INSTITUTO TECNOLÓGICO DE CHIHUAHUA división de estudios de posgrado e investigación

"ANÁLISIS TÉRMICO-ESTRUCTURAL DE MATERIALES METÁLICOS, POSTERIOR A UN PROCESO DE SOLDADURA POR FRICCIÓN AGITACIÓN".

TESIS

PARA OBTENER EL GRADO DE

MAESTRO EN INGENIERÍA MECATRÓNICA

PRESENTA:

Ing. Luis Enrique Martínez Alvarado

DIRECTOR DE TESIS: Dr. Oscar Arturo Chávez López

CODIRECTOR DE TESIS: Dr. Francisco Antonio Godínez Rojano







CHIHUAHUA, CHIH., MEXICO, ENERO 2020

Dra. María Elena Álvarez-Buylla Roces Directora de CONACYT.

Presente.

Por este conducto aprovecho la ocasión para saludarla e informarle que a la fecha he obtenido el Grado de Maestría en Ingeniería Mecatrónica en la División de Estudios de Posgrado e Investigación del Instituto Tecnológico de Chihuahua. Motivo por el cual agradezco todo el apoyo brindado por esta Institución que Usted representa, el otorgamiento de esta beca-crédito permitió dedicarme de tiempo completo a la realización de mis estudios de Posgrado y de esta manera lograr el cumplimiento del objetivo principal del convenio establecido.

Sin otro particular por el momento, me es grato quedar de Usted como su seguro servidor, no sin antes reiterar mi agradecimiento. Muchas Gracias!.

Atentamente

Ing. Luis Enrique Martinez Alvarado Exbecario CONACYT No. 882586

c.c.p M.F. Luis Cardona Chacón. Jefe de la División de Posgrado e Investigación

Toda mi gratitud y agradecimientos:

A Dios que me permitió cumplir con este trabajo y me brindo la oportunidad de realizar esta maestría, de la cual que más que un aprendizaje académico me llevo un gran crecimiento como persona.

A mi Madre por su incesante apoyo durante mis estudios.

Al Doctor Oscar por su apoyo y enseñanzas clave para culminar este trabajo, así como su gran amistad y paciencia en todo momento.

Al Doctor Godínez por su paciencia y apoyo en el desarrollo y revisión de este trabajo.

A Humberto Béjar por su amistad y por orientarme de gran manera al comienzo de la maestría.

A mis amigos Ramsés, Mena, Brian, Wero, Esteban, Ángel y Lalo por su inmensurable apoyo durante mis estudios, así como por los grandes e inolvidables momentos que pase a su lado durante mi estancia en posgrado.

A mis amigos y compañeros de maestría Raúl, Gabo, Oscar y Mariana por sus grandes consejos y apoyo.

A mis maestros y profesores de la maestría en ingeniería mecatrónica.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por proporcionar recursos para el desarrollo del proyecto ""ANÁLISIS TÉRMICO-ESTRUCTURAL DE MATERIALES METÁLICOS, POSTERIOR A UN PROCESO DE SOLDADURA POR FRICCIÓN AGITACIÓN".".

RESUMEN

ANÁLISIS TÁRMICO-ESTRUCTURAL DE MATERIALES METÁLICOS, POSTERIOR A UN PROCESO DE SOLDADURA FSW.

Ing. Luis Enrique Martínez Alvarado. Maestría en Ingeniería Mecatrónica. División de Estudios de Posgrado e Investigación. Instituto Tecnológico de Chihuahua. Chihuahua, Chih., 2019. Dr. Oscar Arturo Chávez López.

En el presente trabajo se analizó el proceso de soldadura por fricción agitación mediante simulaciones en el software ANSYS, así como la creación de un código numérico realizado con el método de diferencias finitas para el cálculo de perfiles de temperatura y deformación. Para las simulaciones realizadas en ANSYS el fenómeno presente en el proceso fue considerado desde la perspectiva de mecánica de fluidos. El análisis consistió en la creación de un modelo geométrico representativo del proceso el cual se exportó al software ANSYS FLUENT para la realización de simulaciones. A partir de un enfoque euleriano, el material fue considerado como un fluido no newtoniano, el cual tendría un movimiento de traslación a través de la herramienta mientras esta poseía una velocidad angular. Los parámetros de iteración en cada simulación fueron la velocidad de traslación y la velocidad angular. Los resultados obtenidos muestran la dependencia entre la difusión de calor y los valores de velocidad de traslación, así como el efecto de altos valores de velocidad angular en los resultados de viscosidad y deformación. También fue posible estimar la forma de la zona de agitación que se presenta físicamente en el proceso.

Para el código en diferencias finitas, se consideró la ecuación de difusión de calor en tres dimensiones y se construyó una geometría que fungió como la placa de material. El movimiento de la herramienta se consideró a partir de un conjunto de puntos móviles. Las deformaciones en el material fueron calculadas a partir del coeficiente de dilatación térmica del material. Los resultados de temperatura concuerdan bien con el perfil obtenido en ANSYS FLUENT. Además, que se observa como los perfiles de deformación son afectados por la velocidad de traslación, llegando a la misma conclusión que la obtenida con las simulaciones realizadas en ANSYS FLUENT.

ABSTRACT

The process of friction stir welding was analyzed by means of simulations in the ANSYS software, as well as by of a numerical code using the finite difference method for the calculation of temperature and deformation profiles. For the simulations carried out in ANSYS, the phenomenon in the process was considered from the perspective of fluid mechanics. The analysis consisted in the creation of a representative geometric model of the process which was exported to the ANSYS FLUENT software for simulations. From an Eulerian approach, the material was considered as a non-Newtonian fluid, which would have a translational movement through the tool while it was carrying an angular velocity. The iteration parameters in each simulation were the translation speed and angular velocity. The results obtained show the dependence between heat diffusion and translation velocity values, as well as the effect of high angular velocity values on viscosity and deformation. It was also possible to estimate the shape of the agitation zone that is physically present in the process.

By the finite-differences code, the three-dimensional heat diffusion equation was solved and a geometry that functioned as the material plate was considered. The motion of the tool was considered from a set of moving points. The deformations in the material were calculated from the coefficient of thermal expansion of the material. The temperature results are in good agreement with the profile obtained in ANSYS FLUENT. Furthermore, it is observed how the deformation profiles are affected by the translation speed, drawing the same conclusion as that obtained with the simulations performed in ANSYS FLUENT.

ÍNDICE

LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABLAS	ix
NOMENCLATURA	x
I. INTRODUCCIÓN	1
1.1 GENERALIDADES	1
1.2 ANTECEDENTES.	
II. ANÁLISIS DEL PROBLEMA	6
2.1 SOLDABILIDAD DEL ALUMINIO 2014	6
2.2 MODELO FÍSICO DEL MÉTODO FSW	
2.2 CONDICIONES DE CONTACTO.	9
2.3 GENERACIÓN DE CALOR EN ESTADO ESTACIONARIO	
2.3.1 GENERACIÓN DE CALOR POR HERRAMIENTA	
2.4 FUNDAMENTO MATEMÁTICO	
2.4.1 TRANSFERENCIA DE CALOR	
2.5 MODELO DE FLUJO DE MATERIAL	
III. MÉTODO DE SOLUCIÓN	21
3.1 VOLÚMENES FINITOS	
3.2 SIMULACIÓN CFD	
3.2.1 FUNCIÓN DEFINIDA POR EL USUARIO	
3.2.2 CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL	
3.2.3 PARÁMETROS DE OPERACIÓN	
3.3 CONFIGURACIÓN DE FLUENT	
IV MÉTODO DE DIFERENCIAS FINITAS	29
4.1 CONSIDERACIONES GENERALES	
4.2 DISCRETIZACIÓN DEL DOMINIO	
4.2.1 FORMULACIÓN DE LA SERIE DE TAYLOR	
4.2.2 NOTACIÓN NODAL EN MALLADOS	
4.3 DISCRETIZACIÓN EN TRES DIMENSIONES	
4.3.1 DIFUSIÓN DE CALOR EN ESTADO TRANSITORIO	
4.4 MÉTODO DE SOLUCIÓN POR DIFERENCIAS FINITAS	
4.5 CÁLCULO DE LAS DEFORMACIONES	

V RESULTADOS	. 44
5.1 PERFIL TÉRMICO	.44
5.2 PERFIL DE VELOCIDADES	.48
5.3 VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN	. 50
5.4 PERFILES DE VISCOSIDAD	. 53
5.5 PERFILES DE DEFORMACIÓN	. 55
6. CONCLUSIONES	. 61
REFERENCIAS	. 64
ANEXO 1	. 67

LISTA DE FIGURAS

I. INTRODUCCIÓN	viii
Figura 1.1 Representación del proceso FSW	2
Figura 1.2 Herramienta usada en el proceso FSW y sus partes	2
II. ANÁLISIS DEL PROBLEMA	6
Figura 2.1 Corte transversal que muestra las burbujas de hidrógeno atrapadas de soldadura en aleación de la familia 2xxx [16].	en la unión 6
Figura 2.2 Fracturas en la unión por estrechamiento térmico	7
Figura 2.3 Estado inicial del proceso FSW	8
Figura 2.4 Zona de unión y movimiento transversal de la herramienta	9
Figura 2.5 Movimiento entre dos superficies.	
Figura 2.6 Medidas en la herramienta.	14
Figura 2.7. Zonas resultantes en el material.	15
Figura 2.8 Pérdidas de calor en la pieza.	17
Figura 2.9 Fluidos no newtonianos con comportamiento independiente en el	tiempo 19
III. METODO DE SOLUCION	21
Figura 3.1 Representación esquemática del método de discretización por volú finitos.	ímenes 22
Figura 3.2 Medidas del modelo geométrico.	24
Figura 3.3 Modelado de sólidos para simulaciones	24
Figura 3.4. Geometría de simulación mallada.	25
Figura 3.5 Parámetros de calidad en mallados para ANSYS FLUENT	25
Figura 3.6 Nomenclatura usada en la geometría	
IV MÉTODO DE DIFERENCIAS FINITAS	
Figura 4.1 Pendiente de una recta tangente a una función	
Figura 4.2 Avance nodal desde una aproximación central	
Figura 4.3 Representación de los nodos vecinos para cada nodo <i>i</i>	
Figura 4.4 Concepto del método de discretización explicito	
Figura 4.5 Iteración de las posiciones nodales en la ecuación (45) para obtene incógnitas.	er las 40
Figura 4.6 Nodos externos e internos de la geometría	40
Figura 4.7 Ordenamiento de nodos para el algoritmo de solución.	41

Figura 4.8 Funcionamiento del código de diferencias finitas	
Figura 4.9 Sección del código de diferencias finitas para resolver las deformacio	nes43
V RESULTADOS Y CONCLUSIONES	44
Figura 5.1 Perfil de temperatura característico del proceso FSW.	45
Figura 5.2 Líneas de corriente que muestran el gradiente de temperatura en el pa frontal de herramienta.	rte 46
Figura 5.3 Comparación de los diferentes perfiles de temperatura encontrados a) rpm, 2.5 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 m 800 rpm, 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm y h h h h h h h h h h h h h h h h h h	800 nm/s, e) mm/s 47
Figura 5.4 Líneas de corriente adquiridas por el fluido respecto a la herramienta.	48
Figura 5.5 Líneas de corriente del flujo de material a diferentes planos, a) 4 mm mm.	y b) 2 49
Figura 5.6 Líneas de corriente del flujo de material a diferentes alturas	
Figura 5.7 Comparación de los diferentes perfiles de VD obtenidos a) 800 rpm, 2 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 mm/s, e) 8 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm, 5 mm/s	2.5 00 rpm, 52
Figura 5.8 Diferencia de valores VD en la superficie del perno	
Figura 5.9 Comparación de los diferentes contornos de viscosidad obtenidos a) 8 2.5 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 mm/s, rpm, 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm, 5 mm/	300 rpm, e) 800 s54
Figura 5.10 Comparación entre la zona de agitación entre la simulación 2 y la 5.	55
Figura 5.11 Comparación de perfiles de temperatura obtenidos con velocidades o traslación a) 2.5 mm/s, b) 5 mm/s y c) 7.5 mm/s	de 57
Figura 5.12 Comparación de los valores de temperatura en un nodo a lo largo de tiempo.	1 58
Figura 5.13 Comparación de los perfiles de deformación obtenidos a velocidades traslación de a) 5 mm/s y b) 2.5 mm/s	s de 60

LISTA DE TABLAS

II. ANÁLISIS DEL PROBLEMA	6
Tabla 2.1 Elementos de aleación del aluminio 2014 [17]	7
III. METODO DE SOLUCION	
Tabla 3.1 Propiedades del material	
Tabla 3.2 Parámetros de operación	
Tabla 3.3 Configuración para el arranque de simulaciones	
IV MÉTODO DE DIFERENCIAS FINITAS	
Tabla 4.1 Ecuaciones diferenciales parciales por clasificación	
V RESULTADOS Y CONCLUSIONES.	
Tabla 5.1 Parámetros usados para cada simulación	

NOMENCLATURA

Definición de símbolos.

Α	Área.
A_m	Constante del material.
C_p	Calor específico.
Ε	Módulo de elasticidad.
h	Coeficiente de convección
k	Conductividad térmica.
n	Constante del material.
\overline{n}	Vector normal a la superficie.
р	Presión normal sobre una superficie.
Р	Presión ejercida por un fluido.
\dot{q}	Generación volumétrica de calor.
Q	Calor generado.
r	Radio de superficie.
R	Radio de la herramienta.
R_{g}	Constante del gas ideal.
S_{ϕ}	Tasa de aumento de la variable general.
t	Tiempo.
Т	Temperatura.
T_a	Temperatura ambiente.

 T_{max} Temperatura máxima alcanzada.

и	Velocidad.
i	Vector de velocidad.
V	Volumen.
V_T	Velocidad de traslación.
V _{matriz}	Velocidad de giro de la matriz de contacto.
V _{herr}	Velocidad de giro de la herramienta.
Ζ	Parámetro de Zenner Holloman.
Griego	08.
α	Constante del material.
β_{κ}	Fracción del trabajo de

- p_{df} Fracción del trabajo de deformación plástica que es disipado en calor.
- β Coeficiente en los términos convectivos.
- γ Coeficiente del término transitorio.
- Γ Coeficiente de difusión.
- Δ Incremento de distancia.
- δ Variable de preponderancia de contacto.
- $\dot{\varepsilon}$ Velocidad de deformación
- ε Coeficiente de emisividad
- ζ Coeficiente de fricción dinámico.
- θ Ángulo de salida del perno respecto al hombro

- μ Viscosidad no newtoniana
- ρ Densidad.
- σ_v Esfuerzo de cedencia del material.
- σ_{sb} Constante de Steffan-Boltzman.
- σ_e Flujo de stress.
- ϕ Variable general.
- au Esfuerzo cortante.
- φ Coeficiente de dilatación térmica.
- ω Velocidad angular.

Subíndices

- f Fricción.
- *fd* Esfuerzo de corte en un fluido.
- *H* Indica el calor generado por parte del hombro.
- *P* Indica el calor generado por parte del perno.
- *SP* Indica el calor generado por parte de la punta del perno.
- *T* Indica el calor total generado.
- *v* Indica la generación volumétrica de calor por deformación plástica.
- y Falla por corte.

I. INTRODUCCIÓN

1.1 GENERALIDADES.

Los procesos de soldadura son parte esencial en la industria metal-mecánica para la unión de piezas y estructuras metálicas. Desde que se estableció como un proceso viable de manufactura en los años 1800's ha habido avances y evoluciones en el proceso conforme la tecnología se ha desarrollado y la necesidad lo ha exigido. El desarrollo de la industria aeronáutica y automotriz apresuró el avance en los procesos de soldadura, pero principalmente la introducción de materiales que sustituyesen al acero como material estructural, impulsó el avance de nuevas técnicas de soldadura competentes para la unión de éstos.

El proceso de soldadura por fricción-agitación (FSW, por sus siglas en ingles "friction stir welding) fue inventado en 1991 [1], en principio por la necesidad de unir aleaciones de aluminio, aunque con el desarrollo de herramientas de mayor dureza su uso se extendió hacia otros metales. Aun así, su práctica más común sigue siendo en la unión de aluminio, como en la aleación AA2014 la cual es ampliamente usada como material estructural gracias a su buena relación resistencia/peso, la cual es superior a la del acero [2]. Al no haber cambio de estado del material durante el proceso FSW este se define como un método de unión de estado sólido, que consiste en una herramienta giratoria que paulatinamente se inserta en el material base, tal como se aprecia en la figura 1.1, generando calor por fricción y por deformaciones plásticas [3].

La característica principal de operación del FSW es que la máxima temperatura alcanzada en el proceso permanece por debajo del punto de fusión del material, eliminando los efectos de cambio de estado y evitando así los defectos característicos que se presentan en los procesos de soldadura por fusión como fracturas en caliente o cavitación, [4]; aun así la temperatura desarrollada es suficiente para reblandecer el material y lograr que este se mueva junto con la herramienta mezclando el material de una placa junto con el de la otra, resultando así la unión de soldadura.



Figura 1.1 Representación del proceso FSW.

La herramienta está compuesta por tres partes principales como se muestra en la figura 1.2, el perno, punta y el hombro. Existen diversas geometrías para la herramienta según el propósito que se tenga como aumentar la generación de calor o mejorar el flujo de material, aunque el perfil de mayor uso es el cónico para el perno y una superficie plana para el hombro. El proceso comienza cuando el perno con ayuda de la punta penetra entre las placas de material mientras el hombro permanece tangente a la superficie de éste; la rotación y geometría del perno producen calor al rozar con el material y esto crea un reblandecimiento en la zona de contacto, donde se desarrolla un flujo de material plastificado alrededor de la herramienta. El hombro por su parte compacta el material extruido y contribuye con la mayor parte de generación de calor en el proceso. Una porción del material viaja con la herramienta durante todo el proceso, pasando desde el lado de avance hacia el lado trasero del proceso donde se enfría y forma la unión. Factores como la velocidad de avance y velocidad de giro determinan el flujo de material, generación de calor y los esfuerzos estructurales inducidos en la unión de soldadura [5].



Figura 1.2 Herramienta usada en el proceso FSW y sus partes.

Además de reducir la temperatura de soldadura, también disminuye drásticamente la distorsión y los esfuerzos residuales en la unión, pudiendo así utilizarse en soldadura de placas de bajo grosor [6]. Una característica del proceso FSW es que, a diferencia de los métodos de soldadura por arco eléctrico, la generación de calor no puede ser regulada directamente ya que esta es una parte inherente en el proceso y depende por completo de sus parámetros de operación, principalmente de la velocidad de avance y de giro. Además de que para lograr una generación de calor uniforme estos mismos parámetros de operación deben ser constantes, teniendo que ser un proceso mecanizado en su ejecución, eliminando la interacción del operador e incrementando el costo de equipo. Esto reduce la portabilidad del proceso FSW además de que la pieza de trabajo debe ser firmemente fijada a la base; sin embargo, gracias a esto la unión de soldadura puede ser realizada en cualquier posición sin considerar la gravedad como factor, a diferencia de como sucede con los métodos por fusión [7].

1.2 ANTECEDENTES.

La influencia de factores como la velocidad de giro y de translación repercuten en la generación de calor y en los esfuerzos residuales en la unión de la soldadura. Los resultados e importancia de estos factores han sido estudiadas por diversos autores con enfoques tanto experimentales como teóricos. Patil [8] realizó pruebas experimentales en soldadura por fusión TIG y FSW para aleaciones iguales y desiguales de aluminio. Las uniones para FSW fueron realizadas en aleación AA7075-T651 y para aleaciones desiguales AA7075-T651 y AA6061-T6. Diferentes velocidades de rotación fueron usadas para el caso del proceso FSW (650, 700, 800, 900 y 1000) rpm y una velocidad transversal de 30, 35, 40 mm/min. Entre las pruebas de dureza se destacó la registrada en el caso de la unión FSW con 120 unidades en la escala de dureza Brinell (BHN) como valor máximo mientras que la unión por TIG registró 70 BHN como valor máximo de dureza, comparando ambos casos con la dureza de 170 BHN del material base. Murugan [9] experimentó con soldadura FSW en Cobre y Bronce; haciendo pruebas con 800, 1000 y 1200 rpm, manteniendo la velocidad transversal constante a 40mm/min. Las pruebas de dureza indicaron que conforme las mediciones se alejaban de la unión de soldadura los valores de dureza disminuían, siendo el punto más alto la línea de unión y que la diferencia de valores máximos entre las diferentes pruebas eran mínimas. No siendo así con el análisis de estructura granular donde la prueba de 1200 rpm mostró una estructura más uniforme. Shah [10] investigó el efecto en la excentricidad de la herramienta giratoria respecto a línea de unión de las placas, partiendo de la hipótesis que el flujo sería mejorado respecto a una herramienta no-excéntrica, utilizando un perfil cónico roscado a una velocidad de 1200 rpm, una velocidad de translación de 63mm/min y un desplazamiento respecto a la línea central de 0.2 mm en aleación de aluminio AA6014. Los resultados mostraron que la excentricidad de la herramienta mejora el flujo de material en la zona de agitación. Sin embargo, pruebas de tensión mostraron mínimas diferencias en la resistencia y la elongación entre la prueba que involucraba excentricidad y la que no.

Aunque la ejecución del proceso FSW parece muy sencilla al constar solo de una herramienta giratoria desplazándose sobre el material de trabajo, el fenómeno físico envuelto es muy complejo y puede ser considerado incluso desde varias perspectivas, al considerarlo como un problema estructural o "como uno de dinámica de fluidos", es por eso que algunos autores han desarrollado modelos analíticos para poder predecir resultados como flujo de material en la zona de unión o esfuerzos inducidos o recurrido al uso de software de simulación, Subrata [11] utilizó el software comercial FLUENT para poder predecir los patrones del flujo sobre la unión de soldadura, considerando un enfoque Euleriano dejando la herramienta fija en un lugar y considerando un flujo de material sobre ella, el modelo pudo predecir zonas de bajo flujo de material, lo cual podría significar en fallas en la unión de soldadura.

Muthu [12] desarrolló un modelo matemático basado en experimentación y fue comparado con la metodología "Método de red neuronal artificial" (ANN por sus siglas en inglés), para predecir la resistencia a la tracción en las uniones de aleaciones desiguales de aluminio (AA6060, A319) unidas por FSW. Los resultados indicaron que el incremento en la velocidad rotacional y en la carga axial aumenta la respuesta de los valores hasta cierto nivel. Todos los valores decrecen después de alcanzar un valor máximo. Dialami [13] desarrolló una variación del modelo analítico de la ley de fricción de Norton para el estudio del proceso FSW. Caracterizando la simulación con la aleación AA6063-T3 y con un perfil plano de herramienta. Los resultados indicaron que en la parte frontal de la herramienta los valores de fricción alcanzaron valores máximos y disminuían en la parte posterior, siendo determinante el valor de la variable de contacto. Así como los valores variaban dependiendo de la posición en que se analizara la superficie. Gadakh [14] realizó experimentación con

diferentes perfiles de herramienta (tríangulo, cubo, pentágono, hexágono) utilizando también el método de diferencias finitas y el software comercial "Comsol Multiphysics". Las pruebas se realizaron en la aleación AA2014-T6. Los resultados experimentales concordaron bien con los resultados teóricos señalando que el perfil cúbico poseía un gradiente de temperatura y una estructura granular más fina que los demás perfiles, lo que significa mejores propiedades mecánicas en la unión de soldadura.

Esfuerzos residuales son generados en la unión de soldadura (y sus regiones cercanas debido a la generación de calor que ocurre durante el proceso), la cual, es influenciada por los parámetros que componen el proceso, además que estos también tienen impacto en el flujo de material alrededor de la herramienta. Valores elevados o muy bajos de los parámetros puede provocar una ineficaz generación de calor expandiendo el material e induciendo esfuerzos estructurales en el material. En la presente tesis se analizó teórica y numéricamente el proceso FSW, considerando la influencia de los factores de velocidad de translación, velocidad de giro y superficie del hombro en la generación de calor y en el flujo de material en la aleación AA2014. La elección de este material fue debido a que sus componentes de aleación (principalmente cobre) la convierten en una aleación incapaz de ser unida por métodos convencionales por fusión [15] y por lo tanto su implementación dentro de la industria aeroespacial y automotriz ha sido mediante el método FSW. Se modeló el proceso en base a las ecuaciones que gobiernan el fenómeno, tomando en cuenta ciertas consideraciones; iterando los valores de los parámetros de estudio para posteriormente realizar un análisis de los resultados.

II. ANÁLISIS DEL PROBLEMA

2.1 SOLDABILIDAD DEL ALUMINIO 2014

Generalmente las aleaciones de la familia 2XXX son consideradas no soldables por métodos convencionales de fusión. Defectos como porosidad debido al hidrógeno, craqueo en caliente y agrietamiento por corrosión bajo tensión son los principales problemas encontrados en las uniones de soldadura realizadas por métodos de fusión, como se puede apreciar en la figura 2.1 de un corte transversal de una unión de soldadura realizada por métodos por fusión.



Figura 2.1 Corte transversal que muestra las burbujas de hidrógeno atrapadas en la unión de soldadura en aleación de la familia 2xxx [16].

La principal causa de la formación de porosidad en las uniones de soldadura por fusión en las aleaciones 2XXX es la contaminación del hidrógeno. La solubilidad del hidrógeno en el aluminio fundido es considerablemente alta y se reduce al disminuir la temperatura del metal acercándose a su temperatura de solidificación. Cuando el metal solidifica, el hidrógeno queda atrapado dentro de la unión de soldadura formando burbujas.

Esto por lo tanto provoca porosidad significando debilidad y zonas de concentraciones de esfuerzos en la unión. El uso de gases de protección es común en las técnicas de soldadura por fusión, aun así, es extremadamente difícil eliminar por completo el hidrógeno debido a la alta difusividad de éste [16].

Las fracturas en caliente es otro problema persistente en las uniones realizadas por métodos de fusión. Esto sucede en la zona de agitación durante la etapa de solidificación. Las fracturas ocurren debido a los esfuerzos desarrollados debido a la contracción de las zonas cercanas, la cual excede la resistencia del material. Dependiendo del ciclo térmico y de la química de las aleaciones, en ocasiones las fracturas en la etapa de solidificación ocurren alejadas de la zona de agitación. Como en la zona afectada por calor que se muestra en la figura 2.2.



Figura 2.2 Fracturas en la unión por estrechamiento térmico.

Para fines de esta investigación la aleación de uso comercial [17] seleccionada fue la AA2014, teniendo como mayor elemento de aleación Cobre (Cu) y cuya composición química se muestra en la tabla 2.1.

Aleación	Cu	Mg	Mn	Zn	Cr	Si	Fe
2014	3.9-5.0	0.2-0.8	4.2-1.2	.25	.1	.5-1.2	.7

Tabla 2.1 Elementos de aleación del aluminio 2014 [17].

2.2 MODELO FÍSICO DEL MÉTODO FSW.

El proceso de soldadura de estado sólido FSW consiste en una herramienta giratoria no-consumible compuesta de dos partes que penetra al material de trabajo hasta una profundidad definida. La punta y el perno se insertan en el material y permanecen "inmersos" en él, mientras el hombro queda en contacto con la cara superior de este, tal como se muestra en la figura 2.3.



Figura 2.3 Estado inicial del proceso FSW [7].

Al quedar ambas partes de la herramienta interactuando directamente con el material de trabajo, se crea una interfaz de contacto entre éstos, donde el movimiento de rotación y la fricción genera calor con el material para posteriormente deformarlo plásticamente. Como se aprecia en la figura 2.4, la herramienta se desplaza entre la zona donde las placas se juntan y siguiendo esa misma línea reproduce los fenómenos de la etapa inicial logrando así la unión de soldadura.



Figura 2.4 Zona de unión y movimiento transversal de la herramienta [7].

A diferencia de los métodos de soldadura por fusión, donde la intensidad de la antorcha puede ser regulada, la generación de calor en el proceso FSW no puede ser controlada directamente, ya que esta depende de sus parámetros de operación como velocidad de giro y de translación; además la influencia de la geometría de la herramienta es notoria en la generación de calor total en la interfaz, siendo el hombro el responsable del 85% de este [16] por lo que es necesario un análisis más a fondo sobre la interfaz de contacto, detallando las diferentes condiciones de interacción entre la herramienta y el material. Estas pueden ser de deslizamiento o adherencia siendo esto determinante en la generación de calor dentro del proceso y difícil de medir experimentalmente.

2.2 CONDICIONES DE CONTACTO.

La fricción es una de las principales energías parasitas en todos los procesos que involucran partes en movimiento como en trenes de engranaje o en mecanismos de deslizamiento, sin embargo, en el proceso FSW tiene un rol primordial en el funcionamiento de este; la fricción producida en la interfaz de contacto es la principal generadora de calor en el proceso, aunque no todo el calor es debido a la fricción ya que un porcentaje del total también es generado por disipación de energía en forma de calor debido a la deformación

plástica en el material. Una forma de caracterizar ambas aportaciones de calor es definiendo condiciones de contacto para ambos casos, siendo la ley de fricción de Coulomb la forma más simple de describir la interfaz de contacto herramienta-material:

$$\tau_f = \zeta p \tag{1}$$

Donde τ_f es el esfuerzo cortante en la interface y ζ es el coeficiente de fricción dinámico. La ley de fricción de Coulomb describe el movimiento entre dos superficies; el segmento de superficie superior se origina en la herramienta y este se mueve con una velocidad ωr , donde ω es la velocidad de giro y r es el radio de la herramienta y el segundo segmento se origina a partir del material que hace contacto con la herramienta (matriz). Al realizar un movimiento la superficie superior de contacto y suponiendo que la superficie inferior se encuentra en estado estacionario, se produce una alteración en la condición de contacto, como se muestra en la figura 2.5.



Figura 2.5 Movimiento entre dos superficies.

La ley de fricción de Coulomb no contempla disipación de energía en forma de calor o deformaciones en el material, por lo que es una expresión bastante limitada. En especial, si se desea profundizar en la matriz de contacto y sus diferentes condiciones las cuales son descritas a continuación:

 Condición de Adherencia: La superficie de la matriz se adherirá a la superficie de la herramienta si el esfuerzo de cedencia al corte es menor al esfuerzo de corte aplicado por la herramienta. En este caso el segmento de matriz acelerará junto con la herramienta hasta lograr un estado de equilibrio entre el esfuerzo de corte de la herramienta y el esfuerzo de cedencia al corte del material.

- Condición de deslizamiento: Si el esfuerzo al corte aplicado por la herramienta es menor que el esfuerzo de cedencia del material, el segmento de contacto en la matriz se deformara elásticamente.
- Condición de contacto mixta: Es la más común y la que más se acerca a lo que en realidad sucede en el proceso, en este caso el segmento de matriz acelera hasta una velocidad menor que la superficie de la herramienta donde se estabiliza. El equilibrio se establece cuando el esfuerzo de corte de la herramienta es igual al esfuerzo de cedencia al corte del material debido a una tasa de deformación plástica casi constante. Las condiciones de contacto son consideradas en el análisis numérico por medio de una "variable de preponderancia de contacto", representada por:

$$\delta = \frac{V_{matriz}}{V_{herr}},\tag{2}$$

donde V_{matriz} es la velocidad con la que gira la matriz en la interface de contacto y V_{herr} es la velocidad con la que gira la herramienta. Al considerar la velocidad de giro de la herramienta como constante se puede apreciar que el valor de δ depende de la velocidad de giro de la matriz; si esta es cero, el valor de la constante $\delta = 0$, lo que indica que el material no es deformado por la herramienta y que el calor generado es principalmente producido por fricción, siendo una condición de contacto "puramente deslizante". En cambio, si la velocidad de giro de la matriz es igual a la velocidad de la herramienta, el valor de la constante seria $\delta = 1$, lo que indicaría que todo el material en la interfaz de contacto es deformado plásticamente y que el calor es generado principalmente por deformación plástica, siendo una condición de contacto "puramente adherente". El valor de la variable de preponderancia de contacto es obtenido como se muestra en la ecuación (3) gracias a datos obtenidos experimentalmente [17].

$$\delta = 0.31 \times e^{\left(\frac{\omega \cdot r}{1.87}\right)} - 0.026 \tag{3}$$

Donde ω es la velocidad de giro y r es la distancia más alejada desde la línea de soldadura. Diferentes condiciones de contacto pueden ser definidas para el mismo proceso,

esto es porque la interfaz de contacto del hombro es diferente a la del perno; para el hombro puede ser descrita una condición de deslizamiento, mientras que para el perno se considera principalmente una condición de adherencia, pero aun así considerar una condición mixta es lo más apropiado para el análisis del proceso [18].

2.3 GENERACIÓN DE CALOR EN ESTADO ESTACIONARIO

El conocimiento de la generación de calor y el historial de temperaturas es el principal paso para conocer la interacción termomecánica que toma lugar en el proceso, es por eso que un modelo térmico es usado para obtener una estimación cuantitativa del fenómeno térmico en el proceso FSW. Las ecuaciones que describen la generación de calor solo consideran la etapa de permanencia, en la cual la herramienta se encuentra girando en un punto y no tiene desplazamientos hacia ninguna dirección; siendo aquí donde se desarrolla la mayor generación de calor respecto a las demás etapas [5]. El calor generado durante el proceso de soldadura FSW es equivalente a la energía mecánica convertida en calor en la interfaz herramienta-material la cual puede ser expresada como la suma de la generación por fricción y por deformación plástica, como se muestra en la ecuación (4).

$$Q_T = (1 - \delta)Q_F + \delta Q_{DP} \tag{4}$$

 Q_{DP} es el calor producido por deformación plástica y Q_F es el que se produce por fricción; la variable de preponderancia de contacto modifica el valor cuantitativo del calor total según sea una condición de adherencia ($\delta = 1$) o deslizamiento ($\delta = 0$) en la interfaz. Ambas aportaciones pueden ser expresadas en función de las condiciones de la herramienta y del proceso, siguiendo en ambos casos una estructura similar como se muestra en la ecuación (5), donde dQ es el diferencial de flujo calor, ω es la velocidad angular, τ es el esfuerzo de corte en la interfaz, R es el radio y dA el diferencial de área de contacto de la herramienta con el material.

$$dQ = \omega \tau R dA \tag{5}$$

El término τ de la ecuación (5) es definido de manera distinta para el caso de la fricción y de la deformación plástica; siendo $\tau_f = \zeta p$ definida a partir de la ley de fricción de coulomb en la ecuación (1). El esfuerzo al corte también puede ser definido para el caso de la deformación plástica como:

$$\tau_{y} = \frac{\sigma_{y}}{\sqrt{3}} \tag{6}$$

Donde τ_y es el esfuerzo de falla por corte y σ_y es el esfuerzo de cedencia del material. Por lo tanto, podemos expresar cada aporte de calor en función de sus componentes y la generación de calor total puede ser definida como [7]:

$$dQ_T = dQ_F + dQ_{DP} = (1 - \delta)\omega r\zeta \, pdA + \delta\omega r \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} dA \tag{7}$$

2.3.1 GENERACIÓN DE CALOR POR HERRAMIENTA

Al resolver la ecuación (7) en función de los diferenciales de área, esta se puede expresar como la suma de las aportaciones de calor por cada parte de la herramienta.

$$Q_T = Q_H + Q_P + Q_{SP} \tag{8}$$

Donde Q_H , Q_P y Q_{SP} son las aportaciones de calor del hombro, perno y de la punta respectivamente. La generación de calor por el hombro se define como [7]:

$$Q_{s} = \pi \tau_{f} \omega(R_{s}^{3}) = \pi \omega [\delta \tau_{y} + (1 - \delta) \zeta p_{1}](R_{s}^{3})$$
(9)

Donde p_1 es la presión uniforme en la interfaz hombro-material y R_s es el radio del hombro. La generación de calor del perno está dada por [7]:

$$Q_{P} = \frac{2}{3}\pi\tau_{f}\omega(R_{P}^{3} - R_{SP}^{3})\left(\frac{1+\tan\theta}{\tan\theta}\right) = \frac{2}{3}\pi\omega[\delta\tau_{y} + (1-\delta)\zeta p_{2}](R_{P}^{3} - R_{SP}^{3})\left(\frac{1+\tan\theta}{\tan\theta}\right)$$
(10)

Donde p_2 es la presión uniforme en la interfaz perno-material, R_p es el radio mayor del perno. R_{sp} es el radio de la punta y θ es el ángulo de salida del perno considerando una geometría de cono truncado como se muestra en la figura 2.6. La generación de calor por la punta está dada por [7]:

$$Q_{SP} = \frac{2}{3}\pi\omega\tau_{f}R_{SP}^{3} = \frac{2}{3}\pi\omega[\delta\tau_{y} + (1-\delta)\zeta p_{3}]R_{SP}^{3}$$
(11)

Donde p_3 es la presión uniforme en la interfaz punta-material. En la figura 8 se muestra la geometría del cono truncado de la herramienta.



Figura 2.6 Medidas en la herramienta.

Donde R_H es el radio del hombro, R_P y H_P son el radio y la altura del perno respectivamente, θ es el ángulo de salida y R_{SP} es el radio de la punta. Después de haber sometido el material al proceso FSW se pueden distinguir tres zonas resultantes [19] como se muestran en la figura 2.7.

- Zona de agitación: Es el resultado de la unión de las placas por el proceso FSW. El perno y el hombro interactúan directamente con el material; aquí la deformación es máxima y la temperatura es la más elevada del proceso.
- Zona afectada por calor (ZAC): En esta región cercana al centro de soldadura, el material experimenta un ciclo térmico que modifica la estructura y/o sus propiedades mecánicas, Sin embargo, no hay deformación plástica en esta área.
- Zona afectada termomecánicamente (ZAT): En esta región además de la deformación en el material por parte de la herramienta, este también sufre de dilatación térmica por el alto gradiente de temperatura, lo cual también lo deforma.



Figura 2.7. Zonas resultantes en el material.

Una elevada generación de calor podría mermar las condiciones finales de la unión de soldadura alterando el movimiento y la de compactación del material sobre la herramienta, provocando una estructura granular de mayor tamaño que la del material base. Una estructura granular más fina se traduce en una dureza superior y propiedades mecánicas similares a las del material base [20].

2.4 FUNDAMENTO MATEMÁTICO

Hay dos enfoques principales con los que se puede analizar el problema; considerando el problema desde la perspectiva de mecánica de sólidos, donde el calor generado es considerado como una carga térmica y con base en esto calcular los esfuerzos residuales en el material con el método de elementos finitos, por mencionar alguno. Sin embargo, este enfoque no considera las características del "flujo de calor" generado por la herramienta ni el cambio de estado parcial ocurrido durante el proceso; en cambio, abordar el problema desde la perspectiva de "dinámica de fluidos", considerando el material como un fluido no newtoniano y visco plástico brinda un panorama más amplio del comportamiento del fenómeno ocurrido en la interfaz de contacto. Si bien los modelos de fenómeno de transporte en el proceso FSW son considerados para un análisis de fluidos, el modelo basado en transferencia de calor es usado por su simplicidad, fácil formulación y tiempo computacional reducido. Sin embargo, el modelo de conducción de calor solo es capaz de predecir la distribución de temperaturas, mas no del flujo de material. Por lo tanto, en la presente tesis se consideró una perspectiva de "dinámica de fluidos" con la intención de obtener una aproximación más cercana a la realidad del proceso físico; las ecuaciones de masa, momentum y energía son consideradas para obtener datos de deformación en el material y perfiles de temperatura en la zona de contacto con base en un modelo de simulación.

2.4.1 TRANSFERENCIA DE CALOR

La generación de calor es principalmente gobernada por dos mecanismos: la fricción y la deformación plástica. El calor es difundido por la pieza de trabajo en un sistema de coordenadas cartesianas (x, y, z) siguiendo la ley de conducción de calor de Fourier, como se muestra en la ecuación (12) [21] considerando un estado estacionario para la generación de calor, siendo solo en las etapas de inserción y de extracción donde esta aumenta o disminuye respectivamente hasta llegar a un valor estable.

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \frac{Q_v}{k} = \frac{\rho \cdot C_p}{k} \left(\frac{\partial u_i T}{\partial t} + V_t \frac{\partial T}{\partial x_2} \right)$$
(12)

Donde *k* es la conductividad térmica del material, ρ es la densidad, C_p es el calor especifico, V_t es la velocidad con la que se desplaza la herramienta, *u* es la velocidad del fluido plastificado y *i* = 1, 2 y 3 representando las direcciones *x*, *y*, *z*, respectivamente. El

termino Q_{ν} es la generación interna de calor debido a la disipación viscosa, la cual se define en la ecuación (13) [22]:

$$Q_{\nu} = \beta_{df} \dot{\varepsilon} \mu \tag{13}$$

Siendo β la fracción del trabajo de deformación plástica que es disipado en calor, μ es la viscosidad no newtoniana y $\dot{\varepsilon}$ es la velocidad de deformación, la cual se define en la ecuación 14.

$$\dot{\varepsilon} = \left(\frac{2}{3}\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij}\right)^{1/2} \tag{14}$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$
(15)

La fracción de trabajo de deformación plástica convertido en calor es del orden del 60% al 80% y este se convierte más grande a altas tasas de deformación. Sin embargo, la magnitud promedio de generación de calor por disipación viscosa es del 5% del calor total generado [23], por lo que este término es despreciado en el análisis, considerando las ecuaciones de la 9 a la 11 para la generación de calor. Además de la generación de calor también es necesario considerar dentro del análisis numérico las pérdidas de calor de la pieza con el ambiente; en la figura 2.8 se aprecian como la pieza de trabajo pierde calor por radiación y convección en las caras superior y laterales de la pieza de trabajo.



Figura 2.8 Pérdidas de calor en la pieza.

Este intercambio de calor con el ambiente puede ser considerado como una condición de frontera para el análisis numérico, donde su fundamento matemático es expresado en la ecuación (16) [22].

$$k\frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_a) + \varepsilon \sigma_{sb}(T^4 - T_a^4)$$
(16)

Siendo *n* el vector normal a la superficie, T_a es la temperatura ambiente, ε es la emisividad de la superficie, *h* es el coeficiente de convección y σ es la constante de Steffan-Boltzman.

2.5 MODELO DE FLUJO DE MATERIAL

Las propiedades del material, sus condiciones de carga mecánica y los parámetros del proceso deciden la naturaleza del flujo de material, el cual se asume considerando un fluido no newtoniano, visco plástico e incompresible, el cual es gobernado por las ecuaciones de conservación de masa, momentum y energía. Siendo la ecuación (17) de conservación de masa.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{17}$$

Donde i = 1, 2 y 3 representando las direcciones x, y, z respectivamente y u es la velocidad del fluido[24].

$$\rho \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_i} = -\frac{\partial P}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) - \rho V_T \frac{\partial u_j}{\partial x_1}$$
(18)

En la ecuación (18) se describe la ecuación de conservación del momentum. Donde *P* es la presión, μ es la viscosidad no newtoniana, V_T es la velocidad con la que se mueve la herramienta y ρ es la densidad del fluido. La viscosidad tiene un papel determinante en el proceso FSW, en especial si el material es modelado como un flujo altamente viscoso en vez de un sólido. El esfuerzo de corte que ejerce un fluido es descrito con la ley de viscosidad de Newton que se muestra en la ecuación (17).

$$\tau_{fd} = \mu \frac{\partial u_1}{\partial x_2} \tag{19}$$

Un fluido no-newtoniano es aquel que no tiene un valor de viscosidad definida o que no se comporta en forma lineal como los fluidos newtonianos. Existen diversos tipos de fluidos no-newtonianos clasificados según su comportamiento con respecto al tiempo: dependiente del tiempo, independiente del tiempo y viscoelásticos. Los tipos como dilatantes, pseudoplasticos y plásticos ideales que se muestra en la figura 2.9 son un ejemplo de comportamiento independiente en el tiempo. Cada clasificación tiene su análisis de comportamiento.



Figura 2.9 Fluidos no newtonianos con comportamiento independiente en el tiempo [24].

El comportamiento del aluminio fundido es semejante a la descripción de los fluidos pseudoplasticos donde la viscosidad disminuye al aumentar el gradiente de velocidad. Sin embargo el modelo de viscosidad más usado para la caracterización de la viscosidad es el modelo de Perzyna el cual es descrito en la ecuación (20) [23], este modelo permite conocer su valor cuantitativo. Para fines de esta tesis fue necesaria la implementación de un código UDF (función definida por el usuario) para la caracterización de la viscosidad del aluminio AA2014. Este modelo de viscosidad se define como:

$$\mu = \frac{\sigma_e}{\dot{\varepsilon}},\tag{20}$$

donde σ_{e} es el flujo de stress [26], el cual está definido como:

$$\sigma_e = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\left(\frac{Z}{A_m} \right)^{\frac{1}{n}} \right], \qquad (21)$$

donde α , *n* y A_m son constantes del material encontradas de forma experimental para el caso de la aleación AA2014: $\alpha = 0.0118$, *n* = 5.86 y Log(A_m) = 31.43 [27], mientras que Z es el parámetro de Zenner Holloman el cual es la relación entre la deformación del material y la temperatura, cuyo valor esta dado en la ecuación (22).

$$Z = \dot{\varepsilon} e^{\left(\frac{Q}{R_g T}\right)}$$
(22)

Donde Q es la energía de activación del material, R_g es la constante del gas ideal y T es la temperatura absoluta a la que se encuentra el fluido, todo estas características pertenecientes a la aleación AA2014.

III. MÉTODO DE SOLUCIÓN.

Las ecuaciones que describen el fenómeno que se presenta en el proceso de soldadura son descritas en el capítulo 2. Estas mismas ecuaciones (conservación de masa, momentum y energía) no solo gobiernan este fenómeno en concreto, sino que se extienden hacia la descripción de cualquier fenómeno de fluidos. Su solución exacta no ha sido encontrada por completo, por lo que se han desarrollado métodos que se aproximen a una solución analítica, pero con un error aceptable. La dinámica de fluidos computacional (CFD) es la ciencia que predice y describe el flujo de fluidos, masa y fenómenos relacionados dentro de un dominio computacional dado. Existen diferentes aplicaciones de métodos numéricos para obtener soluciones aproximadas a la solución real como el uso de metodologías para la discretización del dominio como diferencias finitas, elementos finitos o volúmenes finitos.

ANSYS es un programa de ingeniería asistida por computadora (CAE) que cuenta con diversos módulos de análisis entre los que se encuentra FLUENT, que utiliza el método de volúmenes finitos para la discretización del fenómeno, aparte de incluir diferentes opciones de algoritmos como modelos de turbulencia o herramientas como mallado dinámico que permiten una mejor representación del fenómeno. El problema fue abordado con simulaciones realizadas en el software ANSYS FLUENT, el cual permitió la realización de un modelo aproximado al real del proceso de soldadura y la implementación de condiciones de frontera para la solución de las ecuaciones de gobierno del fenómeno.

3.1 VOLÚMENES FINITOS.

El método de volúmenes finitos es el método numérico que ANSYS FLUENT usa para la solución de problemas de fluidos. Uno de los conceptos con los que trabaja este método es en la conservación de las propiedades como masa, momentum y energía, el cual es la base de la modelación matemática para la mecánica del medio continuo. El punto de partida del método consiste en dividir (discretizar) el dominio computacional en un número finito de volúmenes más pequeños, llamados "volúmenes de control". Cada uno de estos volúmenes tiene un centroide, donde el valor de las variables es calculado en función de sus nodos vecinos, obteniendo por ende una ecuación algebraica de cada volumen de control. Una característica importante de este método numérico es que al operar con volúmenes y no con puntos de intersección en el mallado como otros métodos numéricos, este puede adaptarse a redes de mallados complejas como se muestra en la figura 3.1.



Figura 3.1 Representación esquemática del método de discretización por volúmenes finitos.

Después de haber definido los volúmenes de control en el dominio, las ecuaciones de conservación son descritas en su forma integral para cada volumen a partir de la ecuación general de transporte que se define en la ecuación (23). Si se introduce una variable general ϕ la forma conservativa de la ecuación de transporte puede ser escrita como:

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \frac{\partial \rho \vec{u_i} \phi}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) + S_{\phi}, \qquad (23)$$

donde Γ es el coeficiente de difusión y S_{ϕ} es la tasa de aumento de ϕ debido a las fuentes. ϕ puede ser una propiedad cualquiera según sea el caso que se esté considerando masa, momentum o energía. Las ecuaciones que describen esas propiedades están establecidas en la forma general de la ecuación (23), por lo que esta puede ser integrada sobre un volumen de control, como se muestra en la ecuación (24). Al integrar cada término sobre un diferencial de volumen esta se expresa como:

$$\int_{VC} \frac{\partial \rho \phi}{\partial t} dV + \int_{VC} \frac{\partial \rho \overrightarrow{u_i} \phi}{\partial x_i} dV = \int_{VC} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) dV + \int_{VC} S_{\phi} dV$$
(24)

Aplicando el teorema de divergencia de Gauss, es posible transformar las integrales de volumen en integrales de superficie como se muestra en la ecuación (25).

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\int_{VC} \rho \phi dV \right) + \int_{A} \bar{n} \cdot \left(\rho \phi \bar{u} \right) dA = \int_{A} \bar{n} \cdot \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_{i}} \right) dA + \int_{VC} S_{\phi} dV$$
(25)

El primer término de izquierda a derecha es llamado término temporal e indica la velocidad con que cambia la propiedad ϕ dentro del volumen de control. El segundo término es llamado convectivo que indica el intercambio de la propiedad ϕ debido al movimiento del fluido. El tercer término es llamado difusivo y señala el intercambio de la propiedad ϕ desde el punto con mayor cantidad hacia el de menor cantidad. Y el último término nombrado de generación indica el incremento de la propiedad ϕ dentro del volumen de control.

3.2 SIMULACIÓN CFD

El método de solución empleado en el desarrollo de esta tesis consistió en usar la herramienta CFD para lograr un modelado discretizado del proceso real de soldadura. Se realizaron simulaciones en el software comercial ANSYS FLUENT que usa esta herramienta. Se consideró un enfoque de dinámica de fluidos durante el desarrollo de la tesis, esto considerando el comportamiento del material al atravesar el proceso de soldadura, más específicamente durante la zona de agitación, donde este sufre un cambio parcial de estado, teniendo un comportamiento más parecido al de un fluido que al de un sólido.

El modelo de simulación consistió en simular el movimiento de la herramienta respecto al material AA2014. La herramienta modelada en un inicio como un sólido, queda "inmersa" en su totalidad hasta superar ligeramente la superficie del hombro, simulando la penetración que ocurre durante el proceso real. El material se simuló gracias a una

herramienta llamada "enclosure" que genera un dominio de fluido, el cual puede ser caracterizado de la forma que se desee, las dimensiones se muestran en la figura 3.2, donde A = 125mm, B = 75mm y C = 6.3mm.



Figura 3.2 Medidas del modelo geométrico.

Posteriormente el sólido de la herramienta fue eliminado del dominio de fluido para únicamente dejar la cara que hace contacto con este. Esto se hizo para poder darle propiedades de movimiento a esa cara. Las medidas en milímetros de la herramienta fueron seleccionadas con base en la literatura revisada y modelos comerciales. Estas se muestran en la figura 3.3.



Figura 3.3 Modelado de sólidos para simulaciones.

Posteriormente como se muestra en la figura 3.4, el modelo fue mallado casi en su totalidad con elementos hexaédricos para obtener una mejor exactitud durante las simulaciones, teniendo elementos que oscilan desde un tamaño de 0.3mm hasta 1mm. Los parámetros de calidad de mallado obtenidos fueron de: calidad ortogonal mínima = 0.7317 y
valor de oblicuidad máximo = 0.2682, pero aplicando una optimización de mallado directamente en FLUENT mediante un comando, los nuevos valores fueron: 0.828 y 0.1612 respectivamente.



Figura 3.4. Geometría de simulación mallada.

Según la métrica que maneja ANSYS FLUENT y que se muestra en la Tabla 3.1 estos valores indican que la malla posee una calidad de "muy buena" para el parámetro de calidad ortogonal y de "excelente" para el parámetro de oblicuidad.

Tabla 3.1 Parámetros de calidad en mallados para ANSYS FLUENT.

Excelente	Muy bueno	Bien	Aceptable	Malo	Inaceptable
0-0.25	0.25-0.50	0.50-0.80	0.80-0.94	0.95-0.97	0.98-1.00
ectro de valor	es para calidad ortogo	nal en mallados			
ectro de valor	es para calidad ortogo	nal en mallados			
ectro de valoro Inaceptable	es para calidad ortogo Malo	nal en mallados Aceptable	Bien	Muy bueno	Excelente

Espectro de valores para oblicuidad en mallados

Una vez en el apartado de FLUENT fueron definidas las zonas críticas del modelo. Como se comentó anteriormente, la simulación consiste en simular un flujo continuo de aluminio AA2014 mientras la herramienta tiene un movimiento de rotación angular, para ello fue necesario nombrar las caras del modelo dependiendo de la función que tenían. Como se muestra en la figura 3.5, una cara se definió como "entrada" que sería por donde el fluido entraría a una velocidad definida, "salida" representa la cara por la que el material saldría, "herramienta" es la cara que simula a la herramienta y hasta se le brindan propiedades térmicas y de movimiento. Para simular la temperatura alcanzada durante el proceso de soldadura, la superficie que representa a la herramienta tuvo una temperatura constante de 0.9 veces la temperatura de punto de fusión [28].



Figura 3.5 Nomenclatura usada en la geometría.

3.2.1 FUNCIÓN DEFINIDA POR EL USUARIO

Las funciones definidas por el usuario (UDF) son características o modelos que no se incluyen dentro de las opciones de operación de ANSYS FLUENT, pero que pueden ser introducidos mediante un archivo escrito en lenguaje C. Esto permite incluir características especiales en los materiales de simulación como conductividad térmica variable o regímenes de flujo concretos según el caso. Para el caso de la presente tesis se implementó un UDF para caracterizar la ecuación (18) de viscosidad. El valor de la viscosidad es fuertemente dependiente de la temperatura y de la velocidad de deformación, además que para lograr un correcto funcionamiento del UDF fue necesario iniciar con un valor de viscosidad inmediato, éste del orden de magnitud del módulo de elasticidad del aluminio 2014 y que posteriormente se iría actualizando conforme la simulación se desarrollara.

3.2.2 CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL

El material fue caracterizado con los datos de la tabla 3.2. La temperatura máxima que alcanza el proceso es de 0.6 a 0.9 veces la temperatura de fusión del material, y estos rangos se establecen principalmente dependiendo de las revoluciones de la herramienta y de la presión que esta ejerce [15]. Para el caso de esta tesis se consideró un valor de 0.9 veces la temperatura de fusión. Esta temperatura será fija durante toda la simulación para la cara que representa la herramienta en movimiento.

Densidad	2800 kg/m ³
Conductividad térmica	193 W/mK
Calor especifico	880 J/kgK
Viscosidad (en el instante t=0)	73.1 GPa/s

Tabla 3.2 Propiedades del material.

3.2.3 PARÁMETROS DE OPERACIÓN

Los parámetros de operación usados para las simulaciones se muestran en la tabla 3.2, donde se tienen tres diferentes velocidades de rotación y dos velocidades de avance; iterando con diferentes combinaciones de parámetros para obtener un total de seis simulaciones.

Velocidad de giro	Velocidad de translación
1000 rpm	2.5 mm/s
1200 rpm	5 mm/s.
1400 rpm	

Tabla 3.3 Parámetros de operación.

3.3 CONFIGURACIÓN DE FLUENT

ANSYS FLUENT incluye dos tipos de algoritmos de solución: basado en presión y basado en densidad. El algoritmo basado en presión es capaz de manejar un amplio rango de regímenes de flujo compresibles e incompresibles. En cambio, el algoritmo basado en densidad es aplicable en su mayoría para flujos compresibles de alta velocidad, supersónicos e incluso combustión. El algoritmo seleccionado para la presente tesis fue el basado en presión debido a que sus características de aplicación se ajustan al modelo de simulación. También se seleccionó el algoritmo de escalonamiento "PISO" ya que este es ampliamente usado en análisis del tipo transitorio además de contar con un factor de oblicuidad para el caso de mallas altamente deformadas. El régimen de flujo seleccionado fue del tipo laminar, ya que el número de Reynolds era muy bajo. La configuración de FLUENT se muestra en la tabla 3.3.

Parámetro	Selección		
Configuración general			
Tipo de solucionador.	Basado en presión		
Formulación de velocidad Absoluta			
Comportamiento en el tiempo	Estado Transitorio		
Modelos de flujo			
Modelo	Laminar		
Materiales			
Material	AA-2014 (recocido)		
Método de solución			
Esquema	PISO		
Gradiente	Célula basada en cuadros mínimos		
Presión	PRESTO!		
Momentum	Segundo orden		
Energía	Segundo orden		
Factores de relajación			
Presión	0.3		
Momentum	0.7		
Densidad	1		
Energía	1		
Soluciones de inicialización			
Método de inicialización	Inicialización híbrida		

Tabla 3.3 Configuración para el arranque de simulaciones.

IV MÉTODO DE DIFERENCIAS FINITAS

Los métodos numéricos son ampliamente utilizados para la resolución de problemas de transporte tales como transferencia de masa, calor y momentum. Muchos problemas de ingeniería son gobernados por ecuaciones diferenciales comúnmente lineales y no lineales, las cuales describen el comportamiento de estos fenómenos en el tiempo y/o en el espacio. Y aunque hay modelos que permiten obtener soluciones analíticas dependiendo de la naturaleza de la ecuación estos, se restringen a casos muy específicos. Por lo tanto, el uso de herramientas de aproximación numérica se vuelve más viable. Los métodos de diferencias finitas y de elementos finitos son dos métodos numéricos con enfoques universales usados para lograr una aproximación de la solución real de las ecuaciones de gobierno, pero considerando un error admisible. Dependiendo de la naturaleza del problema cada método tiene sus ventajas. El método de diferencias finitas es fácil de formular y puede ser extendido fácilmente a problemas de dos o tres dimensiones además de que es fácil de leer. El método de elementos finitos tiene la flexibilidad de lidiar con problemas que involucran geometrías irregulares. Sin embargo, en la actualidad el método de diferencias finitas tiene las mismas ventajas que el método de elementos finitos, además de conservar la simpleza de su formulación. En este capítulo se explica el método de diferencias finitas desde la base de su discretización hasta la aplicación en un código tridimensional para el cálculo de gradientes de temperatura en el proceso de soldadura FSW.

4.1 CONSIDERACIONES GENERALES

En la solución de ecuaciones diferenciales parciales con el método de diferencias finitas la elección del esquema de discretización depende del tipo de ecuación diferencial parcial que se considere. Generalmente estas ecuaciones con clasificadas en tres tipos: elíptica, parabólica e hiperbólica. Para ilustrar el significado de esto, en la ecuación (26) se considera la forma general para ecuaciones diferenciales de segundo orden en dos variables x, y introducida por Forsythe y Wasow [29].

$$A\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + B\frac{\partial^2 \phi}{\partial x \partial y} + C\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} + D\frac{\partial \phi}{\partial x} + E\frac{\partial \phi}{\partial y} + F\phi + G(x, y) = 0$$
(26)

Donde A, B, C, D, E, F y G son funciones de dos variables independientes x, y, pero no de la variable dependiente ϕ . El carácter matemático de la ecuación (26) depende del valor de los coeficientes A, B y C donde:

Elíptica si:	$B^2 - 4AC < 0 \; .$
Parabólica si:	$B^2 - 4AC = 0 \; .$
Hiperbólica si:	$B^2 - 4AC > 0 \; .$

Una forma rápida de identificar el tipo de ecuación es con base en su término dependiente del tiempo. En las ecuaciones del tipo elíptico el término transitorio no existe, mientras que en las ecuaciones parabólicas e hiperbólicas si existe, siendo este término de primer y segundo orden respectivamente. En la tabla 4.1. se muestra un ejemplo de cada clasificación de las ecuaciones.

Tabla 4.1 Ecuaciones diferenciales parciales por clasificación.

Ecuación	Nombre	Тіро
$\nabla^2 \phi = 0$	Laplace	Elíptica
$k\nabla^2 \phi = \frac{\partial \phi}{\partial t}$	Difusión	Parabólica

$\partial^2 \phi = e^2 \nabla^2 \phi$	Onda	Hiperbólica
$\frac{\partial t^2}{\partial t^2} = c \nabla \psi$		

Para el caso de la presente tesis se consideró la ecuación de tipo parabólico que representa un análisis dependiente en el tiempo. Como se mostró en el capítulo tres con las ecuaciones de gobierno para fluidos, existen formas generales de transporte para representar distintos fenómenos. La forma general para las ecuaciones parabólicas se muestra en la ecuación (27) [29].

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\beta u\phi) + \frac{\partial}{\partial y}(\beta v\phi) = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial y}\right) + S$$
(27)

Dependiendo del fenómeno que se analice algunos términos pueden ser despreciados de la ecuación, tales como los términos convectivos o de generación de calor. De igual manera sucede con los coeficientes que multiplican a dichos términos, estos se ajustan según sea el caso que se trate, siendo nombrados como: ϕ = variable dependiente general, Γ = coeficiente de difusión generalizado, β = coeficiente especificado en los términos convectivos, γ = coeficiente especificado en el término transitorio y *S* = término de generación volumétrica interna.

Por ejemplo, en un análisis bidimensional de difusión de calor en estado transitorio, los términos convectivos no son considerados debido a que no se considera movimiento en el análisis, por lo que $\beta = 0$. Los demás coeficientes quedarían expresados como: $\phi = T$, $\gamma = \rho C_p$, $\Gamma = k$ y $S = \dot{q}$. Al sustituir en la forma general esta puede ser reescrita como se muestra en la ecuación (28).

$$\rho C_{p} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q}$$
(28)

Esa ecuación expresa la evolución de la temperatura con respecto tiempo y con una generación de calor volumétrica.

4.2 DISCRETIZACIÓN DEL DOMINIO

Cuando una ecuación diferencial es resuelta analíticamente sobre una región con condiciones de frontera, el resultado obtenido satisface esta ecuación diferencial en cada punto de la región dada. Sin embargo, cuando una ecuación no puede ser resuelta analíticamente se recurre comúnmente a una técnica numérica para encontrar una solución aproximada. Cuando el método de diferencias finitas es usado, el problema es discretizado en un número finito de puntos nodales en vez de considerar todos los puntos sobre la región como se hace con la solución analítica. Si el problema es dividido en un número N de puntos nodales, N ecuaciones algebraicas son desarrolladas para discretizar la ecuación diferencial de gobierno, por lo que ahora en vez de tratar con una ecuación diferencial se estará trabajando con un conjunto de ecuaciones algebraicas cuyo número aumenta al aumentar la cantidad de nodos. Normalmente es necesario la implementación de un algoritmo computacional para obtener una solución. Para obtener el sistema de ecuaciones algebraicas hay diferentes esquemas de discretización de las derivadas, como el uso de expansión por series de Taylor o el enfoque de volúmenes de control. Ambos enfoques tienen sus ventajas, sin embargo, el esquema seleccionado para este caso es el de expansión por series de Taylor.

4.2.1 FORMULACIÓN DE LA SERIE DE TAYLOR.

La idea de la formulación de diferencias finitas parte de la representación de la derivada, la cual se establece como "la pendiente geométrica de la recta tangente a una función F(x,y) en $x=x_0$, $y=y_0$ ". La idea consiste en aproximar una línea tangente con múltiples líneas secantes que tienen distancias progresivamente más pequeñas entre los dos puntos que cruzan. Cuando la distancia que separa a las líneas secantes Δx es sumamente pequeña, tanto que su valor es muy cercano a cero, se consigue la pendiente de la línea tangente. Se define, pues, la derivada tomando el límite de la pendiente de las líneas secantes, al acercarlas a la línea tangente. En la figura 4.1 se muestra gráficamente la definición, donde una línea secante acotada entre dos puntos, puede ser convertida en tangente al reducir Δx .



Figura 4.1 Pendiente de una recta tangente a una función.

En la ecuación (29) se ejemplifica matemáticamente la obtención de la pendiente de esa recta tangente a la función F(x), cumpliendo así con el concepto de derivada.

$$\frac{\partial F}{\partial x} = \lim_{\Delta x \to 0} \frac{F\left(x_0 + \Delta x, y_0\right) - F\left(x_0, y_0\right)}{\Delta x}$$
(29)

Las series de Taylor establecen que se puede aproximar la forma de una función en un punto especifico a partir de una sumatoria de derivadas sucesivas llamada "serie". La expansión de la función f(x) en el punto x_0 puede ser desarrollada "hacia adelante" o "hacia atrás" dependiendo de que parte de la función se desea aproximar. Las ecuaciones (30) y (31) ejemplifican el desarrollo de ambas series.

Hacia adelante:

$$f(x_0 + \Delta x) = f(x_0) + \frac{df}{dx}\Big|_0 \Delta x + \frac{d^2 f}{dx^2}\Big|_0 \frac{\Delta x^2}{2!} + \frac{d^3 f}{dx^3}\Big|_0 \frac{\Delta x^3}{3!} + \dots$$
(30)

Hacia atrás:

$$f(x_0 - \Delta x) = f(x_0) - \frac{df}{dx}\Big|_0 \Delta x + \frac{d^2 f}{dx^2}\Big|_0 \frac{\Delta x^2}{2!} - \frac{d^3 f}{dx^3}\Big|_0 \frac{\Delta x^3}{3!} + \dots$$
(31)

Esas dos expresiones son la base para el desarrollo de la aproximación por diferencias finitas para la primera derivada df / dx en x_0 . Al "truncar" y despejar la expansión de la serie de Taylor para la primera derivada se obtienen las ecuaciones (32) y (33).

$$\frac{df}{dx}\Big|_{0} = \frac{f(x_{0} + \Delta x) - f(x_{0})}{\Delta x} + O(\Delta x)$$
(32)

$$\left. \frac{df}{dx} \right|_{0} = \frac{f\left(x_{0}\right) - f\left(x_{0} - \Delta x\right)}{\Delta x} + 0\left(\Delta x\right)$$
(33)

Donde el termino $0\Delta x$ indica el "error de truncación" e indica el grado de error que posee la aproximación. Como se muestra en la ecuación (34), este representa los términos de orden superior que conforman la serie de Taylor después de la primera derivada, pero que no son considerados dentro de la aproximación.

$$0\Delta x = \frac{\Delta x}{2} f''(x_0) + \frac{(\Delta x)^2}{3!} f'''(x_0) + \dots$$
(34)

4.2.2 NOTACIÓN NODAL EN MALLADOS

Si se considera que el punto x_0 es el nodo "*i*" en un mallado de elementos nodales, la notación usada para representar a la primera derivada sería modificada. Donde $x_0 + \Delta x$ y $x_0 - \Delta x$ serian "*i*+1" y "*i*-1" respectivamente. Sustituyendo esta nueva notación en las ecuaciones 32 y 33 se obtienen las siguientes expresiones.

$$f' = \frac{f_{i+1} - f_i}{\Delta x} + 0(\Delta x)$$
 (35)

$$f' = \frac{f_i - f_{i-1}}{\Delta x} + 0(\Delta x)$$
(36)

La expansión por series de Taylor también puede ser usada para lograr una aproximación de la segunda derivada $d^2 f / dx^2$ para obtener una expresión de aproximación central como se muestra en la ecuación (37). Este tipo de aproximación considera tres puntos nodales para obtener el valor de la segunda derivada, el nodo *i* y sus vecinos *i*+1,*i*-1. Al

estar elevado al cuadrado el error de truncación nos dice que tiene un grado de exactitud mayor comparado con la aproximación de la derivada de primer orden de las ecuaciones (35) y (36).

$$f'' = \frac{f_{i-1} - 2f_i + f_{i+1}}{\Delta x^2} + 0(\Delta x^2)$$
(37)

Considere la figura 4.2. Las temperaturas $T_0, T_1, T_2...$ son temperaturas correspondientes a cada nodo del mallado. Al usarse un método de aproximación central son necesarios tres nodos del mallado para satisfacer la ecuación (41) donde cada nodo *i* tiene una relación directa con su vecino a la izquierda (*i*+1) y con su vecino a la derecha (*i*-1), cabe decir que al aumentar el número de dimensiones (2D, 3D) el número de nodos vecinos directos para cada nodo aumenta los cuales tienen injerencia directa en el valor del nodo *i*. La posición *i* coincide con el nodo T_1 , pero esta se irá actualizando ($T_1, T_2, T_3, ..., T_{N-1}$) conforme se avance de posición dentro del mallado, cubriendo N-1 posiciones nodales.



Figura 4.2 Avance nodal desde una aproximación central

Los nodos $T_{_0}$ y $T_{_N}$ normalmente son considerados condiciones de frontera, las cuales pueden tener condiciones adiabáticas, radiación o estar expuestos a convección. La ecuación (38) es un ejemplo de una condición de frontera en convección.

$$-k\frac{\partial T}{\partial x} = h(T - T_{amb})$$
(38)

4.3 DISCRETIZACIÓN EN TRES DIMENSIONES

La manifestación de los fenómenos físicos es representada matemáticamente en un espacio tridimensional, tal como sucede en la naturaleza. Por lo tanto, la obtención de una representación numérica de su comportamiento en tres dimensiones es s sumamente útil para poder predecir comportamientos y estimar parámetros de operación. En la presente tesis se creó un código numérico para calcular los gradientes de temperatura y las deformaciones del material que ocurren durante el proceso de soldadura FSW. La ecuación de difusión de calor en estado transitorio en tres dimensiones en coordenadas cartesianas fue discretizada y resuelta.

4.3.1 DIFUSIÓN DE CALOR EN ESTADO TRANSITORIO

Al haber una generación de calor dentro de la geometría o un cambio repentino en las condiciones de frontera propiciaría una evolución en los perfiles de temperatura respecto a un tiempo futuro. Esta evolución se detendrá cuando el fenómeno alcance su estado permanente en un tiempo determinado. Sin embargo, en ocasiones puede ser necesario conocer el perfil de temperatura en cierto tiempo. Para ello se considera la ecuación (39) que describe la dependencia de la temperatura con el tiempo.

$$k\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \dot{q} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}$$
(39)

Esta ecuación considera las tres dimensiones del plano cartesiano, por lo tanto, el número de nodos necesarios para esta aproximación aumenta tres veces en comparación con el análisis unidimensional mencionado anteriormente. Ahora cada nodo i, j, k tendrá dos nodos vecinos en cada dirección del plano, tal como se muestra en la figura 4.3. Para caso de notación y posterior aplicación del algoritmo de solución, los movimientos que se realicen en los ejes x, y, z serán nombrados con la notación i, j, k respectivamente y con su correspondiente signo según su posición respecto al nodo con se está trabajando.



Figura 4.3 Representación de los nodos vecinos para cada nodo i.

El lado izquierdo de la ecuación (39) fue discretizado mediante el método de aproximaciones centrales como se muestra en la ecuación (40), donde los nodos vecinos cambian según su relación con cada eje. En cambio, el termino transitorio puede ser interpretado de diferente forma según el método que se use, lo cual también repercute en el lado izquierdo de la ecuación. Hay tres métodos posibles para la discretización del término transitorio: el método explicito simple, método implícito y el método de Crank Nicholson. Para el presente caso se consideró el método de discretización explicito simple.

$$k\left(\frac{T_{i-1,j,k}^{n} - 2T_{i,j,k}^{n} + T_{i+1,j,k}^{n}}{\Delta x^{2}}\right) + k\left(\frac{T_{i,-1,j,k}^{n} - 2T_{i,j,k}^{n} + T_{i,j+1,k}^{n}}{\Delta y^{2}}\right) + k\left(\frac{T_{i,j,k-1}^{n} - 2T_{i,j,k}^{n} + T_{i,j,k+1}^{n}}{\Delta z^{2}}\right) + \dot{q} = \rho C p \frac{T_{i,j,k}^{n+1} - T_{i,j,k}^{n}}{\Delta t}$$
(40)

Este modelo de aproximación es llamado explicito simple debido a que la ecuación envuelve solo una incógnita para el nivel de tiempo "n+1" en el nodo $T_{i,j,k}^{n+1}$. El cálculo es obtenido directamente de las temperaturas en el tiempo "n" a partir de los nodos vecinos al nodo $T_{i,j,k}^{n}$ las cuales se suponen conocidas. En la figura 4.4 se muestra el esquema de discretización del método explicito simple para una dimensión.



Figura 4.4 Concepto del método de discretización explicito.

Por lo tanto, para conocer el valor de la incógnita $T_{i,j,k}^{n+1}$ es necesario despejar su valor de la ecuación (40), como se muestra en la ecuación (41).

$$T_{i,j,k}^{n+1} = rx\left(T_{i-1,j,k}^{n} + T_{i+1,j,k}^{n}\right) + ry\left(T_{i,j-1,k}^{n} + T_{i,j+1,k}^{n}\right) + rz\left(T_{i,j,k-1}^{n} + T_{i,j,k+1}^{n}\right) + \left(1 - 2\left(rx + ry + rz\right)\right)T_{i,j,k}^{n} + \frac{q\Delta t}{\alpha}(41)$$
Donde: $rx = \frac{k\Delta t}{\Delta x^{2}\alpha} ry = \frac{k\Delta t}{\Delta y^{2}\alpha} rz = \frac{k\Delta t}{\Delta z^{2}\alpha}$
(42)

Al ser un análisis del tipo transitorio hay que considerar un "factor de estabilidad" para lograr que la solución de la ecuación (41) permanezca estable en él tiempo. El valor del factor de estabilidad está definido como r = rx + ry + rz. En la ecuación (43) se especifica la restricción del factor de estabilidad.

$$0 < r \le \frac{1}{2} \tag{43}$$

El criterio de estabilidad implica que para valores constantes de $k, \Delta x, \rho$ y Cp, la relación del paso temporal Δt con las demás constantes no debe exceder el límite impuesto en la ecuación (43). Si el factor de estabilidad no se cumple, el coeficiente que multiplica a $T^{n}_{i,j,k}$ estará cambiando de signo constantemente, creando oscilaciones en la respuesta y arrojando datos erróneos como resultado. Una manera de estimar el valor Δt de una forma más concreta es como se muestra en la ecuación (44).

$$1 - 2(rx + ry + rz) \ge 0 \qquad \qquad y \qquad \Delta t \le \frac{\rho C p}{2k} \left(\Delta x^2 + \Delta y^2 + \Delta z^2 \right) \tag{44}$$

Cabe decir que el criterio de estabilidad solo aplica para los nodos de la región interna de la geometría. Las condiciones de frontera no se ven afectadas por el criterio de estabilidad no importando que valor tenga este. Las ecuaciones (45) y (46) son usadas para modelar condiciones de frontera por convección. La forma de estas ecuaciones difiere en el sentido de aproximación que se realice, hacia adelante o hacia atrás depende de la cara que se esté considerando [30].

$$-k \frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta x} = h(T_i - T_{amb})$$
 hacia atrás (45)
$$k \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x} = h(T_i - T_{amb})$$
 hacia adelante (46)

$$\Delta x$$

es necesitan dos nodos de la geometría y la temperatura ambiente

Ambas ecuaciones necesitan dos nodos de la geometría y la temperatura ambiente para satisfacer la aproximación. En ambos casos es necesario despejar el término T_i como se muestra en la ecuación (47) la cual satisface tanto el avance hacia adelante como hacia atrás.

$$T_{i} = \frac{-hT_{amb} - \frac{k}{\Delta x}T_{i+1}}{\frac{k}{\Delta x} - h}$$
(47)

4.4 MÉTODO DE SOLUCIÓN POR DIFERENCIAS FINITAS

La principal ventaja de la aplicación del método de diferencias finitias es el fácil manejo de las ecuaciones de gobierno, transformándolas a ecuaciones algebraicas. El número de ecuaciones algebraicas a resolver dependerá del grado de refinamiento que se busque en el mallado. Cada ecuación algebraica que se obtenga de los puntos nodales del mallado se relaciona con las demás ecuaciones según sus coeficientes, además de que cada una es equivalente al valor de una incógnita. Por lo tanto, es posible representar ese conjunto de ecuaciones como un sistema de ecuaciones lineales y resolverlo por métodos ya existentes como Gauss Jordán, Cramer o el algoritmo de Thomas. Sin embargo, debido al método de discretización para el estado transitorio no es necesario aplicar ninguno de los métodos antes mencionados, debido a que todas las temperaturas necesarias para calcular el valor de la incógnita se conocen. Aun así, es necesario la aplicación de un algoritmo numérico para iterar los subíndices de los coeficientes, los cuales en conjunto son la posición de cada nodo en la geometría, esto debido a que el número de ecuaciones es bastante grande, siendo igual a la relación *Nodos X *Nodos Y *Nodos Z = Número de ecuaciones*. Además de repetir este proceso en cada incremento en el tiempo.

Figura 4.5 Iteración de las posiciones nodales en la ecuación (45) para obtener las incógnitas.

El método de discretización es diferente dependiendo de la zona de la geometría en la que se aplique, siendo necesario destacar dos zonas principales: los nodos internos y los nodos externos.



Figura 4.6 Nodos externos e internos de la geometría.

En la figura 4.6 se aprecia que dentro de la geometría más grande se encuentra otra de menor tamaño color morado, esta última representa los nodos internos de la geometría los

cuales son resueltos con la ecuación (41). Los nodos que se encuentran en las caras de geometría más grande son llamados nodos externos y estos se encuentran en contacto directo con el ambiente. El método de solución para estos nodos es diferente que para los nodos internos ya que estos se consideran en condiciones de frontera. La expresión usada para la solución de estos nodos es la ecuación (47).

El orden usado para el acomodo de los nodos internos comienza desde el plano x, ydonde el término "uno" corresponde al origen de los tres ejes. Progresivamente los datos se acomodan siguiendo la dirección y, donde al completar el número correspondiente yestablecido para los nodos en esa dirección, se incrementa una fila x, repitiéndose el llenado en y. El proceso se repite hasta completar el número de nodos establecido para x. En la figura 4.7 se aprecia el orden que se sigue, además que una vez que se completan los nodos en x y y se incrementa una fila en la dirección z y comienza el llenado de nodos nuevamente. Se puede decir que la dirección z funciona como el "número de capas" de nodos que tiene la geometría, mientras que x y y señalan las dimensiones que tendrá cada "capa de nodos". Para este caso, la dirección en z puede tomar el valor que el usuario desee, mientras que para x y y el valor que se coloque debe ser el mismo para ambas direcciones, ya que la forma de ordenamiento es de capas cuadradas.



Figura 4.7 Ordenamiento de nodos para el algoritmo de solución.

En la figura 4.7 se muestra un mallado de cinco nodos para cada eje y además se muestra la numeración de estos en las diferentes capas nodales que representan al modelo discretizado. El número de cada nodo se asigna según su posición y esta es definida por un

algoritmo empleado dentro del código realizado. El diagrama de flujo de la figura 4.8 explica de manera sencilla el funcionamiento y evaluación del código diseñado.



Figura 4.8 Funcionamiento del código de diferencias finitas.

4.5 CÁLCULO DE LAS DEFORMACIONES

El cálculo de los esfuerzos inducidos consistió en seleccionar el gradiente máximo de temperatura por el que atraviesa cada nodo del mallado de entre todos los valores de temperatura obtenidos a lo largo de la simulación. Se hizo de esta forma porque al atravesar el material por una temperatura muy alta este sufriría un incremento de longitud que podría provocar una deformación permanente, de esta forma calculando el esfuerzo térmico inducido con el valor máximo se podría discernir si sufrió o no deformación plástica al compararlo con el esfuerzo de fluencia del material. Si el esfuerzo inducido en el material es mayor al de fluencia este sufre deformaciones plásticas. En la ecuación (48) se relaciona la expansión térmica del material en conjunto con la Ley de Hooke para obtener los valores de esfuerzo.

$$\sigma_T = E\varphi(T_{\max} - T_{amb}) \tag{48}$$

Donde σ_T es el esfuerzo térmico, T_{max} es la temperatura final, T_{amb} es la temperatura ambiente, E es el módulo de elasticidad del material y φ es el coeficiente de dilatación térmica. El diagrama de flujo de la figura 4.9 muestra la sección del algoritmo que soluciona las deformaciones.



Figura 4.9 Sección del código de diferencias finitas para resolver las deformaciones.

V RESULTADOS.

En este capítulo se muestran los resultados obtenidos para las simulaciones del proceso FSW realizadas en FLUENT y para el código de difusión-deformación realizado con el método de diferencias finitas. Las simulaciones fueron llevadas a cabo a partir de un modelo geométrico que representa el movimiento del material respecto a la herramienta desde una perspectiva euleriana, tal como se describe en el capítulo 3. Hubo diferentes combinaciones de parámetros de operación, variando valores constantes de velocidad angular y de traslación. Esto con la finalidad de encontrar sus diferencias y comparar resultados. El código numérico fue realizado desde una perspectiva tridimensional, donde fue caracterizada una placa de aluminio AA2014 y un conjunto de puntos en el mallado fungieron como la representación de la herramienta, este conjunto de puntos se desplazaban a una velocidad determinada, simulando el movimiento que tiene la herramienta sobre el material, teniendo también estos puntos un valor de temperatura que usualmente es alcanzado durante el proceso real se caracterizó con la temperatura que se alcanza durante el proceso de soldadura real. Posteriormente se consideraron los gradientes de temperatura más altos para poder calcular los esfuerzos residuales después de que la herramienta terminara su recorrido y de esta forma observar las zonas que sufren deformaciones plásticas. Dentro de este capítulo primero se abordará el tema de las simulaciones realizadas en FLUENT y posteriormente se hablará de los resultados obtenidos con el código numérico.

5.1 PERFIL TÉRMICO

Como se menciona en el capítulo 3, se utilizaron diferentes parámetros de operación para poder representar el proceso FSW desde diferentes perspectivas. Las combinaciones de parámetros usados para la realización de las simulaciones se muestran en la tabla 5.1 y también se definirá la nomenclatura a usar durante el capítulo al momento de referirse a cada simulación.

Simulación #1	2.5 mm/s	800 rpms
Simulación #2	2.5 mm/s	1000 rpms
Simulación #3	2.5 mm/s	1200 rpms

Tabla 5.1 Parámetros usados para cada simulación.

Simulación #4	2.5 mm/s	1400 rpms
Simulación #5	5 mm/s	800 rpms
Simulación #6	5 mm/s	1000 rpms
Simulación #7	5 mm/s	1200 rpms
Simulación #8	5 mm/s	1400 rpms

Un parámetro que permaneció constante durante todas las simulaciones fue la temperatura de la superficie de la herramienta puesta a 705 K. Un patrón de temperatura se muestra en la figura 5.1 con la intención de ilustrar el perfil térmico característico que se obtiene durante el proceso FSW. Sin embargo, más adelante se mencionarán los diferentes perfiles obtenidos en cada simulación.



Figura 5.1 Perfil de temperatura característico del proceso FSW.

Como se muestra en la figura anterior, se aprecia como el perfil térmico se "retrasa" en la parte frontal de la herramienta mientras que en la parte trasera se expande. Esto es debido a la rápida interacción entre la herramienta y el material, el cual se encuentra a temperatura ambiente y al entrar en contacto con la herramienta aumenta su temperatura rápidamente pero no lo suficiente. En la figura 5.1 se aprecia como el gradiente de

temperatura es mayor en la zona frontal de la herramienta mientras en la zona trasera es mucho menor, esto debido a que esa zona material previamente fue calentada y alcanzó una temperatura cercana a la que posee la herramienta.



Figura 5.2 Líneas de corriente que muestran el gradiente de temperatura en el parte frontal de la herramienta.

Como se puede apreciar en la figura 5.3, los contornos de temperatura se comportan de manera muy similar en las figuras 5.3a a la 5.3d, mientras que en las figuras de la 5.3e a la 5.3h el perfil de temperatura en la parte frontal se comporta ligeramente diferente, teniendo un retraso mayor que en las demás simulaciones. Esto es debido a que la velocidad de traslación domina la difusión de calor a través de la placa, por lo tanto, al tener una velocidad de 2.5 mm/s en las figuras 5.3a a la 5.3d el calor tiene más tiempo para difundirse por los alrededores de la herramienta en comparación con las figuras de la 5.3e a la 5.3h, donde la velocidad de traslación es de 5 mm/s.



Figura 5.3 Comparación de los diferentes perfiles de temperatura encontrados a) 800 rpm, 2.5 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 mm/s, e) 800 rpm, 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm, 5 mm/s.

5.2 PERFIL DE VELOCIDADES

Al entrar el material en contacto con la herramienta, este se acelera a una velocidad similar a la que posee la herramienta. Una cierta parte del material que entra en contacto con la herramienta queda "atrapado", lo suficiente como para permanecer rotando junto con la herramienta por un espacio de tiempo. Guerra [31] mostró experimentalmente que existe una cantidad de material que se adhiere a la herramienta, quien después de estudiar los patrones de que siguen las partículas concluyó que esto también era observado en los análisis numéricos. Colegrave [31] señaló que el material viaja a la misma velocidad que la herramienta en al menos una revolución debido a que el alto grado de deformación provoca partículas muy pequeñas de material. La figura 5.4 muestra las líneas de corriente alrededor de la herramienta a una velocidad de 800 rpm y una velocidad de traslación de 5 mm/s. Las líneas de corriente muestran el flujo cerrado y circular alrededor de la herramienta, el cual es compatible con la existencia de una capa de material circulante alrededor del perno de la herramienta. Las líneas de corriente circulares son resultado de un patrón de movimiento circular. El material entra por el lado de avance y circula con la herramienta antes de salir. Esto concuerda con los resultados de Padmanaban [32]. Al comparar los resultados obtenidos con la velocidad de la herramienta, se encontró que el material viaja al 97% de la velocidad de la herramienta en al menos una revolución.



Figura 5.4 Líneas de corriente adquiridas por el fluido respecto a la herramienta.

Al ser el hombro una gran fuente de momento en la parte superior de la pieza de trabajo, la velocidad de este prevalece en el material hasta cierta profundidad. La figura 5.5 muestra las líneas de corriente alrededor del perno a una velocidad de 1200 rpm y una velocidad de traslación de 5 mm/s. Se observó que el material tiene diferentes patrones de giro dependiendo de la profundidad con la que se analice. Para poder observar mejor este fenómeno fue necesario la implementación de planos a 2 mm y 4 mm de altura desde la cara inferior para detectar si el material se movía siempre con el mismo patrón. Se encontró que el material seguía moviéndose junto con el hombro hasta una altura de 4 mm. A partir de los 2 mm el movimiento del material fue dominado por la rotación del perno. Lo cual señala que un hombro con una superficie con muescas maximizaría el flujo de material en comparación con el de superficie plana.



Figura 5.5 Líneas de corriente del flujo de material a diferentes planos, a) 4 mm y b) 2 mm.

Se observó que las líneas de corriente al hacer contacto con la herramienta tienden a tener una elevación por la superficie del perno, donde giran con este y después se posiciona en la parte trasera con un flujo diferente al del inicio. En la figura 5.6 se aprecian las líneas de corriente a 1200 rpm y 5 mm/s en planos puestos a diferentes alturas. Este efecto se desvanece conforme se incrementa la altura hasta llegar a la superficie del hombro. Esto ha sido observado durante experimentación por varios autores [6, 8, 31] y el fenómeno puede ser explicado como el material que es extruido por el movimiento de la herramienta. El hombro por su parte ayuda a contener el material debajo de su superficie evitando que este

salga a la superficie. Este fenómeno es observado también en los perfiles de velocidad de deformación.



Figura 5.6 Líneas de corriente del flujo de material a diferentes alturas.

5.3 VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN

En la figura 5.7 se muestran los perfiles de velocidad de deformación (VD) para todas las simulaciones realizadas, donde se utilizó un plano frontal ZX para observar el perfil de VD a lo largo del grosor de la placa. Como se puede apreciar, prácticamente toda la superficie del material que estuvo en contacto con la herramienta presentó valores de deformación. Sin embargo, los valores máximos para todas las simulaciones se encontraron en el borde exterior del hombro. Esto es debido a que la velocidad tangencial en ese punto es la mayor de toda la herramienta, y como se muestra en la figura 5.7 es donde el material posee una mayor velocidad. También se puede apreciar que los perfiles de VD dominados por el hombro se mantienen hasta una cierta profundidad y al sobrepasarla la VD es dominada por la superficie del perno. Esto concuerda con los patrones de flujo que se mencionaron anteriormente y que se muestran en la figura 5.6 donde el momentum impreso por el hombro se mantiene hasta una altura de 4 mm. Los valores mínimos de VD para todas las simulaciones se encontraron en la raíz del perno y la superficie inferior de este. Esto debido a que en esas zonas la velocidad tangencial es de menor magnitud comparada con el borde exterior del hombro.





Figura 5.7 Comparación de los diferentes perfiles de VD obtenidos a) 800 rpm, 2.5 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 mm/s, e) 800 rpm, 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm, 5 mm/s.

En la superficie del perno se presentaron dos zonas señaladas en la figura 5.8, donde la del lado izquierdo tiene una longitud más pronunciada y mayores valores de VD respecto a la del lado derecho. El lado derecho del perno es nombrado como "lado de retirada", esto porque debido al giro de la herramienta, ese lado desplaza el material desde el lado de avance hacia la parte trasera de la herramienta. Este fenómeno característico ha sido observado durante experimentación [34].



Figura 5.8 Diferencia de valores VD en la superficie del perno.

El valor más grande de VD fue de 1724 s⁻¹ fue a una altura de 5.7 mm y se obtuvo en la simulación 4. Una diferencia interesante es que los valores de VD en el caso de la simulación 8 son ligeramente menores respecto a la simulación 4. Ambas simulaciones comparten el mismo valor de velocidad angular sin embargo la velocidad de traslación es mayor en el caso de la simulación 8 (5 mm/s). Esto puede ser un indicativo de que una velocidad de traslación elevada puede perjudicar los niveles de VD, lo cual repercutiría en el la mezcla del material. De cualquier forma, una elevada VD contribuye a una generación de calor mayor como lo señala Shi [5] que simuló las cuatro etapas del proceso FSW encontrando que la generación de calor se dispara al aumentar la velocidad angular y que posteriormente disminuye debido a que el material pierde resistencia debido a la misma generación de calor que se produce.

5.4 PERFILES DE VISCOSIDAD

En la figura 5.9 se muestran los perfiles de viscosidad para todas las simulaciones realizadas, donde se utilizó un plano lateral ZY para observar el perfil de viscosidad a lo largo del grosor de la placa. Los valores de viscosidad son inversamente proporcionales a los valores de VD, por lo tanto, la superficie que presenta valores más altos de VD, también presentan los valores más pequeños de viscosidad. El efecto de la herramienta como fuente de calor además de momentum provoca que la viscosidad del material en las áreas cercanas a la herramienta también sea afectada por la temperatura, no solo por la VD. Se puede apreciar en la figura 33, como para cada simulación, los valores de viscosidad más pequeños se encuentran en las zonas donde la VD tuvo valores máximos, como en el borde del hombro y en la superficie del perno. La viscosidad toma valores más elevados conforme se aleja del centro de la herramienta en dirección Z, donde la viscosidad se ve afectada principalmente por la temperatura de la herramienta. Colegrave [35] señala que cuando la viscosidad alcanza valores 10⁷ Pa/s no ocurre más deformación plástica. En los puntos que son cercanos en el borde del hombro, la VD alcanza el valor de cero y el material no se expone a deformación plástica.



Figura 5.9 Comparación de los diferentes contornos de viscosidad obtenidos a) 800 rpm, 2.5 mm/s, b) 1000 rpm, 2.5 m/s, c) 1200 rpm 2.5 mm/s, d) 1400 rpm, 2.5 mm/s, e) 800 rpm, 5 mm/s, f) 1000 rpm, 5 mm/s, g) 1200 rpm, 5 mm/s y h) 1400 rpm, 5 mm/s.

Por lo tanto, con valores de viscosidad por debajo de ese limite, el material sufre deformaciones permanentes. Las simulaciones realizadas en la presente tesis pueden dar una aproximación de la zona de agitación que se produce en el proceso real. En la figura 5.10 se muestra la zona de agitación obtenida para la simulación 2. Se aprecia que el área que sufre deformación plástica encaja con la zona donde se obtuvieron los valores más altos de VD.



Figura 5.10 Comparación entre la zona de agitación entre la simulación 2 y la 5.

5.5 PERFILES DE DEFORMACIÓN

En el capítulo 4 se describió el método de diferencias finitas desde su trasfondo matemático hasta la discretización de las ecuaciones de gobierno y la obtención del sistema de ecuaciones lineales. Los resultados obtenidos en el código realizado con este método numérico se mencionan a continuación.

Los parámetros considerados en el código fueron velocidad de avance, profundidad de penetración, temperatura y diámetro de la herramienta. Para la caracterización de la herramienta se consideró un conjunto de nodos con dimensiones equivalentes al área de superficie de la herramienta, este conjunto nodal se extiende también hacia dentro de la placa simulando la penetración del hombro sobre el material. A este conjunto nodal se le asignaron velocidades de traslación de 2.5 m/s, 5 mm/s y 7.5 mm/s, simulando al movimiento de la herramienta en el proceso real. Las dimensiones de la placa simulada fueron de 200 mm x



200 mm x 6.3 mm. En la figura 5.11 se muestran los perfiles de temperatura obtenidos con las diferentes velocidades.



Figura 5.11 Comparación de perfiles de temperatura obtenidos con velocidades de traslación a) 2.5 mm/s, b) 5 mm/s y c) 7.5 mm/s.

El perfil de temperatura en la parte frontal de la figura 5.11a se comporta de manera diferente para la figura 5.11b y 5.11c. Se aprecia como en la figura 5.11a los perfiles de temperatura se expanden en la parte frontal de la herramienta en el lado de avance y se muestran perfiles de temperatura más uniformes en la parte trasera. Mientras que en las figuras 5.11b y 5.11c estos se perfiles se comprimen, teniendo valores de temperatura menores alrededor de la herramienta, siendo la figura 5.11c donde los perfiles de temperatura son menores para las tres simulaciones. Esto es debido a que el movimiento de traslación gobierna la difusión de calor a través de la placa. Por lo tanto, el incrementar la velocidad de traslación es inversamente proporcional a la difusión del calor sobre la placa, este mismo comportamiento es observado en las simulaciones realizadas en ANSYS FLUENT que se muestran en la figura 5.3. La gráfica de la figura 5.12 muestra los valores de temperatura de un nodo en la superficie y su evolución en el tiempo a diferentes velocidades de traslación. El valor más alto de temperatura para la velocidad de 7.5 mm/s fue de 470 K. Se puede apreciar como a partir de los 2000 incrementos en el tiempo la temperatura empieza a disminuir. Para el caso de la velocidad de 5 mm/s, la temperatura máxima alcanzada fue de 495 K la cual fue alcanzada alrededor de los 3000 incrementos en el tiempo y a partir de los 4000 incrementos en el tiempo comienza a perder temperatura, de manera similar a como ocurrió con la velocidad de 7.5 mm/s. En la simulación con 2.5 mm/s de avance la máxima temperatura alcanzada fue de 537 K. En comparación con las demás velocidades de traslación no se aprecia un decremento de temperatura tan notorio, además que la temperatura máxima encontrada es la mayor de los tres casos. Para los tres casos la temperatura evoluciona del mismo modo, sin embargo, a partir de los 900 incrementos de tiempo cada una tiene una evolución diferente debido al tiempo de permanencia de la herramienta en el nodo y sus vecinos, siendo mayor en el caso para la velocidad de 2.5 mm/s.



Figura 5.12 Comparación de los valores de temperatura en un nodo a lo largo del tiempo.

En la figura 5.13 se muestran los perfiles de deformaciones obtenido con el código realizado. Los valores de esfuerzo por encima del esfuerzo de fluencia $(1 \times 10^8 \text{ Pa})$ indican que el material se deforma plásticamente. La zona con los valores más altos de esfuerzo es identificada como la zona de agitación, la cual en el proceso real es deformada por la acción de la herramienta y por el alto gradiente de temperatura. También se puede identificar la transición hacia la zona afectada termomecánicamente, la cual es deformada plásticamente debido al alto gradiente de temperatura principalmente y muestra valores de esfuerzo menores a los que se presentan en la zona de agitación.











Figura 5.13 Comparación de los perfiles de deformación obtenidos a velocidades de traslación de a) 2.5 mm/s, b) 5 mm/s. y c) 7.5 mm/s.

El perfil térmico que se observa en la figura 5.11 influye de manera directa en los valores de esfuerzo que se presentan en el material. Al haber una difusión de calor más extensa, más material gana calor y por lo tanto dependiendo si este está muy cerca de la línea de soldadura puede sufrir deformaciones permanentes. En la figura 5.13 se observa como la zona con valores de deformación plástica incrementa su tamaño conforme la velocidad de traslación disminuye.
6. CONCLUSIONES

El principal objetivo del desarrollo de este tema de tesis fue el de investigar un método de soldadura relativamente reciente, el proceso de soldadura por fricción agitación. La idea de simularlo como un fluido partió de la etapa de "transición" que sufre el metal durante el proceso al llegar a un estado viscoso, debido a que el fenómeno de importancia se manifestaba en las zonas cercanas a la herramienta, es aquí donde el material se comportaba como un fluido, por lo tanto, al analizarlo de esta manera se podrían observar diferentes patrones de importancia como: líneas de corriente, velocidad con respecto a la herramienta así como los gradientes temperatura en él material. Teniendo una relación con el área térmica cubriendo las características principales del proceso. Simular el proceso de esta forma permitió tener una aproximación más amplia que de lo que sucede en el proceso que si se hubiera considerado el material como un sólido.

Debido a la naturaleza matemática y geométrica del problema, se utilizó el software ANSYS FLUENT para obtener una solución aproximada de las ecuaciones diferenciales que rigen el fenómeno, el cual discretiza las ecuaciones por medio del método de volúmenes finitos y calcula el campo de velocidades y gradientes de temperatura. Fue necesario la implementación de un modelo tridimensional que representase la interacción entre el material y la herramienta, así como un archivo UDF para caracterizar de manera adecuada la viscosidad del material. El tiempo de cómputo para cada simulación fue de alrededor de dos días. Las simulaciones fueron realizadas en estado transitorio y los parámetros controlados para cada simulación fueron la velocidad de rotación, así como la velocidad de traslación. Los resultados muestran que con una velocidad de traslación de 5mm/s el perfil de temperatura se retrasa en comparación con la velocidad de 2.5mm/s. Lo cual indica que el calor se difunde de manera menos eficaz con valores altos de velocidad. Esto repercute directamente en los valores de viscosidad, la cual es altamente dependiente de la temperatura. Los perfiles de velocidad indicaron que una parte del material viaja con la herramienta creando una capa sobres esta y cuya velocidad relativa es del 97% de la velocidad de la herramienta como se muestra en la figura 5.4, en concordancia con las observaciones realizadas por diversos autores. El material continúa girando por la inercia de giro del hombro hasta una profundad de 4 mm con una velocidad de giro 1200 rpm, esto indica que la mezcla del material es principalmente debido a la superficie del hombro.

Las simulaciones también mostraron que con valores elevados de revolución los valores de deformación se incrementan, mostrando los valores más altos en el punto más alejado del hombro, así como en la superficie media del perno. Los valores de deformación fueron ligeramente mayores donde la velocidad de traslación fue de 2.5mm/s haciendo comparación entre las simulaciones que poseían la misma velocidad angular, indicando que la velocidad de traslación también tiene impacto sobre los valores de deformación sobre el material.

Los valores de viscosidad fueron mostrados en la figura 5.9. Los valores menores de viscosidad se presentaron donde se obtuvieron los valores máximos de deformación, indicando que la viscosidad tiene un comportamiento inverso al de la deformación. Además, que de forma similar a como ocurrió con los valores de deformación, los valores más bajos se presentaron cuando la velocidad de traslación es 2.5 mm/s haciendo comparación entre las simulaciones que poseían la misma velocidad angular, indicando que la difusión de calor tiene impacto sobre la viscosidad al ser esta propiedad altamente dependiente de la deformación y de la temperatura. Según lo que menciona Colegrave [35] fue posible encontrar la zona de agitación que se presenta en el proceso filtrando los valores de viscosidad menores a 10⁷ Pa/s. Los resultados de temperatura obtenidos con el código numérico tienen el mismo patrón de difusión además que los valores de temperatura oscilan entre 1 K entre las simulaciones realizadas con ANSYS FLUENT que se mostraron en la figura 5.3 y los resultados obtenidos con el código numérico. Los perfiles de temperatura tienen la misma compresión en la parte frontal, además que al incluir una velocidad de traslación 7.5 mm/s se hace hincapié en que la velocidad de traslación afecta la difusión de calor a través del material tal como se mostró en la figura 5.12. Los perfiles de deformación fueron calculados con base en los gradientes de temperatura más altos alcanzados durante el proceso. Por lo que los resultados de deformación fueron claramente influenciados por la velocidad de traslación, donde la zona de deformación tuvo un mayor tamaño donde la velocidad fue de 2.5 mm/s y un menor tamaño donde la velocidad fue de 7.5 mm/s.

La simulación del proceso permite tomar decisiones respecto a los parámetros de operación y tipo de herramienta sin la necesidad de llegar a costosas pruebas experimentales. Los resultados que se obtuvieron en este trabajo si bien no son suficientes para realizar una mejora en el proceso si tienen el fundamento para poder ser tomados en cuenta al momento de emplear el proceso en el ámbito que se empleé. Además, que la realización del código me permitió controlar y entender todas las variables del proceso y modificarlas a mi gusto, además que al considerar solo las ecuaciones necesarias mi código tiene un sentido más específico del fenómeno. Si se deseara usar por otro usuario solo tendría que teclear los parámetros de entrada requeridos, sin la necesidad de algún conocimiento en software tal como sucedería con ANSYS.

REFERENCIAS

- [1] S. Walden, G. Michael, and P. Temple-smith, "United States Patent (19," no. 54, 1995.
- [2] J. Altenkirch, A. Steuwer, M. Peel, D. G. Richards, and P. J. Withers, "The effect of tensioning and sectioning on residual stresses in aluminium AA7749 friction stir welds," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 488, no. 1–2, pp. 16–24, 2008.
- [3] S. Sinhmar and D. K. Dwivedi, "A study on corrosion behavior of friction stir welded and tungsten inert gas welded AA2014 aluminium alloy," *Corros. Sci.*, vol. 133, no. August 2017, pp. 25–35, 2018.
- [4] M. A. WAHID, Z. A. KHAN, and A. N. SIDDIQUEE, "Review on underwater friction stir welding: A variant of friction stir welding with great potential of improving joint properties," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.*, vol. 28, no. 2, pp. 193– 219, 2018.
- [5] L. Shi and C. S. Wu, "Transient model of heat transfer and material flow at different stages of friction stir welding process," *J. Manuf. Process.*, vol. 25, pp. 323–339, 2017.
- [6] X. He, F. Gu, and A. Ball, "A review of numerical analysis of friction stir welding," *Prog. Mater. Sci.*, vol. 65, pp. 1–66, 2014.
- [7] D. Lohwasser and Z. Chen, *Friction stir welding From basics to applications*. 2010.
- [8] C. Patil, H. Patil, and H. Patil, "Experimental investigation of hardness of FSW and TIG joints of aluminium alloys of AA7075 and AA6061," *Frat. ed Integrita Strutt.*, vol. 10, no. 37, pp. 325–332, 2016.
- [9] R. Murugan and N. Thirumalaisamy, "Experimental and numerical analysis of friction stir welded dissimilar copper and bronze plates," *Mater. Today Proc.*, vol. 5, no. 1, pp. 803–809, 2018.
- [10] L. H. Shah, S. Guo, S. Walbridge, and A. Gerlich, "Effect of tool eccentricity on the properties of friction stir welded AA6061 aluminum alloys," *Manuf. Lett.*, vol. 15, pp. 14–17, 2018.
- [11] S. Pal and M. P. Phaniraj, "Determination of heat partition between tool and workpiece during FSW of SS304 using 3D CFD modeling," J. Mater. Process. Technol., vol. 222, pp. 280–286, 2015.
- [12] M. Muthu Krishnan, J. Maniraj, R. Deepak, and K. Anganan, "Prediction of optimum welding parameters for FSW of aluminium alloys AA6063 and A319 using RSM and ANN," *Mater. Today Proc.*, vol. 5, no. 1, pp. 716–723, 2018.
- [13] N. Dialami, M. Chiumenti, M. Cervera, A. Segatori, and W. Osikowicz, "Enhanced friction model for Friction Stir Welding (FSW) analysis: Simulation and experimental validation," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 133, no. June, pp. 555–567, 2017.
- [14] V. S. Gadakh and A. Kumar, "Modelling and Microstructure of Friction Stir Welds of

AA2014 Alloy: Different Tool Pin profiles," *Mater. Today Proc.*, vol. 5, no. 2, pp. 7447–7456, 2018.

- [15] "Friction Stir Welding of 2XXX Aluminum Alloys Including Al À Li Alloys Friction Stir Welding of 2XXX Aluminum Alloys Including Al À Li Alloys A Volume in the Friction Stir Welding and Processing Book Series," in *Friction Stir Welding of 2XXX Aluminum Alloys Including Al?Li Alloys*, p. 18.
- [16] R. Xiao and X. Zhang, "Problems and issues in laser beam welding of aluminumlithium alloys," *J. Manuf. Process.*, 2013.
- [17] C. A. S. M. International, "PROPERTIES OF PURE ALUMINUM *," 1967.
- [18] Y.-H. Zhao, S.-B. Lin, F.-X. Qu, and L. Wu, "Influence of pin geometry on material flow in friction stir welding process," *Mater. Sci. Technol.*, vol. 22, no. 1, pp. 45–50, 2006.
- [19] A. Arora, A. De, and T. Debroy, "Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter," *Scr. Mater.*, vol. 64, no. 1, pp. 9–12, 2011.
- [20] H. Schmidt, J. Hattel, and J. Wert, "An analytical model for the heat generation in friction stir welding," *Model. Simul. Mater. Sci. Eng.*, vol. 12, no. 1, pp. 143–157, 2004.
- [21] A. S. Gupta and P. Hitesh, "Modeling and Simulation of Base Plate of Friction Stir Welding- Advanced Welding Technique," vol. 1, no. 4, pp. 2–6, 2013.
- [22] R. Nandan, T. Debroy, and H. K. D. H. Bhadeshia, "Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties," vol. 53, pp. 980–1023, 2008.
- [23] A. Bastier, M. H. Maitournam, K. D. Van, and F. Roger, "Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding," vol. 11, no. 3, pp. 278–288, 2006.
- [24] F. M. WHITE, Mecánica de Fluidos, 6ta Edició. MCGRAW HILL, 2008.
- [25] C. In, E. S. U. Numerical, and S. Approach, "ELASTIC SOLIDS-A UNIFIED NUMERICAL n kP," vol. 8, no. March, pp. 821–845, 1974.
- [26] T. Sheppard and D. S. Wright, "Determination of flovv stress: Part 1 constitutive equation for aluminium alloys at elevated temperatures," no. June, 1979.
- [27] T. Sheppard and A. Jackson, "Constitutive equations for use in prediction of flow stress during extrusion of aluminium alloys," vol. 13, no. March, 1997.
- [28] Rajiv S. Mishra and Harpreet Sidhar, "Temperature Evolution and Thermal Management During FSW of 2XXX Alloys," in *Friction Stir Welding of 2XXX Aluminum Alloys Including Al_Li Alloys*, 2017, p. 39 a 44.
- [29] Necati Ozisik, Finite Difference methods in Heat Transfer. 1994.
- [30] G. J. A. Cengel A. Yunus, *Transferencia de calor y masa*. 2011.
- [31] M. Guerra, M., Schmidt, C., McClure, J. C. and A. C. L. E., and Nunes, "Flow Patterns

During Friction Stir Welding," Mater. Charact., vol. 49, pp. 95-101, 2003.

- [32] R. Padmanaban, V. R. Kishore, and V. Balusamy, "Numerical Simulation of Temperature Distribution and Material Flow During Friction Stir Welding of Dissimilar Aluminum Alloys," *Proceedia Eng.*, vol. 97, pp. 854–863, 2014.
- [33] A. Razal Rose, K. Manisekar, and V. Balasubramanian, "Effect of axial force on microstructure and tensile properties of friction stir welded AZ61A magnesium alloy," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.*, vol. 21, no. 5, pp. 974–984, 2011.
- [34] J. A. Schneider and A. C. Nunes, "Characterization of plastic flow and resulting microtextures in a friction stir weld," *Metall. Mater. Trans. B Process Metall. Mater. Process. Sci.*, vol. 35, no. 4, pp. 777–783, 2004.
- [35] P. A. and S. Colegrove, ""2- Dimensional CFD Modeling of Flow Round Profiled FSW Tooling"," *Frict. Stir Weld. Process. II*, pp. 13–22, 2003.

ANEXO 1

#include "udf.h"

#include "mem.h"

#define Q 176867 //J/mol

#define A 4.46e+13

#define n 5.86

#define R 8.314 //J/mol*K

#define alpha 0.0118e-6

#define Visc_limit 7.31e8//Pa

DEFINE_PROPERTY(cell_viscosity, c, t)

```
{
```

}

```
real temp = C_T(c, t);
real mu_lam;
real Z;
real Flow_stress;
real x;
real strain;
strain = C_STRAIN_RATE_MAG(c, t);
Z = strain * exp(Q / (R*temp));
x = pow((Z / A), (1. / n));
Flow_stress = (1. / alpha)*(log(x + sqrt(pow(x, 2) + 1.)));
mu_lam = Flow_stress / (3.*strain);
if ((mu_lam > Visc_limit) || (strain == 0))
{
       mu_lam = Visc_limit;
}
       return mu_lam;
```