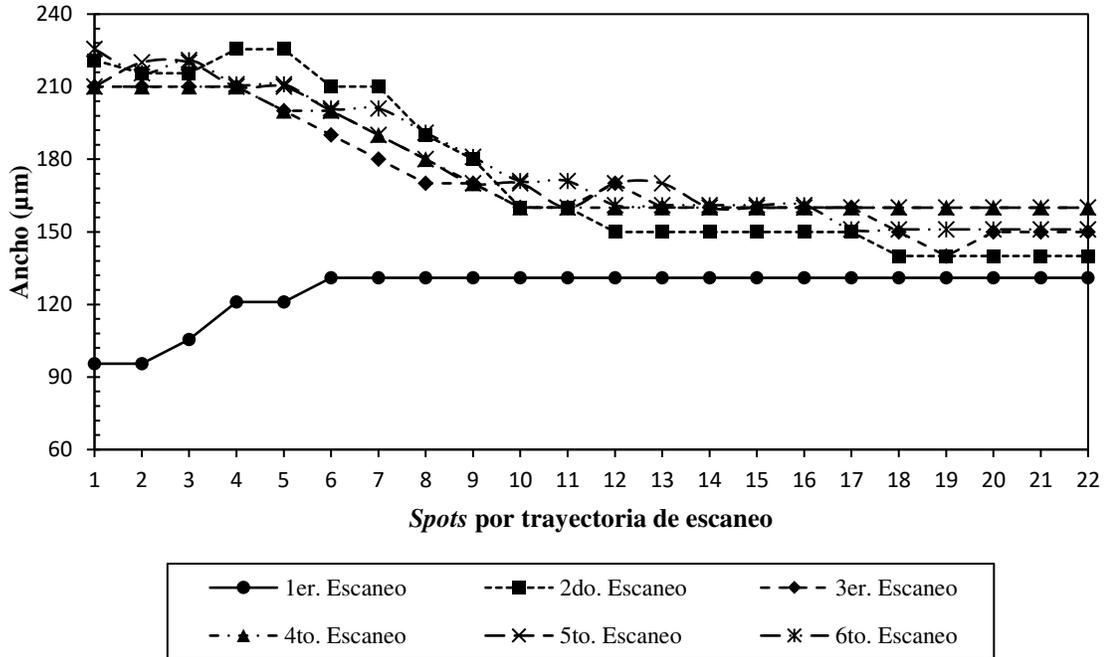


Figura 5.24. Comportamiento del ancho de alberca de fusión a lo largo de la trayectoria de escaneo del láser.

Adicionalmente, se corrobora lo indicado en la Sección 5.4.1 al estudiar aquellos nodos concéntricos al láser y ubicados cerca al inicio de las trayectorias (Ver Figura 5.16 para más información sobre los nodos críticos mencionados). Los *spots* iniciales desde el segundo escaneo hasta el sexto escaneo (Figura 5.24) son críticos por la afectación térmica del escaneo inmediatamente anterior debido a la misma estrategia de escaneo en zigzag (efecto de inmediatez térmico), lográndose mayor calentamiento en el sistema y por ende mayor ancho de la alberca de fusión en dichas zonas durante el proceso FSL.

El comportamiento del ancho de la alberca de fusión, desde el segundo hasta el sexto escaneo, disminuye paulatinamente hasta converger alrededor de 154 μm de ancho a partir del *spot* 12 aproximadamente. Esto se explica debido a que, para estas trayectorias mencionadas, el material ya consolidado por el escaneo anterior ya ha sufrido un proceso de enfriamiento y disipación de calor, donde el láser encuentra partículas metálicas no “tan calientes” durante su escaneo como las del inicio; produciendo un efecto de ancho de alberca de fusión menor que en el inicio de la trayectoria de escaneo (zonas térmicamente críticas). Lo anterior genera una propuesta para calcular cierto ancho efectivo de alberca de fusión.

Tomando como referencia la validación del modelo térmico expuesto en el Capítulo 5, durante la experiencia jamás se adquirieron mediciones de alberca de fusión en los extremos de las muestras donde se ubican ya sea la primera trayectoria de escaneo

y/o al inicio de cierta trayectoria de escaneo. Por lo tanto, se puede hablar un ancho efectivo de alberca de fusión, para el modelo de esta investigación, que no contemple aquellos valores ubicados en la primera trayectoria de escaneo ni tampoco al inicio de cada trayectoria de escaneo.

Lo anterior es posible filtrando los datos con las características anteriores. Primero, se excluirá los valores del ancho de alberca de fusión de la primera trayectoria de escaneo. Y segundo, se excluirá valores de ancho para los primeros 11 *spots* para cada una de las trayectorias de escaneo del láser.

En la Tabla 5.11 se muestra los resultados al aplicar el criterio de ancho efectivo para el cálculo de su promedio y desviación estándar de aquellos datos que cumplan con este nuevo criterio; y se compara con el ancho general (tomando todos los valores de los *spots* de la última capa), calculado en la Sección 5.3.2.2, y aquella adquirida durante la experimentación para una mejor comparación.

*Tabla 5.11. Comparativa entre el ancho general, efectivo y experimental de alberca de fusión con sus correspondientes errores relativos*

<b>Ancho de alberca de fusión</b>	<b>General</b>	<b>Efectivo</b>	<b>Experimental</b>
Media ( $\mu\text{m}$ )	167.04	156.82	159.07
Desviación estándar ( $\mu\text{m}$ )	29.99	7.78	16.81
Error (%)	5.01	1.42	-

De acuerdo con la Tabla 5.11, claramente se observa que cuando se compara el ancho efectivo de alberca de fusión con los datos experimentales, tan solo posee un error relativo de 1.42 % frente a aquel ancho general el cual posee un error del 5.01 %. Adicionalmente, disminuye la dispersión de datos cuando se emplea el criterio de ancho efectivo con una desviación estándar de  $\pm 7.78$  frente a la desviación estándar del ancho general de  $\pm 29.99$ .

## CAPÍTULO 6

### DISCUSIÓN DE RESULTADOS

#### 6.1 Introducción

En el capítulo previo se presentaron los resultados de las simulaciones numéricas aplicada al proceso de manufactura de FSL para un acero inoxidable 316L con dos enfoques diferentes (modelamiento de la fuente de calor superficial y volumétrico), mientras que en el Capítulo 4 se presentó los resultados adquiridos mediante experimentación como soporte o punto de referencia para la validación de los modelos que también fueron comparados en la sección anterior.

Por lo tanto, en este capítulo se discute una comparación de este trabajo con otras investigaciones, dando especial énfasis de los errores relativos presentes entre datos de simulación y aquellos adquiridos de forma experimental.

#### 6.2 Modelos térmicos de fuentes de calor superficial

En este apartado, se discutirán los resultados tras el modelamiento térmico con un enfoque de una fuente de calor superficial descrito matemáticamente en la Sección 3.4.1 y se introdujo el concepto de un factor de mejoramiento anisotrópico de la conductividad térmica que dio como resultado un diseño de experimento para el estudio del comportamiento de dicho factor. Mientras que en la Sección 5.3.1 se presenta los resultados numéricos para las diferentes combinaciones según los niveles del factor de mejoramiento térmico, resultados de validación y finalmente optimización para el mejoramiento de la respuesta del modelo de simulación. Esta discusión se desarrollará con base en resultados obtenidos en otras investigaciones alrededor del modelo del láser como fuente de calor superficial

Los resultados obtenidos por Hussein et al. [26] a partir de un modelo termomecánico con características de una fuente de calor móvil superficial y con distribución Gaussiana, potencia del láser de 100 W, velocidades de escaneo de 100 mm/s, 200 mm/s y 300 mm/s, y el diámetro del láser de 150  $\mu\text{m}$  para un acero inoxidable 316L. En contraste con esta investigación, es notable la diferencia de la potencia (4 veces) del láser y el

diámetro del láser (más de dos veces el tamaño). En la Figura 6.1 se presenta historiales de temperatura como resultado de la investigación de Hussein et al [26].

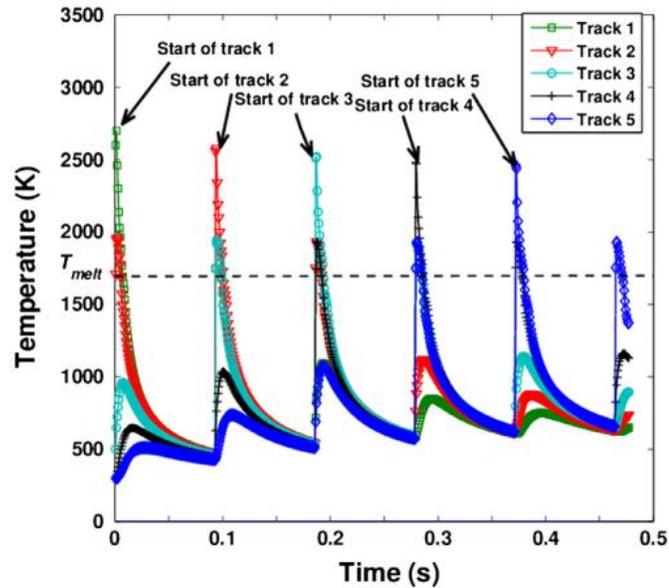


Figura 6.1. Historial de temperatura y ciclos de fusión/calentamiento y enfriamiento de 5 trayectorias [26].

Como se puede observar en la Figura 6.1, las temperatura pico desarrolladas en la simulación no superan los 2750 K a diferencia de los resultados obtenidos de esta investigación los cuales se evidencia desde la Figura 5.2 hasta la Figura 5.4 donde claramente se observa temperatura mayores a la temperatura de evaporación del acero 316L. Esto se debe a la potencia empleada en esta investigación (400 W), produciendo una densidad de potencia mucho mayor al tratarse de un diámetro de rayo de 70  $\mu\text{m}$ ; frente a los parámetros empleados por Hussein et al. [26] (100 W y 150  $\mu\text{m}$ , respectivamente).

El estudio presentado por Masmoudi et al. [55] también emplea, en el modelamiento de la fuente de calor, se suministre a nivel superficial y con distribución Gaussiana y las propiedades de las partículas metálicas de acero 316L se encuentra en función de la temperatura y la porosidad. Los parámetros de procesamiento son, potencia del láser 100 W, a diferentes velocidades de escaneo, diámetro del rayo de 68  $\mu\text{m}$  y espesor de capa de 50  $\mu\text{m}$ . Dando como resultado de la simulación numérica, temperaturas pico de 3500 K.

La validación del modelo de Masmoudi et al. [55] obtuvo como resultado un buen acuerdo entre los datos de simulación frente a las dimensiones de la morfología de la alberca de fusión, sobresaltando una correlación bastante cercana según Figura 6.2 para diferentes velocidades de escaneo

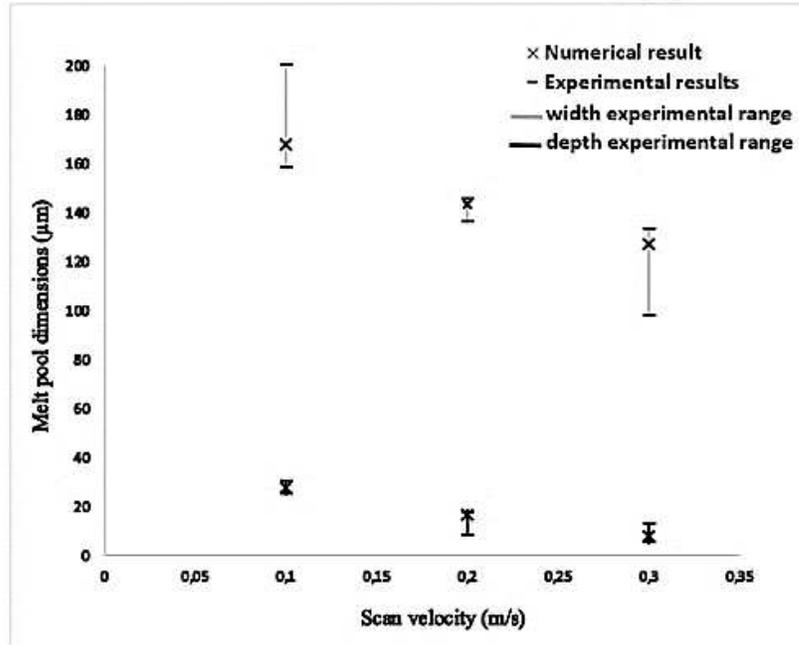


Figura 6.2. Resultados numéricos y experimentales del ancho y profundidad de la alberca de fusión de Masmoudi et al. [55].

El resultado de la investigación de Masmoudi et al. [55] es una evidencia de que el modelamiento térmico del láser como una fuente de calor superficial es aceptable cuando se emplea valores de potencia relativamente bajas (frente a 400 W de esta investigación). Adicionalmente, los resultados numéricos de la profundidad de la alberca de fusión son relativamente bajos para estas características según Figura 6.2; esto también se evidenció en los resultados profundidad calculada de esta investigación, cuando se asume una fuente de calor superficial (ver Tabla 5.2), entre el rango 20 µm y 60 µm frente a la profundidad experimental de 159.07 µm en esta investigación.

Con base en las evidencias anteriores, se concluye que la asunción de una fuente de calor móvil y de carácter superficial es una buena aproximación siempre y cuando la densidad energética que se suministra a la cama de polvo es relativamente baja. Por tal motivo, las características de este modelo del láser no presentan una buena correlación cuando la potencia es alta (400 W en esta investigación) frente a la caracterización experimental de la alberca de fusión, presentadas en la Sección 5.3.1.2.

### 6.3 Modelos térmicos de fuente de calor volumétrico

En esta Sección, se discutirán los resultados de simulación adquiridos cuando se modela el proceso FSL para un acero inoxidable 316L con una fuente volumétrica a partir de una densidad energética con distribución Gaussiana y tasa de absorción dinámica a

través del espesor de capa, frente a resultados de otras investigaciones realizadas recientemente.

El estudio presentado por Foroozmehr et al. [36] estableció, para el modelamiento del láser, una profundidad óptica de penetración efectiva definido como la profundidad donde la intensidad de la energía del láser se reduce a  $1/e$  (36.8 %) de la intensidad del láser absorbido en la superficie de la cama de polvo. Por lo tanto, consideraron un flujo de energía constante que actúa sobre la porción de volumen donde interacciona el láser con la cama de polvo.

Los parámetros de procesamiento utilizados por Foroozmehr et al. [36] para la simulación y fabricación de muestras para un acero 316L se presenta en la Tabla 6.1. Es posible observar la diferencia de parámetros de fabricación en comparación con este estudio tales como potencia, diámetro y tipo de láser ( $CO_2$ ), espesor de capa, velocidad de escaneo e incluyeron una superposición entre trayectorias de escaneo (*overlap*).

Tabla 6.1. Parámetros de modelamiento de Foroozmehr et al. [36].

Parámetro	Valor
Potencia de láser (W)	110
Diámetro del láser (mm)	0.6
Espesor de capa (mm)	1
Velocidad de láser (mm/s)	80, 100, 150
Longitud de escaneo (mm)	4.5
<i>Overlap</i>	50 %

Los resultados de simulación fueron verificados utilizando datos experimentales, donde la velocidad de escaneo de 100 mm/s obtuvo mejor correlación en la verificación según Tabla 6.2 en cuanto a la profundidad de alberca de fusión.

Tabla 6.2. Resultados de profundidad de alberca de fusión de Foroozmehr et al. [36].

Velocidad de escaneo	80 mm/s	100 mm/s	150 mm/s
Experimental ( $\mu\text{m}$ )	355	230.6	200.4
Modelo MEF ( $\mu\text{m}$ )	306.3	234.3	178.5
Error	13.7%	1.6%	10.8%

En la Sección 2.5 se mencionó brevemente la investigación realizada por Li et al. [39], [59]; específicamente la Tabla 2.4, mostrando un buen acuerdo entre los datos obtenidos de la simulación del proceso FSL con el acero inoxidable 316L y los experimentales, logrando errores de hasta 3.95 % en la profundidad y 4.15 % en el ancho de la alberca de fusión.

Heeling et al. [82] estudiaron el comportamiento de la alberca de fusión cuando se incluye en el modelamiento efectos tales como absorción de energía de la cama de polvo,

flotabilidad, marangoni, capilaridad, evaporación, presión de retroceso y dependencia de las propiedades del material con la temperatura sobre un acero inoxidable 316L y superaleación IN738LC. Al igual que esta investigación, Heeling et al. [82] introdujeron el concepto de absorción dinámica de energía de la cama de polvo a través de su espesor planteado por Gusarov et al. [45]. Su investigación tuvo como objetivo ver este tipo de comportamiento para fabricaciones de alta velocidad de escaneo ( $> 850$  mm/s) y la temperatura de precalentamiento sobre las partículas de polvo.

Heeling et al. [82] lograron un buen acuerdo entre datos experimentales y datos de simulación, para el acero 316L, cuando se consideran altas temperaturas de precalentamiento ( $500$  °C) con una velocidad de escaneo de  $850$  mm/s, reduciendo el error de  $15.2\%$  a  $12.8\%$  en ambas dimensiones de la alberca de fusión. La evaluación de los resultados relativos a las dimensiones de la alberca de fusión se muestra en la Figura 6.3 donde se observa claramente un buen acuerdo para los valores sobre un amplio set de velocidades de escaneo.

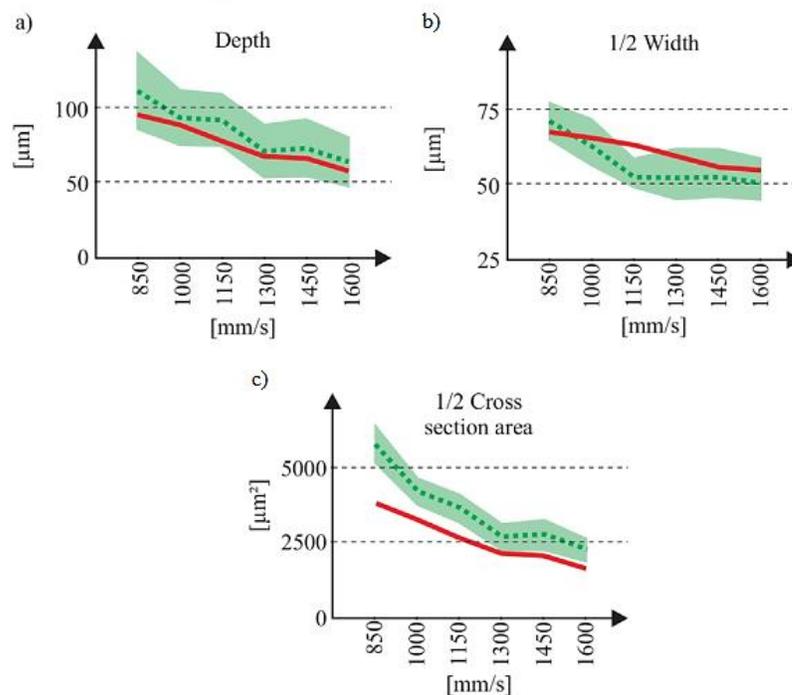


Figura 6.3. Resumen de los resultados de validación del modelo mostrando valores promedios experimentales y desviaciones estándar en comparación a los valores simulado de profundidad (a), medio ancho (b) y media área (c) de la sección transversal de alberca de fusión de un acero 316L [82].

Tran y Lo [83] también consideraron una fuente de calor volumétrico basado en el tamaño de partícula de la cama de polvo. Las consideraciones para el modelamiento de la fuente de calor volumétrico fue establecer una distribución normal de potencia e

incluyendo la absorción de la cama de polvo de forma dinámica acorde a Gusarov et al [45] acorde a características de partícula de un acero 316L y parámetros del proceso FSL.

Los parámetros de fabricación del proceso FSL empleados por Tran y Lo [83], se muestran en la Tabla 6.3. Sus resultados de las dimensiones de la alberca de fusión, tanto experimental como simuladas, fueron comparadas con las obtenidas por Gusarov et al. [45], mostradas en la Tabla 6.4.

Tabla 6.3. Parámetros usados para las simulaciones térmicas de Tran y Lo [83].

Parámetros	Valor
Potencia de láser (W)	45
Diámetro del láser ( $\mu\text{m}$ )	100
Espesor de capa ( $\mu\text{m}$ )	50
Velocidad de láser (mm/s)	120, 160, 200, 240

Tabla 6.4. Comparación de ancho de alberca de fusión de Tran y Lo [83].

Velocidad de escaneo	160 mm/s	200 mm/s	240 mm/s
Anchos simulados (Tran y Lo [83])	173 $\mu\text{m}$	159 $\mu\text{m}$	150 $\mu\text{m}$
Anchos simulados (Gusarov et al. [45])	175 $\mu\text{m}$	165 $\mu\text{m}$	140 $\mu\text{m}$
Resultados experimentales [45]	190 $\mu\text{m}$	161 $\mu\text{m}$	145 $\mu\text{m}$
Error	8.95 %	3.64 %	3.45 %

Con base en el estado de investigación de simulaciones de procesos FSL mediante elemento finito para el acero inoxidable 316L, se observa claramente que los parámetros del proceso influyen en las dimensiones de la alberca de fusión. Por lo cual se toma como índice de referencia los errores de aquellas investigaciones obtuvieron cuando se compararon con sus respectivos datos experimentales (validación del método).

Tabla 6.5. Comparación del presente estudio frente a otras investigaciones.

Referencia	Error (%)	
	Ancho	Profundidad
1. Foroozmehr et al. [36].	-	1.6
2. Li et al. [59].	4.15	3.95
3. Heeling et al. [82].	12.8	12.8
4. Tran y Lo [83].	3.64	-
5. Luo y Zhao [84].	2.3	7.1
<i>Presente estudio</i>		
6. Dimensiones generales	5.01	0.46
7. Criterio de ancho efectivo	1.42	0.46

En la Tabla 6.5 se muestra los errores que consiguieron diferentes estudios en cuanto a ancho y profundidad de la alberca de fusión cuando la fuente de calor es simulada de carácter volumétrica (1-5). El punto 6 son los errores del presente estudio cuando se

toma el promedio de todos los *spots* de la última capa; mientras que el punto 7 se aplica el criterio del ancho efectivo discutido en la Sección 5.5. Para una mejor comparación de los valores mostrados en la Tabla 6.5, se propone presentar dichos valores en un diagrama de barras (ver Figura 6.4) donde el eje horizontal corresponde a las referencias de la Tabla 6.5 y el eje horizontal corresponde al errores de las simulaciones.

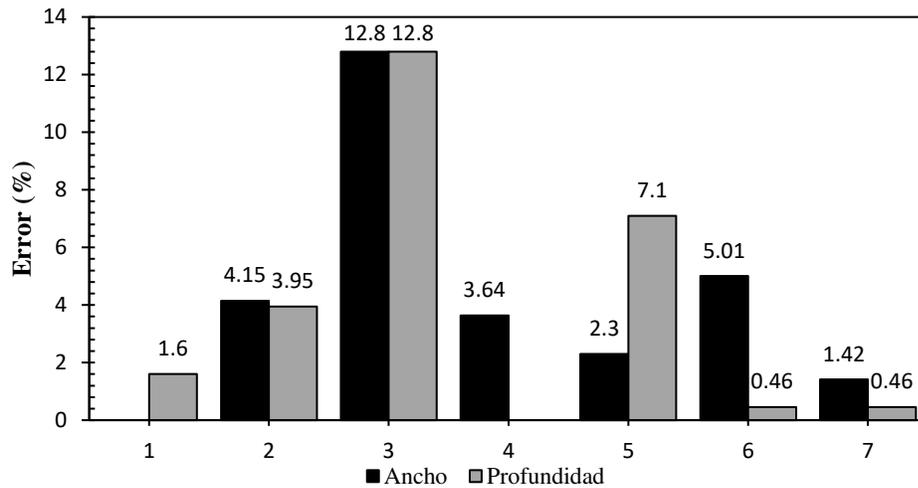


Figura 6.4. Diagrama de barras de resultados de otras investigaciones (1-5) frente al presente estudio (6 y 7).

Con base en los resultados del presente estudio, se concluye que los errores de las simulaciones numéricas fueron menores al 1.42 %. Y la Figura 6.4 es un diagrama que demuestra una acertada correlación de los resultados de esta investigación frente a otras investigaciones relacionadas con el acero 316L.

## CAPÍTULO 7

### CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

#### 7.1 Conclusiones

En este estudio se llevó a cabo la modelación de un proceso térmico para predecir los historiales y gradientes térmicos de un componente de acero inoxidable 316L elaborado mediante FSL. Se realizó inicialmente una revisión bibliográfica para establecer la relevancia de esta investigación, sobresaltando las contribuciones y limitaciones de modelos analíticos y numéricos utilizados por estudios previos, cuyo objetivo fue el desarrollo de un modelo mediante el método de elemento finito (MEF) como técnica de simulación para predecir la respuesta térmica de un componente procesado por FSL. El modelo MEF propuesto calcula la respuesta térmica del material en cada una de sus fases (polvo, líquido y sólido) a fin de predecir con exactitud el proceso térmico presente en FSL.

El modelo de elemento finito desarrollado en 3D utiliza como datos de entrada la mayoría de los parámetros involucrados en el proceso FSL, tales como potencia y diámetro de láser, velocidad de escaneo, distancia entre escaneo, espesor de capa de polvo, etc. Adicionalmente, se consideran propiedades inherentes al material tales como absorptancia, tamaño de partícula, conductividad térmica, densidad, calor específico, entalpía, etc. en función de la temperatura (modelo no lineal).

Consecuentemente, se estudió el impacto en la respuesta térmica del modelo al introducir un factor de mejoramiento de conductividad térmica anisotrópica mediante un diseño Taguchi, debido a los flujos de masa presentes en la alberca de fusión causados por los cambios de termo-capilaridad y densidad del material derretido. El objetivo de este estudio estadístico fue encontrar valores adecuados en los factores de estudio (conductividad térmica anisotrópica), en sus tres direcciones principales ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ ), de tal forma que las dimensiones de la alberca de fusión simulada se ajusten a las dimensiones reales.

Para el estudio estadístico del comportamiento del factor de mejoramiento, se estableció que la fuente de calor (láser) suministrara la energía a nivel superficial con una distribución Gaussiana, determinando que los factores controlables para el modelo

estadístico fueran el factor mejoramiento en la dirección  $x$ ,  $y$ ,  $z$  cuyos valores de sus niveles fueron 1, 5 y 10 (arreglo L9).

Paralelamente se obtuvieron dimensiones experimentales de la alberca de fusión a través de muestras metalográficas del material en estudio fabricado aditivamente por FSL, mediante microscopía óptica cuya finalidad fue poseer valores de referencia para la validación del método.

Un análisis de contorno de temperatura, para la mayoría de los modelos con fuente de calor superficial, desarrollaron temperaturas pico superiores a la temperatura de evaporación del material ( $> 3200$  K) en la zona de interacción del láser con el material. Mientras que las muestras fabricadas aditivamente, tras una inspección visual en sus superficies, no se percibieron defectos no deseados asociados al desarrollo de temperaturas mayores a la evaporación (defecto *keyhole*).

En el estudio estadístico, se identificó que el factor de mejoramiento  $F_{yy}$  posee un mayor impacto sobre la respuesta del ancho de alberca de fusión con una contribución del 65.74 %, seguido del factor  $F_{zz}$  con una contribución sobre la respuesta del 27.05 %. Adicionalmente, con un nivel de significancia del 5 %, el factor  $F_{yy}$  presentó una influencia estadísticamente significativa sobre la respuesta del ancho de alberca al exhibir un valor  $p$  de 0.032. Cabe destacar que los datos adquiridos mediante simulación y el modelo estadístico, para el ancho de alberca de fusión calculada, presentaron una correlación del 97.83 % y 91.34 % ( $R^2$  ajustado), respectivamente. De manera homóloga,  $F_{zz}$  es el factor quien posee una mayor influencia sobre la respuesta de la profundidad de alberca de fusión con una contribución en la respuesta del 66.32 %, seguido de  $F_{yy}$  con un 28.78 %. Con un intervalo de confianza del 95 %, los factores  $F_{zz}$  y  $F_{yy}$  mostraron un impacto estadísticamente significativo sobre la respuesta de profundidad con un valor  $p$  de 0.005 y 0.011, respectivamente; resaltando también el ajuste de los datos de profundidad y su modelo estadístico en un 99.69 % y 98.76 %, respectivamente.

Durante el proceso de validación del método para los modelos con fuente de calor superficial y combinaciones planteadas, no presentaron alguna correlación significativa al constatar los resultados de simulación de ancho y profundidad de alberca de fusión con los datos experimentales. Por tal razón, se procedió a optimizar la respuesta (ancho y profundidad) a partir de los modelos estadísticos cuyo objetivo fue adquirir una combinación tal que el ajuste se aproxime lo más cercano a los datos experimentales. Tras la optimización mediante Taguchi, se obtuvo como resultado dos combinaciones cuya deseabilidad fueron las más altas (0.43 y 0.48) con base en los objetivos (datos experimentales), siendo las combinaciones  $\{F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}\}_1 = \{1, 5, 10\}$  y  $\{F_{xx}, F_{yy}, F_{zz}\}_2 = \{1, 10, 10\}$ . Subsecuentemente, se procedió a predecir la respuesta mediante el modelo

estadístico Taguchi con las combinaciones optimizadas, cuyos errores fueron mayores al 20 % al compararse con los datos experimentales.

Una revisión de otras investigaciones similares a este estudio (analizando acero 316L), donde la modelación del láser se describe como una fuente de calor superficial, se identificó un buen acuerdo entre datos calculados y experimentales siempre y cuando la densidad energética sea relativamente baja [26], [55]. Lo anterior significa que los parámetros del proceso de potencia del láser y su velocidad de escaneo posean bajos regímenes que, a diferencia del presente estudio, asumir una fuente de calor superficial no presentó una correlación aceptable durante la validación del método al emplearse una potencia de 400 W y velocidad de escaneo de 230 mm/s, reflejándose principalmente en predicciones insuficientes de profundidad de alberca de fusión.

Para superar las deficiencias mencionadas anteriormente, se puso en marcha una segunda fase de la investigación para replantear la modelación del láser como una fuente de calor volumétrico debido que el modelo térmico no presentó un acuerdo aceptable en la validación, principalmente en la profundidad de alberca de fusión. Para ello, se estableció que el modelamiento del láser posea una absorptividad dinámica en función de la profundidad efectiva del láser planteada por Gusarov et al. [45] con una distribución de potencia normal y que el suministro de potencia fuera volumétrica.

Dos simulaciones piloto, con las características expuestas anteriormente de la fuente de calor, fueron realizadas con las combinaciones halladas a partir del proceso de optimización brindado por el modelo estadístico de Taguchi ( $F_{ii} = \{1, 5, 10\}$  y  $F_{ii} = \{1, 10, 10\}$ ). Los resultados demostraron que la combinación  $F_{ii} = \{1, 5, 10\}$  presentó un acuerdo aceptable con los datos experimentales, adquiriendo tan solo errores de ancho y profundidad de alberca de fusión en un 5.01 % y 0.46 %, respectivamente. También, no hubo registro alguno de la presencia de temperaturas pico mayores a la temperatura de evaporación, percibiéndose temperaturas menores a 2900 K durante el proceso FSL simulado.

Para analizar con detalle la respuesta térmica del sistema, se monitoreó los historiales de temperatura en ciertas zonas críticas donde el láser inicia su trayectoria de escaneo (excepto la primera trayectoria) debido a la acumulación térmica producida por la misma estrategia de escaneo (zigzag). Este análisis se realizó en cada una de las capas los cuales, en todos los casos, no se registraron temperaturas mayores a la evaporación. Para las capas 4 y 5, se identificó que dichas zonas presentaron varios ciclos de fusión y solidificación, afectando hasta máximo 4 capas.

Debido a que la última capa se encontraba afectada térmicamente por la disipación de calor de capas consolidadas previamente, se calcularon tasas de enfriamiento entre la

máxima temperatura y la de fusión en cada una de las zonas críticas, con una media de  $1.46 \times 10^6$  K/s; y también tasas de enfriamiento comprendidas entre la temperatura de fusión y solidificación, cuya media es  $4.40 \times 10^4$  K/s.

Adicionalmente, se realizó un seguimiento al comportamiento de la temperatura en ciertos *spots* ubicados en la mitad de las trayectorias de la última capa, en las direcciones  $x$ ,  $y$  y  $z$ . El comportamiento térmico en dirección  $y$  se detectaron ligeros cambios en el ancho de la alberca de fusión, encontrándose relacionado con la desviación estándar adquirida cuando se promediaron todos los *spots* de la última capa ( $\pm 29.99 \mu\text{m}$ ). Mientras que el comportamiento térmico de los *spots* en dirección  $z$  no se detectaron cambios significativos, el cual fue evidenciado cuando la desviación estándar, de todas las profundidades de alberca de fusión de la última capa, es relativamente pequeña ( $\pm 7.15 \mu\text{m}$ ).

Para interpretar los cambios de ancho de alberca de fusión durante el proceso FSL, se analizó con detalle el ancho que presenta cada uno de los *spots* presentes en la última capa a lo largo de la trayectoria de escaneo, donde el comportamiento del ancho de alberca de fusión en la primera trayectoria de escaneo inicia con un valor mínimo ( $96 \mu\text{m}$ ) y aumenta hasta converger a cierto valor ( $132 \mu\text{m}$ ). Sin embargo, este comportamiento no se presentó en los *spots* de trayectorias subsecuentes debido a que existe una afectación térmica de la trayectoria previa, observándose que inicialmente exhibió un máximo aproximado de  $220 \mu\text{m}$  y disminuye gradualmente hasta converger a un ancho aproximado de  $154 \mu\text{m}$ .

El anterior comportamiento térmico, desde la segunda hasta la sexta trayectoria de escaneo, es causado por la misma naturaleza de la estrategia de escaneo (zigzag) ya que es térmicamente más crítico en las esquinas de escaneo, presentándose inicialmente grandes valores de ancho de alberca de fusión y disminuye gradualmente a medida que el láser avanza en su trayectoria. Este decrecimiento en el ancho de alberca de fusión se explica porque el metal consolidado, en la trayectoria previa, experimenta un tiempo lo suficiente como para disipar calor (proceso de enfriamiento) de tal forma que se produjo un equilibrio térmico (convergencia) entre el suministro de calor por el láser y el proceso de enfriamiento en la cama de polvo.

Con base en las declaraciones anteriores, se planteó un nuevo criterio de ancho efectivo de alberca de fusión basándose también en el proceso de medición experimental de éste ya que estos datos fueron medidos en zonas centrales de las muestras, donde la ocurrencia de medir albercas de fusión en los extremos de la muestra fue mínima. Por lo tanto, el nuevo criterio de ancho efectivo de alberca de fusión selecciona aquellos *spots* que se encuentren térmicamente “estables”, excluyendo aquellos *spots* que se encuentren

en la primera trayectoria de escaneo y al inicio de cada trayectoria de escaneo. Este nuevo énfasis obtuvo como resultado que el ancho de la alberca de fusión calculada fuera 156.82  $\mu\text{m}$  con una desviación estándar de  $\pm 7.78 \mu\text{m}$ , reduciendo tanto la dispersión de los datos (reflejado en la desviación estándar) como el error, al compararse con los datos experimentales, pasando de un 5.01 % a un 1.42 %.

## 7.2 Recomendaciones

Se recomienda caracterizar la morfología de las partículas de polvo utilizadas en el proceso FSL con la finalidad de evaluar la forma y condición superficial de la partícula metálica para plantear con exactitud fenómenos de radiación inducido por el láser. También, se propone realizar pruebas para determinar el tamaño de partícula promedio y su distribución normal (granulometría) ya que estos parámetros afectan directamente la modelación del láser (modelo de absortividad dinámica).

Para aumentar la robustez del modelo térmico de elemento finito del proceso FSL, se recomienda incluir un dominio adicional para simular las condiciones de flujo de argón sobre la superficie de la cama de polvo debido a que afecta directamente la disipación de calor en la superficie (tasas de enfriamiento y gradientes térmicos).

Además, la disipación de calor entre la cama de polvo y el flujo de argón se desarrolla de manera convectiva que, dentro de los enfoques existentes para modelar dicha interacción térmica, se recomienda a partir de la definición de la transferencia de calor por convección el cual se establece por gradientes térmicos entre la superficie de la cama de polvo y el flujo de gas mediante  $-k_g \left( \frac{\partial T}{\partial \hat{n}} \right)_s$ , donde  $k_g$  es la conductividad térmica del argón; lográndose de forma localizada la interacción térmica de cada nodo superficial con el flujo de argón.

Para trabajo futuros, se recomienda acoplar la simulación térmica con un modelo mecánico de elemento finito con el objetivo de predecir los esfuerzos residuales generados dentro de la pieza a partir de las cargas térmicas calculadas por el modelo térmico. Para este estudio, se recomienda también validar el método del modelo mecánico a partir de ensayos que midan el estado de esfuerzos residuales de piezas de acero inoxidable 316L fabricadas por FSL. Llegado al caso de que la validación del método es aceptable, significa que tanto el modelo térmico como el mecánico son válidos.

Esta investigación establece bases adecuadas para ampliar el panorama de análisis térmicos hacia otras aleaciones procesadas en FSL ya que cada material posee diferencias en cuanto a propiedades físicas, termodinámicas y mecánicas. Por lo tanto, estudiar el

comportamiento térmico hacia otros materiales puede generar nuevas interpretaciones de fenómenos que, para el caso de este estudio (acero inoxidable 316L), el modelo de elemento finito permitió interpretar la dinámica de la alberca de fusión durante el proceso FSL.

## REFERENCIAS

- [1] T. I. Zohdi, *Modeling and Simulation of Functionalized Materials for Additive Manufacturing and 3D Printing: Continuous and Discrete Media: Continuum and Discrete Element Methods*. Springer, 2017.
- [2] B. A. AlMangour, “Additive Manufacturing of High-Performance 316L Stainless Steel Nanocomposites via Selective Laser Melting,” UCLA, 2017.
- [3] W. Gao et al., “The status, challenges, and future of additive manufacturing in engineering,” *Computer-Aided Design*, vol. 69, pp. 65–89, Dec. 2015.
- [4] T. DebRoy et al., “Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties,” *Progress in Materials Science*, vol. 92, pp. 112–224, Mar. 2018.
- [5] L. Yang et al., *Additive Manufacturing of Metals: The Technology, Materials, Design and Production*. Springer International Publishing, 2017.
- [6] D. Herzog, V. Seyda, E. Wycisk, and C. Emmelmann, “Additive manufacturing of metals,” *Acta Materialia*, vol. 117, pp. 371–392, Sep. 2016.
- [7] D. Gu, *Laser Additive Manufacturing of High-Performance Materials*. Springer, 2015.
- [8] C. K. Chua and K. F. Leong, *3D Printing and Additive Manufacturing: Principles and Applications (with Companion Media Pack) Fourth Edition of Rapid Prototyping Fourth Edition*. World Scientific Publishing Company, 2014.
- [9] E. R. Denlinger, J. C. Heigel, and P. Michaleris, “Residual stress and distortion modeling of electron beam direct manufacturing Ti-6Al-4V,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, vol. 229, no. 10, pp. 1803–1813, Oct. 2015.
- [10] M. Shiomi, K. Osakada, K. Nakamura, T. Yamashita, and F. Abe, “Residual Stress within Metallic Model Made by Selective Laser Melting Process,” *CIRP Annals*, vol. 53, no. 1, pp. 195–198, Jan. 2004.
- [11] C. Körner, A. Bauereiß, and E. Attar, “Fundamental consolidation mechanisms during selective beam melting of powders,” *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.*, vol. 21, no. 8, p. 085011, 2013.
- [12] I. Gibson and D. Shi, “Material properties and fabrication parameters in selective laser sintering process,” *Rapid Prototyping Journal*, vol. 3, no. 4, pp. 129–136, Dec. 1997.
- [13] E. Louvis, P. Fox, and C. J. Sutcliffe, “Selective laser melting of aluminium components,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 211, no. 2, pp. 275–284, Feb. 2011.
- [14] M. Gouge and P. Michaleris, *Thermo-Mechanical Modeling of Additive Manufacturing*. Butterworth-Heinemann, 2017.
- [15] A. Raghavan, H. L. Wei, T. A. Palmer, and T. DebRoy, “Heat transfer and fluid flow in additive manufacturing,” *Journal of Laser Applications*, vol. 25, no. 5, p. 052006, Aug. 2013.

- [16] M. Megahed, H.-W. Mindt, N. N'Dri, H. Duan, and O. Desmaison, "Metal additive-manufacturing process and residual stress modeling," *Integr Mater Manuf Innov*, vol. 5, no. 1, p. 4, Dec. 2016.
- [17] K. V. Wong and A. Hernandez, "A Review of Additive Manufacturing," *ISRN Mechanical Engineering*, pp. 1–10, Jan. 2012.
- [18] F42 Committee, "Terminology for Additive Manufacturing - General Principles - Terminology," ASTM International.
- [19] Wohlers Associates, "Wohlers Associates Publishes 23rd Edition of Its 3D Printing and Additive Manufacturing Industry Report | Wohlers Associates." [Online]. Available: <https://wohlersassociates.com/press74.html>. [Accessed: 21-Dec-2018].
- [20] J. O. Milewski, *Additive Manufacturing of Metals: From Fundamental Technology to Rocket Nozzles, Medical Implants, and Custom Jewelry*. Springer, 2017.
- [21] H. J. Niu and I. T. H. Chang, "Selective laser sintering of gas atomized M2 high speed steel powder," *Journal of Materials Science*, vol. 35, no. 1, pp. 31–38, Jan. 2000.
- [22] A. Simchi, "Direct laser sintering of metal powders: Mechanism, kinetics and microstructural features," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 428, no. 1, pp. 148–158, Jul. 2006.
- [23] T. Kellner, "The FAA Cleared the First 3D Printed Part to Fly in a Commercial Jet Engine from GE," *GE Reports*, 14-Apr-2015. [Online]. Available: <https://www.ge.com/reports/post/116402870270/the-faa-cleared-the-first-3d-printed-part-to-fly-2/>. [Accessed: 10-Jan-2019].
- [24] EOS GmbH, "Additive Manufacturing of antenna bracket for satellite." [Online]. Available: [https://www.eos.info/case\\_studies/additive-manufacturing-of-antenna-bracket-for-satellite](https://www.eos.info/case_studies/additive-manufacturing-of-antenna-bracket-for-satellite). [Accessed: 10-Jan-2019].
- [25] J. Harbaugh, "NASA 3-D Prints First Full-Scale Copper Rocket Engine Part," NASA, 21-Apr-2015. [Online]. Available: <http://www.nasa.gov/marshall/news/nasa-3-D-prints-first-full-scale-copper-rocket-engine-part.html>. [Accessed: 09-Apr-2018].
- [26] A. Hussein, L. Hao, C. Yan, and R. Everson, "Finite element simulation of the temperature and stress fields in single layers built without-support in selective laser melting," *Materials & Design (1980-2015)*, vol. 52, pp. 638–647, Dec. 2013.
- [27] G. G. Gladush and I. Smurov, *Physics of Laser Materials Processing: Theory and Experiment*. Springer Science & Business Media, 2011.
- [28] R. M. Mahamood, *Laser Metal Deposition Process of Metals, Alloys, and Composite Materials*. Springer International Publishing, 2018.
- [29] O. E. Lopez Botello, "Simulation of Microstructural Evolution of Selective Laser Melting of Metal Powders," phd, University of Sheffield, 2016.
- [30] N. E. Hodge, R. M. Ferencz, and J. M. Solberg, "Implementation of a thermomechanical model for the simulation of selective laser melting," *Computational Mechanics*, vol. 54, no. 1, pp. 33–51, Jul. 2014.
- [31] I. A. Roberts, C. J. Wang, R. Esterlein, M. Stanford, and D. J. Mynors, "A three-dimensional finite element analysis of the temperature field during laser melting of metal powders in additive layer manufacturing," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, no. 12, pp. 916–923, Oct. 2009.

- [32] Y. Li, K. Zhou, P. Tan, S. B. Tor, C. K. Chua, and K. F. Leong, "Modeling temperature and residual stress fields in selective laser melting," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 136, pp. 24–35, Feb. 2018.
- [33] K. Antony, N. Arivazhagan, and K. Senthilkumaran, "Numerical and experimental investigations on laser melting of stainless steel 316L metal powders," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 16, no. 3, pp. 345–355, Aug. 2014.
- [34] Y. Shi, H. Shen, Z. Yao, and J. Hu, "Temperature gradient mechanism in laser forming of thin plates," *Optics & Laser Technology*, vol. 39, no. 4, pp. 858–863, Jun. 2007.
- [35] O. Lopez-Botello, U. Martinez-Hernandez, J. Ramírez, C. Pinna, and K. Mumtaz, "Two-dimensional simulation of grain structure growth within selective laser melted AA-2024," *Materials & Design*, vol. 113, pp. 369–376, Jan. 2017.
- [36] A. Foroozmehr, M. Badrossamay, E. Foroozmehr, and S. Golabi, "Finite Element Simulation of Selective Laser Melting process considering Optical Penetration Depth of laser in powder bed," *Materials & Design*, vol. 89, pp. 255–263, Jan. 2016.
- [37] S. Roy, M. Juha, M. S. Shephard, and A. M. Maniatty, "Heat transfer model and finite element formulation for simulation of selective laser melting," *Computational Mechanics*, vol. 62, no. 3, pp. 273–284, Sep. 2018.
- [38] C. Luo, J. Qiu, Y. Yan, J. Yang, C. Uher, and X. Tang, "Finite element analysis of temperature and stress fields during the selective laser melting process of thermoelectric SnTe," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 261, pp. 74–85, Nov. 2018.
- [39] Y. Li, K. Zhou, S. B. Tor, C. K. Chua, and K. F. Leong, "Heat transfer and phase transition in the selective laser melting process," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 108, pp. 2408–2416, May 2017.
- [40] Y. H. Zhou et al., "Selective laser melting of typical metallic materials: An effective process prediction model developed by energy absorption and consumption analysis," *Additive Manufacturing*, vol. 25, pp. 204–217, Jan. 2019.
- [41] A. V. Gusarov, I. Yadroitsev, P. Bertrand, and I. Smurov, "Model of Radiation and Heat Transfer in Laser-Powder Interaction Zone at Selective Laser Melting," *J. Heat Transfer*, vol. 131, no. 7, p. 072101, Jul. 2009.
- [42] J. Slotwinski, E. Garboczi, P. Stutzman, C. Ferraris, S. Watson, and M. Peltz, "Characterization of Metal Powders Used for Additive Manufacturing," *J Res Natl Inst Stand Technol*, vol. 119, pp. 460–493, Sep. 2014.
- [43] Z. Sun, X. Tan, S. B. Tor, and W. Y. Yeong, "Selective laser melting of stainless steel 316L with low porosity and high build rates," *Materials & Design*, vol. 104, pp. 197–204, Aug. 2016.
- [44] E. Liverani, S. Toschi, L. Ceschini, and A. Fortunato, "Effect of selective laser melting (SLM) process parameters on microstructure and mechanical properties of 316L austenitic stainless steel," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 249, pp. 255–263, Nov. 2017.
- [45] A. V. Gusarov, I. Yadroitsev, Ph. Bertrand, and I. Smurov, "Heat transfer modelling and stability analysis of selective laser melting," *Applied Surface Science*, vol. 254, no. 4, pp. 975–979, Dec. 2007.
- [46] I. A. Roberts, "Investigation of residual stresses in the laser melting of metal powders in additive layer manufacturing," *University of Wolverhampton*, 2012.

- [47] S. Sumin Sih and J. W. Barlow, "Measurement and Prediction of the Thermal Conductivity of Powders at High Temperatures," 1994.
- [48] L. C. Wei, L. E. Ehrlich, M. J. Powell-Palm, C. Montgomery, J. Beuth, and J. A. Malen, "Thermal conductivity of metal powders for powder bed additive manufacturing," *Additive Manufacturing*, vol. 21, pp. 201–208, May 2018.
- [49] J. N. Reddy and D. K. Gartling, *The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics*. CRC Press, 2010.
- [50] S. Safdar, A. J. Pinkerton, L. Li, M. A. Sheikh, and P. J. Withers, "An anisotropic enhanced thermal conductivity approach for modelling laser melt pools for Ni-base super alloys," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 37, no. 3, pp. 1187–1195, Feb. 2013.
- [51] T. Mukherjee, W. Zhang, and T. DebRoy, "An improved prediction of residual stresses and distortion in additive manufacturing," *Computational Materials Science*, vol. 126, pp. 360–372, Jan. 2017.
- [52] J. A. Cherry, H. M. Davies, S. Mehmood, N. P. Lavery, S. G. R. Brown, and J. Sienz, "Investigation into the effect of process parameters on microstructural and physical properties of 316L stainless steel parts by selective laser melting," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 76, no. 5–8, pp. 869–879, Feb. 2015.
- [53] V. Manvatkar, A. De, and T. DebRoy, "Heat transfer and material flow during laser assisted multi-layer additive manufacturing," *Journal of Applied Physics*, vol. 116, no. 12, p. 124905, Sep. 2014.
- [54] K. Antony, N. Arivazhagan, and K. Senthilkumaran, "Numerical and experimental investigations on laser melting of stainless steel 316L metal powders," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 16, no. 3, pp. 345–355, Aug. 2014.
- [55] A. Masmoudi, R. Bolot, and C. Coddet, "Investigation of the laser–powder–atmosphere interaction zone during the selective laser melting process," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 225, pp. 122–132, Nov. 2015.
- [56] D. Wang, C. Song, Y. Yang, and Y. Bai, "Investigation of crystal growth mechanism during selective laser melting and mechanical property characterization of 316L stainless steel parts," *Materials & Design*, vol. 100, pp. 291–299, Jun. 2016.
- [57] J. Suryawanshi, K. G. Prashanth, and U. Ramamurty, "Mechanical behavior of selective laser melted 316L stainless steel," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 696, pp. 113–121, Jun. 2017.
- [58] S. S. Sih and J. W. Barlow, "Measurement and prediction of the thermal conductivity of powders at high temperature," *Proceedings of the 5th Annual SFF Symposium*, pp. 321–329, 1994.
- [59] Y. Li, K. Zhou, P. Tan, S. B. Tor, C. K. Chua, and K. F. Leong, "Modeling temperature and residual stress fields in selective laser melting," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 136, pp. 24–35, Feb. 2018.
- [60] P. Michaleris, "Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes," *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 86, pp. 51–60, Sep. 2014.
- [61] K. C. Mills, *Recommended Values of Thermophysical Properties for Selected Commercial Alloys*. Woodhead Publishing, 2002.
- [62] E. W. Lemmon and R. T. Jacobsen, "Viscosity and Thermal Conductivity Equations for Nitrogen, Oxygen, Argon, and Air," *International Journal of Thermophysics*, vol. 25, no. 1, pp. 21–69, Jan. 2004.

- [63] S. S. Sih and J. W. Barlow, "The Prediction of the Emissivity and Thermal Conductivity of Powder Beds," *Particulate Science and Technology*, vol. 22, no. 4, pp. 427–440, Oct. 2004.
- [64] L. Ladani, J. Romano, W. Brindley, and S. Burlatsky, "Effective liquid conductivity for improved simulation of thermal transport in laser beam melting powder bed technology," *Additive Manufacturing*, vol. 14, pp. 13–23, Mar. 2017.
- [65] A. Faghri and Y. Zhang, *Transport Phenomena in Multiphase Systems*. Elsevier, 2006.
- [66] S. Liu, H. Zhu, G. Peng, J. Yin, and X. Zeng, "Microstructure prediction of selective laser melting AlSi10Mg using finite element analysis," *Materials & Design*, vol. 142, pp. 319–328, 2018.
- [67] D. A. Nield and A. Bejan, *Convection in Porous Media*, 5th ed. Springer, 2017.
- [68] J. A. Goldak and M. Akhlaghi, *Computational Welding Mechanics*. Springer Science & Business Media, 2006.
- [69] J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby, "A new finite element model for welding heat sources," *MTB*, vol. 15, no. 2, pp. 299–305, Jun. 1984.
- [70] G. Fu, J. Gu, M. I. Lourenco, M. Duan, and S. F. Estefen, "Parameter determination of double-ellipsoidal heat source model and its application in the multi-pass welding process," *Ships and Offshore Structures*, vol. 10, no. 2, pp. 204–217, Mar. 2015.
- [71] A. K. Mishra, A. Aggarwal, A. Kumar, and N. Sinha, "Identification of a suitable volumetric heat source for modelling of selective laser melting of Ti6Al4V powder using numerical and experimental validation approach," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 99, no. 9, pp. 2257–2270, Dec. 2018.
- [72] J.-R. Zhuang, Y.-T. Lee, W.-H. Hsieh, and A.-S. Yang, "Determination of melt pool dimensions using DOE-FEM and RSM with process window during SLM of Ti6Al4V powder," *Optics & Laser Technology*, vol. 103, pp. 59–76, Jul. 2018.
- [73] H. J. Willy et al., "Model of laser energy absorption adjusted to optical measurements with effective use in finite element simulation of selective laser melting," *Materials & Design*, vol. 157, pp. 24–34, Nov. 2018.
- [74] Y. A. Çengel, *Transferencia de calor y masa: un enfoque práctico*. McGraw-Hill, 2007.
- [75] J. P. Holman, *Heat Transfer*. McGraw-Hill Education, 2009.
- [76] G. Nellis and S. Klein, *Heat Transfer*. Cambridge University Press, 2009.
- [77] C. Y. Yap et al., "Review of selective laser melting: Materials and applications," *Applied Physics Reviews*, vol. 2, no. 4, p. 041101, Dec. 2015.
- [78] S. Wang et al., "Research on High Layer Thickness Fabricated of 316L by Selective Laser Melting," *Materials*, vol. 10, no. 9, p. 1055, Sep. 2017.
- [79] G. F. V. Voort, *ASM Handbook. Metallography and Microstructures*, vol. 9. ASM International, 2004.
- [80] T. Amine, J. W. Newkirk, and F. Liou, "Investigation of effect of process parameters on multilayer builds by direct metal deposition," *Applied Thermal Engineering*, vol. 73, no. 1, pp. 500–511, Dec. 2014.
- [81] S. Price, K. Cooper, and K. Chou, "Evaluations of temperature measurements by near-infrared thermography in powder-based electron-beam additive manufacturing," in *Proceedings of the Solid Freeform Fabrication Symposium*, 2012, pp. 761–773.

- [82] T. Heeling, M. Cloots, and K. Wegener, "Melt pool simulation for the evaluation of process parameters in selective laser melting," *Additive Manufacturing*, vol. 14, pp. 116–125, 2017.
- [83] H.-C. Tran and Y.-L. Lo, "Heat transfer simulations of selective laser melting process based on volumetric heat source with powder size consideration," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 255, pp. 411–425, 2018.
- [84] Z. Luo and Y. Zhao, "Numerical simulation of part-level temperature fields during selective laser melting of stainless steel 316L," *Int J Adv Manuf Technol*, Jun. 2019.

## APÉNDICE

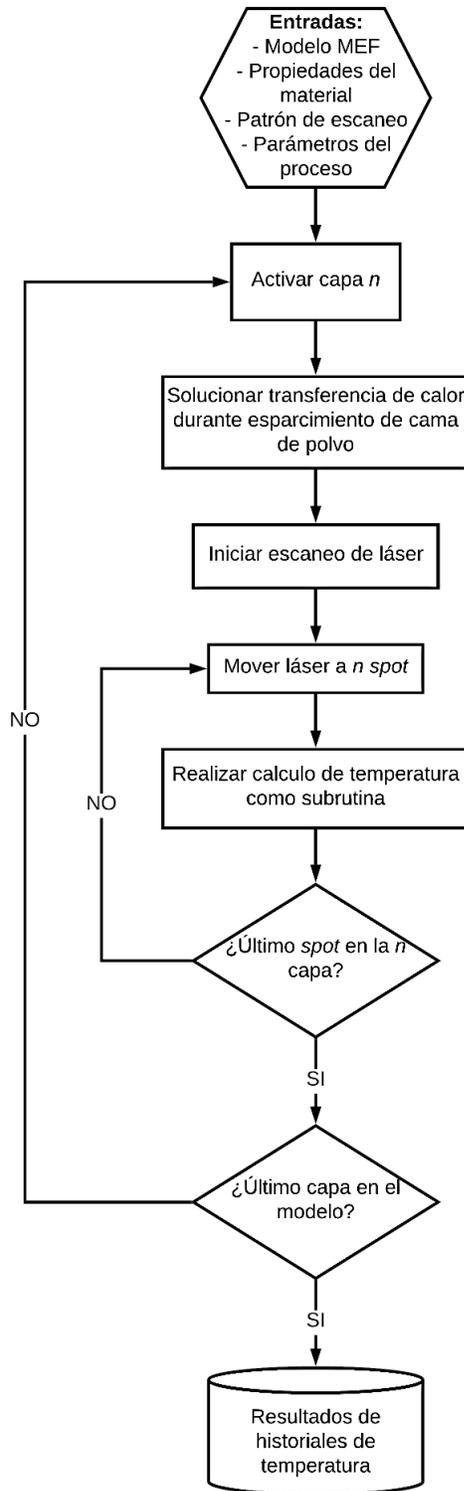


Figura A1. Diagrama de flujo de programación general para el modelo multicapa.