



UNIVERSIDAD  
**NACIONAL**  
DE COLOMBIA

# **Construcción de un modelo de elementos finitos para el estudio del comportamiento termomecánico de una junta durante el proceso de soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo (RFWDD)**

**Luis Miguel Gonzalez Arango**

Universidad Nacional de Colombia  
Facultad de Ingeniería  
Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica  
Bogotá, Colombia

2022



# **Construcción de un modelo de elementos finitos para el estudio del comportamiento termomecánico de una junta durante el proceso de soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo (RFWDD)**

**Luis Miguel Gonzalez Arango**

Tesis presentada como requisito parcial para optar al título de:

**Magister en Ingeniería Mecánica**

Director:

Doc. Dr. rer. nat. Carlos Humberto Galeano

Línea de Investigación:

Modelado matemático de sistemas

Universidad Nacional de Colombia

Facultad de Ingeniería

Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica

Bogotá, Colombia

2022



*A mis padres, María Inés y Germán.*

## Declaración de obra original

Yo declaro lo siguiente:

He leído el Acuerdo 035 de 2003 del Consejo Académico de la Universidad Nacional. «Reglamento sobre propiedad intelectual» y la Normatividad Nacional relacionada al respeto de los derechos de autor. Esta disertación representa mi trabajo original, excepto donde he reconocido las ideas, las palabras, o materiales de otros autores.

Cuando se han presentado ideas o palabras de otros autores en esta disertación, he realizado su respectivo reconocimiento aplicando correctamente los esquemas de citas y referencias bibliográficas en el estilo requerido.

He obtenido el permiso del autor o editor para incluir cualquier material con derechos de autor (por ejemplo, tablas, figuras, instrumentos de encuesta o grandes porciones de texto).

Por último, he sometido esta disertación a la herramienta de integridad académica, definida por la universidad.

Luis Miguel Gonzalez Arango

Fecha 28/07/2022

## Resumen

### **Construcción de un modelo de elementos finitos para el estudio del comportamiento termomecánico de una junta durante el proceso de soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo (RFWDD)**

El presente trabajo describe y evalúa un modelo numérico desarrollado para la simulación del comportamiento termomecánico presente durante el proceso de soldadura de fricción rotativa de control directo (**RFWDD**). A nivel térmico el modelo considera de forma transitoria en el tiempo los fenómenos de generación de calor por fricción y transferencia de calor sobre las barras que intervienen en el proceso. Adicionalmente, se acopló un modelo mecánico que permite estudiar el comportamiento plástico de la junta al actualizar en el tiempo el esfuerzo de fluencia del material acorde con la evolución del perfil de temperaturas. Además, el modelo mecánico enriquece el modelo de generación de calor y permite considerar el calor generado por deformación. Para validar el modelo construido se simularon tres condiciones de proceso diferentes y se compararon con resultados experimentales reportados en la literatura. Los procesos de validación corresponden a una condición de **RFWDD** similar de baja deformación, **RFWDD** similar de alta deformación y **RFWDD** disímil entre cobre y hierro.

**Palabras clave:** soldadura por fricción rotacional, fricción, deformación plástica, elementos finitos.

## Abstract

### **Construction of a finite element model to study the thermomechanical behavior of a joint during the Rotary Friction Welding process by Direct Drive (RFWDD)**

This research describes and evaluates a numerical model developed for the simulation of the thermomechanical behavior present during the Rotary Friction Welding process operate in Direct-Drive (**RFWDD**). At a thermal level, the model considers the phenomena of heat generation by friction and heat transfer on the bars that involved in the process in a transitory way over time. Additionally, a mechanical model was used to study the plastic behavior of the joint by updating the yield stress of the material over time according to the evolution of the temperature profile. Furthermore, the mechanical model enriches the heat generation model and allows considering the heat generated by deformation. To validate the built model, three different process conditions were simulated and compared with experimental results reported in the literature. The validation processes correspond to a condition of **RFWDD**-similar low strain, **RFWDD**-similar high strain and **RFWDD**-dissimilar between copper and iron.

**Keywords: rotational friction welding, friction, plastic deformation, finite elements.**

# Contenido

	Pág.
<b>1</b>	<b>Introducción ..... 1</b>
<b>2</b>	<b>Fenómenos físicos involucrados en el proceso de soldadura RFWDD ..... 9</b>
2.1	Proceso de soldadura RFWDD ..... 9
2.2	Contacto, generación de calor por fricción y transferencia de calor ..... 15
2.2.1	Mecanismos de Contacto y Fricción ..... 15
2.2.2	Generación de calor por fricción en el proceso RFWDD ..... 16
2.2.3	Transferencia de calor ..... 18
2.2.4	Contacto térmico..... 20
2.3	Comportamiento elastoplástico ..... 22
2.3.1	Introducción ..... 22
2.3.2	Descripción de la curva de esfuerzo-deformación..... 23
2.3.3	Criterio de fluencia y endurecimiento isotrópico por deformación ..... 26
2.3.4	Cinemática de la deformación..... 30
<b>3</b>	<b>Modelamiento termo-mecánico acoplado de proceso RFWDD ..... 38</b>
3.1	Componente térmico ..... 38
3.1.1	Generación de calor por fricción ..... 39
3.2	Componente mecánico ..... 45
3.3	Modelo numérico empleado del proceso RFWDD ..... 48
<b>4</b>	<b>Validación del modelo computacional y análisis paramétrico..... 53</b>
4.1	Modelado de deformaciones plásticas..... 54
4.1.1	Validación símil de baja deformación ..... 54
4.1.2	Validación símil de alta deformación..... 65
4.2	Análisis Paramétrico..... 81
4.2.1	Grupo A: Efecto de la velocidad angular ..... 83
4.2.2	Grupo B: Efecto de la Presión de fricción..... 88
4.3	Simulación disímil..... 93
<b>5</b>	<b>Conclusiones y recomendaciones..... 109</b>
5.1	Conclusiones..... 109
5.2	Recomendaciones..... 111

## Lista de figuras

	Pág.
<b>Figura 2-1:</b> Etapas del proceso <b>FRWDD</b> .	10
<b>Figura 2-2:</b> Zonas afectadas en el proceso de soldadura por fricción rotativa.	12
<b>Figura 2-3:</b> Comportamiento de la velocidad de rotación, fuerza aplicada y reducción axial de la barra en los procesos <b>RFWI</b> y <b>RFWDD</b> .	13
<b>Figura 2-4:</b> Discretización anular de superficie de contacto.	17
<b>Figura 2-5:</b> Diagrama de generación de calor en proceso <b>RFWDD</b> .	18
<b>Figura 2-6:</b> Esquema de contacto real entre las superficies de dos barras cilíndricas.	21
<b>Figura 2-7:</b> Curva típica de esfuerzo-deformación a compresión.	24
<b>Figura 2-8:</b> Comportamiento de endurecimiento por deformación y ablandamiento por incremento de temperatura de la superficie de fluencia bajo condiciones isotrópicas.	27
<b>Figura 2-9:</b> Desplazamiento de un dominio en el medio continuo.	31
<b>Figura 2-10:</b> Esquema de descomposición multiplicativa.	33
<b>Figura 2-11:</b> Comportamiento elástico de una barra cilíndrica a compresión.	36
<b>Figura 3-1:</b> Esquema del comportamiento del coeficiente de fricción en el tiempo durante el proceso de FRW entre aceros.	40
<b>Figura 3-2:</b> Esquema del comportamiento del coeficiente de fricción y la temperatura.	41
<b>Figura 3-3:</b> Mecanismos de fricción en la interfaz de contacto durante la etapa de calentamiento.	43
<b>Figura 3-4:</b> Esquema del modelo matemático del proceso <b>RFWDD</b> disímil.	49
<b>Figura 4-1:</b> Geometría y dominios de simulación.	55
<b>Figura 4-2:</b> Curva de esfuerzo de fluencia respecto a la deformación a diferentes tasas de deformación, datos tomados de [78].	57
<b>Figura 4-3:</b> Coeficiente de fricción $\mu_2$ en función de la velocidad relativa, tomado de [37].	58
<b>Figura 4-4:</b> Comportamiento de la temperatura respecto al tiempo en el punto superficial $P(r=10.37 \text{ [mm]}, z=5 \text{ [mm]})$ , curva experimental tomada de [78].	59
<b>Figura 4-5:</b> Coeficiente de fricción $\mu_3$ .	60
<b>Figura 4-6:</b> Esfuerzo de fluencia vs temperatura a una tasa de deformación $0.1 \text{ s}^{-1}$ , condición A tomada de [78].	62
<b>Figura 4-7:</b> Resultados de Temperatura vs tiempo en el punto $P(r=10.37 \text{ [mm]}, z=5 \text{ [mm]})$ a diferentes condiciones de esfuerzo de fluencia. Curva experimental tomada de [78].	63
<b>Figura 4-8:</b> Campos de deformación plástica equivalente y morfología de labio de soldadura, sección de junta de soldadura tomada de [78].	64
<b>Figura 4-9:</b> Mallado en validación símil de alta deformación.	66

**Figura 4-10:** Efecto térmico sobre el esfuerzo de fluencia a diferentes tasas de deformación para  $\epsilon=0.2$ . Datos tomados de [85], [78], [76] y [86]. ..... 68

**Figura 4-11:** Factor de sensibilidad a la deformación..... 70

**Figura 4-12:** Temperatura superficial de la interfaz de contacto obtenida en los cinco casos de simulación. Curva de referencia tomada de [82]...... 72

**Figura 4-13:** Comparación del acortamiento axial de una barra entre los tres casos de simulación y el proceso de referencia, curva de referencia tomada de [82]. ..... 73

**Figura 4-14:** Campo de deformaciones plásticas equivalentes en [mm/mm], sección de junta de soldadura tomada de [82]. ..... 75

**Figura 4-15:** Calor generado y temperaturas en zona de contacto a diferentes distancias del centro. .... 76

**Figura 4-16:** Densidad de flujo de calor generado por unidad de área y temperatura en zona de contacto. .... 78

**Figura 4-17:** Resultados de **ZAT** y **ZATM** en  $t=52$  [s] para caso B..... 80

**Figura 4-18:** Comportamiento térmico en interfaz de contacto a diferentes velocidades angulares de proceso. .... 84

**Figura 4-19:** Efecto térmico del cambio de velocidad angular..... 85

**Figura 4-20:** Comportamiento de acortamiento axial a diferentes velocidades angulares. .... 86

**Figura 4-21:** Influencia de la velocidad angular sobre la profundidad de la **ZAT** y la deformación máxima. .... 87

**Figura 4-22:** Comportamiento térmico en interfaz de contacto a diferentes presiones de fricción..... 88

**Figura 4-23:** Efecto térmico del cambio de la presión de fricción en zona de contacto a  $r=3R/4$ . .... 89

**Figura 4-24:** Comportamiento de acortamiento axial a diferentes presiones de fricción. 90

**Figura 4-25:** Influencia de la presión de Fricción sobre la profundidad de la **ZAT** y la deformación máxima. .... 92

**Figura 4-26:** Forma y geometría de piezas a simular..... 94

**Figura 4-27:** Mallado de simulación disímil. .... 95

**Figura 4-28:** Esfuerzo de fluencia para el cobre puro, datos tomados de las referencias [95], [96], [97] y [98]...... 97

**Figura 4-29:** Temperatura calculada en el punto P(10[mm],-1.5[mm]), curva experimental tomada de [90]. .... 99

**Figura 4-30:** Forma del labio de soldadura a diferentes en las condiciones 1, 2 y 5, junta experimental de soldadura tomada de [90]...... 101

**Figura 4-31:** Acortamiento axial en proceso **FRWDD** disímil a diferentes presiones de fricción..... 102

**Figura 4-32:** Forma de labio de soldadura a diferentes presiones de fricción, juntas experimentales de soldadura tomadas de [90] ..... 104

**Figura 4-33:** Zona afectada termomecánicamente para  $Pfr=36$  [MPa] ..... 105

**Figura 4-34:** Profundidad y temperatura alcanzada para  $\epsilon pe = 1mm/mm$  en el eje. ... 107

## Lista de tablas

	Pág.
<b>Tabla 3-1:</b> Variables dependientes. ....	51
<b>Tabla 4-1:</b> Parámetros de operación del proceso <b>RFWDD</b> de validación preliminar [78].	54
<b>Tabla 4-2:</b> Resultados de simulación de acortamiento axial en una de las barras y de morfología del labio de soldadura (Ancho y altitud). ....	65
<b>Tabla 4-3:</b> Parámetros de operación en validación <b>RFWDD</b> de alta deformación [82]. ....	66
<b>Tabla 4-4:</b> Tamaños de los elementos en las mallas de los diferentes dominios. ....	67
<b>Tabla 4-5:</b> Casos de simulaciones realizadas para validación de proceso <b>RFWDD</b> de alta deformación. ....	71
<b>Tabla 4-6:</b> Resultados de acortamiento axial en simulaciones A, B, C, D y E ....	74
<b>Tabla 4-7:</b> Parámetros de simulación. ....	82
<b>Tabla 4-8:</b> Parámetros de operación en simulación <b>RFWDD</b> disímil [90]. ....	94
<b>Tabla 4-9:</b> Predicción del acortamiento axial en barra de cobre y temperaturas de estabilidad en <b>P</b> ....	100
<b>Tabla 4-10:</b> Temperaturas de estabilidad a 1.5 [mm] en Fe y acortamiento axial. ....	102
<b>Tabla 4-11:</b> Resultados de energía y de región completamente plástica en t=50[s]. ....	106

## Lista de Símbolos y abreviaturas

### Símbolos con letras latinas

Símbolo	Término
<b>A</b>	Área
<b>B</b>	Tensor de esfuerzos de deformación de Cauchy-Green Izquierdo
<b>C</b>	Tensor de esfuerzos de deformación de Cauchy-Green derecho
$C_p$	Poder calorífico
<b>F</b>	Fuerza
<b>F</b>	Gradiente material de deformación
$F_\varepsilon$	Factor de sensibilidad
$F_y$	Función de fluencia
<b>h</b>	Coefficiente de convección
<b>I</b>	Invariantes fundamentales del tensor de esfuerzos
<b>I</b>	Tensor de Identidad
<b>J</b>	Invariantes del esfuerzo deviatorico
<b>K</b>	Conductividad térmica
<b>P</b>	Presión
$\mathbf{P}_{PK}$	Primer Tensor de Esfuerzos Piola-Kirchhoff
$\dot{q}$	Densidad de flujo de calor
$\dot{Q}$	Flujo de Calor
$\bar{q}$	Densidad de flujo de calor por conducción
<b>S</b>	Segundo Tensor de Esfuerzos Piola-Kirchhoff
$T_f$	Temperatura de fusión
<b>t</b>	Tiempo
$T_o$	Torque
<b>u</b>	Vector de desplazamiento

## Símbolos con letras griegas

Símbolo	Término
$\alpha_p$	Coefficiente de convección de calor
$C$	Tensor de constantes Elásticas
$\varepsilon$	Tensor de deformación total
$\rho$	Densidad
$\sigma$	Tensor de esfuerzos de Cauchy
$\sigma_y$	Esfuerzo de fluencia
$\tau_y$	esfuerzo cortante de fluencia
$\mu$	Coefficiente de fricción
$\omega$	Velocidad angular

## Subíndices

Subíndice	Término
amb	Ambiente
conv	Convección
Dev	Deviatorico
el	Elástico
fr	Fricción
Inf	Inferior
pl	Plástico
sc	Superficie de contacto
Sup	Superior

## Abreviaturas

Abreviatura	Término
<b>LS</b>	Línea de Soldadura
<b>MB</b>	Material Base
<b>RFW</b>	Soldadura por fricción rotativa
<b>RFWDD</b>	Soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo
<b>RFWI</b>	Soldadura por Fricción Rotativa Inercial
<b>ZATM</b>	Zona Afectada Termo-Mecánicamente
<b>ZAC</b>	Zona Afectada por el Calor

# 1 Introducción

El desarrollo socio-tecnológico y el crecimiento demográfico de la humanidad implican un mayor consumo de los recursos naturales y de energía. De este modo, según la Agencia de Información Energética de los Estados Unidos (**EIA**), se estima que para el año 2050 la demanda mundial de energía ascenderá un 56% respecto al año 2010, lo cual pone en riesgo la seguridad energética, reduce los recursos disponibles para las siguientes generaciones y ocasiona un impacto irreversible en el medio ambiente [1]. Ante esta situación, la Organización de Naciones Unidas (**ONU**) plantea como Objetivo número 12 de Desarrollo Sostenible para el año 2030 Garantizar Modalidades de Consumo y Producción Sostenibles, lo cual proyecta una influencia positiva en el desarrollo económico de Latinoamérica [2] y [3].

Para alcanzar un desarrollo industrial sustentable, es necesario mejorar la eficacia y la eficiencia energética en los procesos de producción a través de la optimización de los procesos actuales sumado a una adopción y personalización innovadora de tecnologías a necesidades locales [4]. Tal es el caso de la Soldadura por Fricción Rotativa (**RFW**, por sus siglas en inglés), que tiene un gran potencial para reemplazar procesos de soldadura convencionales sobre piezas con geometrías cilíndricas y tubulares gracias a un consumo energético más eficiente, a su corta duración y a la estabilidad generada en las uniones. Esta sustitución ha resultado exitosa en la industria naval, automotriz, aeronáutica y aeroespacial, donde el uso de este proceso aumentó en las últimas décadas [5], [6].

La **RFW** es uno de los procesos más efectivos de unión entre materiales disímiles debido a su alta integridad de junta. De acuerdo con el Welding Handbook de la American Welding Society sus ventajas comparadas con los procesos tradicionales de soldadura son [7]:

- No requiere metal fundido intermedio de relleno ni flujo de gas protector. Tampoco genera arcos, chispas ni gases nocivos convirtiéndolo en un proceso amigable con el ambiente.
- Los defectos de solidificación y las porosidades no son tenidas en cuenta porque en la práctica no son críticas.
- No se requiere una alta calidad de la limpieza superficial.
- La Zonas Afectadas por el Calor (**ZAC**) es significativamente menor.
- Permite unir la mayoría de los metales de ingeniería y sus combinaciones.
- La pieza final, en la mayoría de los casos, presenta una eficiencia de junta tan alta que la zona de unión es más resistente que el material más débil.
- No requiere habilidades manuales de soldadura por parte del operador.
- El proceso es fácil de automatizar para una producción masiva.
- Es un proceso que toma poco tiempo.
- Pocos requerimientos locativos.

Otras ventajas del proceso de soldadura por fricción son: menos defectos de porosidades y agrietamiento en límites de grano, micro-segregación, engrosamiento de grano, baja distorsión, menos requerimientos de reproceso o reparación, mejor resistencia a la corrosión en la zona de soldadura y reducción de costos. Estos últimos dependen de los materiales base utilizados [8], [9]. Sin embargo, la amplia implementación de este proceso en la industria se ha visto obstaculizada por la complejidad de los fenómenos que intervienen y estos a su vez dependen de las propiedades físicas, químicas y mecánicas de los metales base. Como consecuencia, resulta bastante complejo definir los parámetros operativos adecuados que permitan juntas resistentes y de alta calidad, especialmente en el caso de uniones disímiles. Cuando los parámetros de operación son inadecuados se presentan defectos en la soldadura, formación de fases intermetálicas indeseadas y una unión poco resistente a condiciones de tracción. Ante este panorama, es común que se realicen múltiples pruebas de ensayo y error para conocer los parámetros adecuados del proceso incurriendo en costos y tiempos asociados [10].

Las investigaciones del proceso **RFW** se han realizado a nivel tanto experimental como teórico desde los años 1950s. Los estudios experimentales se han enfocado principalmente en analizar la correlación entre los parámetros de operación con las microestructuras de la junta y la calidad de la junta a partir de exámenes metalográficos,

ensayos de dureza y ensayos de tensión. Maalekian [11] considera que la difusión de estado sólido a alta temperatura y la mezcla mecánica de materiales son los mecanismos que contribuyen a la formación de la unión. Para juntas disímiles la solubilidad entre los materiales influye en la calidad de la junta y la constituye más dúctil o quebradiza.

A causa de la alta complejidad del proceso, los modelos teóricos requieren considerar suposiciones que simplifiquen el problema y que logren describir con precisión el comportamiento térmico y mecánico de la junta. También, los modelos deben permitir identificar parámetros referentes en el proceso como los campos de temperatura y la reducción de longitud axial. Los principales fenómenos físicos involucrados en el proceso **RFW** son: la generación de calor por fricción en la interfaz de contacto, la transferencia de calor en los cuerpos involucrados y la deformación plástica a alta temperatura producto de la presión aplicada entre los dos cuerpos. Los primeros estudios teóricos se enfocaron en construir un modelo analítico de este proceso. Por ejemplo, Davé [12] desarrolló un modelo térmico reducido de la evolución del campo de temperaturas en estado transitorio con fuertes suposiciones como considerar las propiedades de todo el proceso constantes a una temperatura promedio.

Una descripción analítica del proceso ofrece resultados con poca precisión. Por esta razón y gracias a los avances tecnológicos en las últimas décadas muchos autores han implementado modelos numéricos basados en el método de los elementos finitos (**FEM**, por sus siglas en inglés). Este tipo de modelos permite simular de forma robusta y precisa la solución a problemas complejos en varios campos de la ingeniería. Su gran versatilidad admite desarrollar un caso puntual y modificar las condiciones de contorno e iniciales con cierta facilidad.

La complejidad del modelado por elementos finitos del proceso **RFW** implica por un lado la consideración de un fenómeno multifísico a nivel térmico y mecánico, el cual involucra un problema de contacto, plasticidad y grandes deformaciones, las cuales demandan estrategias de remallado y/o mallado adaptativo e involucran condiciones de no linealidad. El modelo también está condicionado a la precisión ingresada de las propiedades térmicas, mecánicas y de fricción de los materiales base como lo son el coeficiente de conducción, el poder calorífico, el esfuerzo de fluencia y el coeficiente de fricción. Estas propiedades cambian significativamente a condiciones de altas temperaturas. Como consecuencia, se

requieren suposiciones que simplifiquen el problema para predecir con precisión la evolución del campo de temperaturas, esfuerzos, y deformaciones.

La mayoría de estudios computacionales se han enfocado en los procesos **RFW** similares. Sluzalec [13] realizó un análisis 2D axisimétrico de los efectos térmicos de un proceso de Soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo similar (**RFWDD**, por sus siglas en inglés) y reportó una desviación en el comportamiento de la temperatura respecto al tiempo del 2%, también calculó la expansión térmica y los esfuerzos termoplásticos.

Estudios teóricos a condiciones similares más recientes han logrado predecir con precisión la evolución del campo de temperaturas y determinar el flujo del material con ayuda de diferentes softwares comerciales. Li [14] realizó una simulación termomecánica 2D-axisimétrica de un proceso **RFWDD** similar entre aceros con remallado donde evaluó los efectos de la velocidad de rotación y la presión axial sobre la máxima temperatura y el acortamiento axial. No consideró la pérdida de calor por convección y radiación por el corto tiempo del proceso. Utilizó elementos de malla rectangulares refinados cerca de la zona de contacto y consideró la conductividad térmica del material y el calor específico variables con la temperatura. El esfuerzo de fluencia fue considerado a diferentes temperaturas y tasas de deformación basados en datos experimentales reportados en la literatura. Por otra parte Ji [15] realizó una simulación termomecánica en 3D de un proceso **RFWDD** similar para una geometría tubular de pared gruesa en acero. En este estudio se observó que el incremento del tiempo de fricción, la velocidad de rotación o la presión axial aumentaba el tamaño del labio de soldadura.

Por otro lado, Mohammed [16] desarrolló una simulación tridimensional **RFWDD** similar no lineal que predice la evolución de la temperatura y la reducción de las longitudes axiales de las barras con su respectiva validación experimental. Se destaca que la etapa de calentamiento por fricción es la que tiene mayor influencia sobre el comportamiento de las temperaturas y la etapa de forja tiene mayor influencia sobre el acortamiento axial. Más adelante, Donati [17] realizó una simulación “2D ½-torsión” de un proceso **RFWDD** similar con barras de una aleación de aluminio que predijo con precisión la morfología del labio de soldadura y los valores de temperatura de diferentes puntos de la pieza en la etapa inicial y en la etapa de temperatura semiestable. Para reducir el tiempo computacional

consideró las deformaciones solo cuando las mismas superan un límite de tasa de deformación.

Otras estrategias alternativas han sido desarrolladas como es el caso del software SPHriction [18], el cual es un programa computacional especializado que usa una técnica híbrida entre el método de elementos finitos y el método basado en partículas denominado SPH (smoothed-particle hydrodynamics). Este software permite la construcción de modelos computacionales de procesos de Soldadura por fricción por agitación (**FSW**, por sus siglas en inglés) con una adecuada relación entre tiempo de simulación y precisión de resultados. Otro ejemplo de software especializado es el caso de *Virtua RFW* [19] [20]. Este código fue desarrollado en Matlab y realiza una simulación holística para determinar el flujo durante las etapas de calentamiento y forja basado en parámetros del material de fácil acceso. Liu [21] desarrolló un método de redes neuronales con base radial para predecir la unión en un proceso de **RFWI**, empleando simulaciones FEM para la calibración del modelo heurístico. La herramienta desarrollada permitió alcanzar un error máximo de 8.16% en la predicción del acortamiento que sufrieron las barras.

No se encontraron estudios computacionales de procesos **FRWDD** disímiles con alta deformación y son pocos los estudios enfocados a condiciones de baja deformación, entre ellos [22], [23] y [24]. En estos últimos casos el acortamiento axial fue inferior a 3 [mm] y el labio de soldadura desarrollado fue poco pronunciado. Una condición disímil es más compleja ya que considera las propiedades térmicas y mecánicas de dos materiales diferentes y un contacto térmico con fricción que no necesariamente reparte en cantidades iguales el calor generado a los dos materiales de trabajo como se puede asumir en casos símiles.

Por ejemplo, Mousavu [22] realizó una simulación 3D bajo condiciones térmicas adiabáticas de un proceso **RFWDD** entre un acero de bajo carbono y un acero 4340 con un acortamiento axial de 2.2 [mm]. La simulación construida logró una buena aproximación de las temperaturas de la junta, con respecto a los valores alcanzados en las pruebas experimentales bajo las mismas condiciones de operación. Este trabajo utilizó un algoritmo de contacto para definir el calor generado por fricción como una condición de borde y una malla adaptativa de refinamiento de grano. Por otra parte, para definir la variación del esfuerzo de fluencia del material respecto a la temperatura, el autor recurrió a la ecuación

constitutiva de Johnson-Cook. A pesar que el error del acortamiento axial varió entre 4.5% y 10%, la forma final del labio de soldadura se alejó significativamente de los resultados experimentales.

Las uniones entre acero con cobre o aleaciones de cobre, generadas con la técnica **FRWDD** presentan una buena resistencia al desgaste por abrasión y corrosión. La junta puede llegar a tener una alta resistencia a tracción, incluso superior al de la matriz del material más débil. Estos metales tienen una buena capacidad de fundición y mecanizado y una alta conductividad térmica y eléctrica. Los aceros de bajo carbón no están endurecidos y su soldabilidad es excelente, sin embargo, su resistencia a la corrosión es muy baja ante lo cual es conveniente unir cobre en las zonas expuestas al ambiente corrosivo como es el caso de uniones roscadas en intercambiadores de calor [25].

Debido a la complejidad del proceso **RFWDD** es importante disponer de una herramienta de cálculo que permita comprender el comportamiento de los fenómenos termomecánicos presentes en la junta. También es importante identificar la interacción de las variables del proceso con las características macroscópicas de la junta. Por tal motivo, en el presente trabajo se construyó un modelo **FEM** que permite simular el comportamiento termomecánico presente durante el proceso **FRWDD**. Este modelo fue evaluado en tres condiciones de proceso diferentes y fue validado a partir de datos experimentales reportados en la literatura. Inicialmente se consideró un proceso **RFWDD** símil de baja deformación. Después, un proceso **RFWDD** símil de alta deformación. En ambos casos el material de trabajo fue Inconel 718. Finalmente se abordó un proceso **RFWDD** disímil entre hierro y cobre puro. Estas diferentes validaciones permitieron comprobar el buen funcionamiento del modelo construido. Así, Los objetivos de esta tesis son:

#### **Objetivo General:**

Construir un modelo numérico, empleando el método de elementos finitos (FEM), que permita estudiar la evolución del comportamiento termomecánico entre dos materiales durante un proceso de soldadura por fricción rotativa de control directo (RFWDD).

**Objetivos específicos:**

- Identificar los fenómenos físicos involucrados en el proceso de soldadura por fricción rotativa de dos materiales, y plantear las ecuaciones constitutivas que gobiernan dichos fenómenos.
- Construir un modelo por elementos finitos para el análisis de los fenómenos térmicos (generación y transferencia de calor) involucrados en el proceso de soldadura por fricción rotativa.
- Analizar y evaluar diferentes estrategias para el modelado con elementos finitos de las grandes deformaciones plásticas involucradas en el proceso de soldadura por fricción rotativa.
- Realizar un análisis paramétrico que permita, a través de un diseño experimental de simulaciones numéricas, identificar la interacción de las variables del proceso (velocidad de rotación, presión axial, tiempos de proceso) con las características macroscópicas de la junta (zonas de afectación térmica, perfiles térmicos, forma de la soldadura, reducción de longitud axial).

La metodología llevada a cabo para la obtención de los objetivos fue la siguiente: primero se realizó una identificación de los fenómenos físicos que intervienen en el proceso de soldadura, luego se plantearon las respectivas ecuaciones que gobiernan el comportamiento termomecánico de las piezas a soldar. Posteriormente, se construyó un modelo **FEM** termomecánico acoplado que permitió describir y relacionar los fenómenos de generación de calor, transferencia de calor y deformación plástica. Este modelo se validó de forma secuencial empezando por una simulación similar de baja deformación donde se evaluaron diferentes estrategias para describir el comportamiento del esfuerzo de fluencia a diferentes temperaturas. Luego se validó el modelo con un caso similar de alta deformación. Posteriormente se realizó un análisis paramétrico que relacionó las variables de proceso de velocidad angular y presión axial, con las características macroscópicas de la junta. Finalmente se validó el modelo con un caso disímil de alta deformación entre cobre y hierro a diferentes condiciones de presión de fricción.

El presente documento contiene cinco capítulos y está organizado de la siguiente manera: el primer capítulo corresponde a la introducción y presenta una descripción concisa de la presente tesis. El segundo capítulo describe el proceso de soldadura **FRWDD** y examina los mecanismos de contacto y fricción, junto a los fenómenos de transferencia de calor y comportamiento plástico. El tercer capítulo comienza con una revisión de las diferentes estrategias encontradas en la literatura para abordar el modelamiento termomecánico acoplado en el proceso **FRWDD**, y culmina con la formulación del modelo **FEM** construido para estudiar la evolución térmica y mecánica de la junta durante el proceso de soldadura. El cuarto capítulo presenta los resultados obtenidos al validar el modelo construido a condiciones similares de baja y alta deformación con un material de trabajo conocido como Inconel 718. Adicionalmente, muestra la interacción de la velocidad angular y la presión de fricción con las características térmicas y mecánicas de la junta. Posteriormente se muestra la validación del modelo construido con un proceso **RFWDD** disímil entre cobre y hierro puros, junto a su comportamiento termomecánico a diferentes presiones de fricción. Finalmente, el quinto capítulo presenta las conclusiones y recomendaciones derivadas de la investigación.

## **2 Fenómenos físicos involucrados en el proceso de soldadura RFWDD**

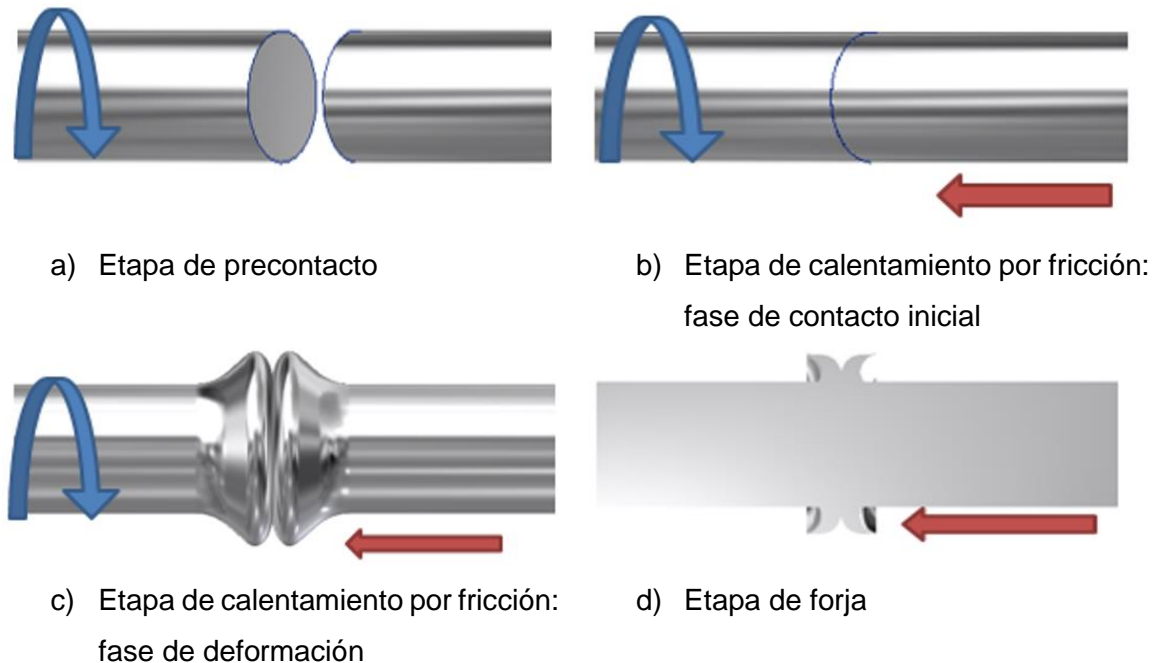
Este capítulo describe el proceso de Soldadura por Fricción Rotativa de Control Directo (RFWDD por sus siglas en inglés) e identifica los fenómenos físicos involucrados según el primer objetivo específico planteado. Primero, se presentan las diferentes etapas del proceso, las características del material alrededor de la junta y el comportamiento de los parámetros del proceso en el tiempo. En las secciones siguientes se examinan los mecanismos de contacto y fricción, junto a los fenómenos de transferencia de calor y comportamiento plástico. Este último se aborda desde la perspectiva de la mecánica del medio continuo, la cual estudia el comportamiento de los materiales a una escala macroscópica, permite el uso de funciones continuas e ignora las discontinuidades a nivel atómico y molecular. Las bases conceptuales que describen los fenómenos termomecánicos son las ecuaciones fundamentales de conservación de masa y energía, las relaciones cinemáticas y las ecuaciones constitutivas que gobiernan el proceso: Ley de Coulomb (Ecuación (2.1)), Ley de Fourier de conductividad de calor (Ecuación (2.12)), Ley constitutiva elástica (Ecuación (2.23)), ley de fluencia (Ecuación (2.49)) y ley de endurecimiento de Johnson-Cook (Ecuación (2.59)). Las ecuaciones constitutivas caracterizan el material a través de una serie de constantes halladas experimentalmente.

### **2.1 Proceso de soldadura RFWDD**

El proceso de soldadura por fricción rotativa es un proceso de unión en estado sólido que aprovecha el calor generado por la fricción del movimiento relativo rotacional entre dos piezas cilíndricas. La calidad de la junta es sensible a varios parámetros, de los cuales los más importantes son: las propiedades termo-mecánicas de los materiales base, la presión

de fricción, el tiempo de fricción, la presión de forja, el tiempo de forja y la velocidad de rotación.

La Figura 2-1 muestra las diferentes etapas del proceso **FRWDD**. En la etapa de precontacto se impone un movimiento rotacional constante a una de las piezas de trabajo, se restringe el movimiento rotacional de la otra y se acercan entre si las piezas hasta dar inicio al contacto. Normalmente la pieza restringida es la única que realiza el desplazamiento axial.



**Figura 2-1:** Etapas del proceso **FRWDD**.

La etapa de calentamiento se divide en las siguientes dos fases:

- Fase de contacto inicial: las superficies de contacto de los dos elementos se juntan rápidamente bajo la presión de fricción  $P_{fr}$ , lo que favorece una limpieza de impurezas sobre las superficies. Simultáneamente la energía cinética rotacional se transforma en calor por efecto de la fricción. Este calor generado se reparte entre los materiales base y eleva la temperatura alrededor de la zona de contacto. Como

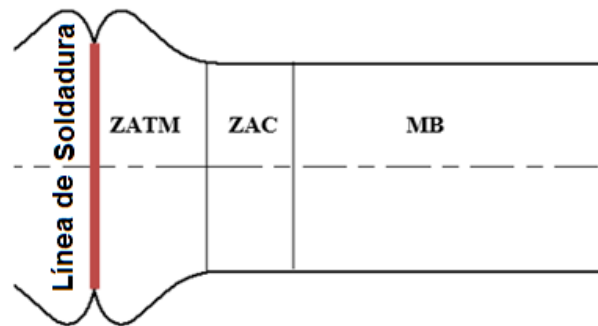
resultado, varían significativamente las propiedades termomecánicas del material tales como el coeficiente de conductividad térmica, el calor específico, el coeficiente de fricción, el módulo de Young y el esfuerzo de fluencia [26]. La intensidad de estos eventos depende de los materiales base y de las condiciones de proceso.

- Fase de deformación por fricción: al ejercer un trabajo externo rotacional la temperatura del material aledaño a la zona de contacto aumenta hasta valores cercanos a la temperatura de fusión ( $T_m$ ). Simultáneamente el esfuerzo de fluencia ( $\sigma_y$ ) disminuye hasta que el material cede ante la  $P_{fr}$ . En consecuencia, se generan deformaciones plásticas que permiten la formación del labio de soldadura y la reducción axial de las barras.

Acabado el tiempo de fricción ( $t_{fr}$ ) se da inicio a la etapa de forja. La barra en movimiento rotacional es frenada y deja de suministrar calor por fricción al sistema. Simultáneamente se aplica la presión de forja ( $P_{forja}$ ) hasta lograr la coalescencia buscada. Con este aumento de presión se supera el esfuerzo de fluencia en las zonas de mayor temperatura, la tasa de acortamiento axial de la barra aumenta y se genera un labio de soldadura más pronunciado. Pasado el tiempo de forja ( $t_{forja}$ ) se descarga la pieza dando fin al proceso. Posteriormente la temperatura desciende hasta lograr una condición de estabilidad a temperatura ambiente.

A consecuencia de las altas temperaturas y presiones durante el proceso, la microestructura se ve afectada en las zonas cercanas a la soldadura y presenta características diferentes de límite de grano respecto al material base. En la Figura 2-2 se observan estas zonas afectadas y se diferencian la Línea de Soldadura (**LS**), la Zona Afectada Termo-Mecánicamente (**ZATM**), la Zona afectada por el Calor (**ZAC**) y el Material Base (**MB**) [17]. La **LS** experimenta la máxima temperatura. En esta zona ocurre el deslizamiento entre los dos materiales y fragmentos de metal se transfieren de una superficie a otra. Además, los granos más cercanos a la **LS** tienden a ser más finos debido a la recristalización y a la alta deformación, lo cual puede ser favorable para aumentar la resistencia a tracción de la junta y la dureza [27]. La **ZATM** alcanza temperaturas superiores a la **ZAC** y se caracteriza por la presencia de deformaciones plásticas del

material, puede presentar transformaciones de fase. En la **ZAC** el material puede sufrir cambios de fase en su microestructura, pero no evidencia deformaciones plásticas. El **MB** corresponde a la región más alejada de la **LS**, no es afectada en su microestructura ni en sus propiedades mecánicas [11] y [28].

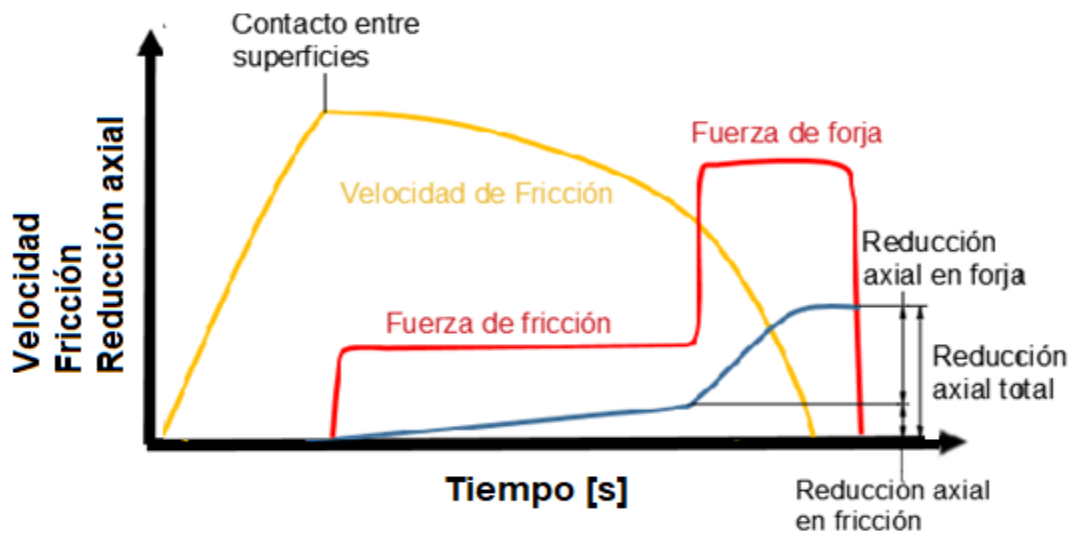


**Figura 2-2:** Zonas afectadas en el proceso de soldadura por fricción rotativa.

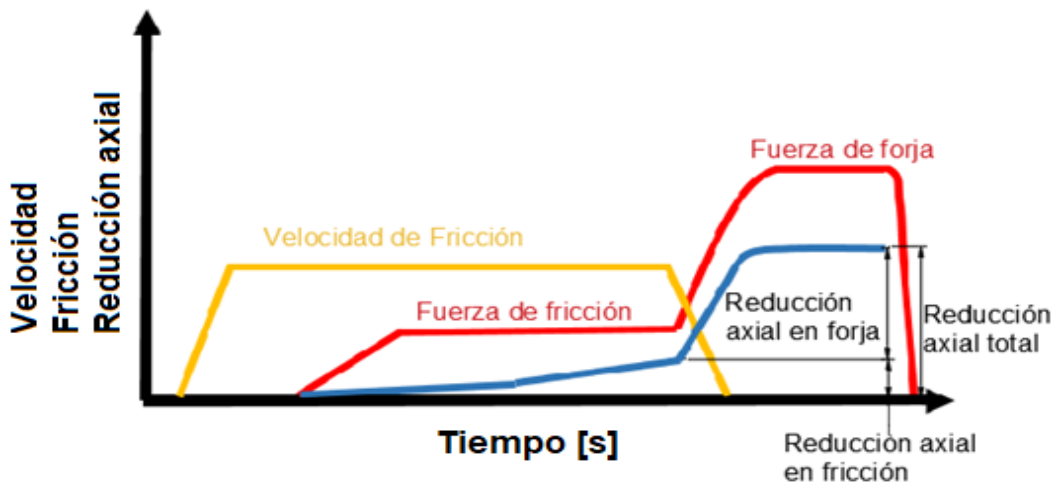
La dureza varía a través de la junta de soldadura, fenómeno que se atribuye al refinamiento de grano, a la transformación de fase y a la presencia de precipitados. La ubicación de la dureza máxima depende de los materiales base y se puede encontrar en la **LS**, **ZATM** o en el **MB** [29]. Debido a la naturaleza del comportamiento visco-plástico de los materiales, a la variación de las propiedades del material con el aumento de la temperatura y al efecto conjunto de deslizamiento y coalescencia; es complejo predecir con precisión la evolución de algunas variables del proceso tales como la temperatura, las deformaciones y la calidad de la soldadura.

La soldadura por fricción rotativa puede clasificarse en dos tipos: la soldadura por fricción rotativa de inercia (**RFWI**, por sus siglas en inglés) y la soldadura por fricción rotativa de control directo (**RFWDD**, por sus siglas en inglés). Su principal diferencia consiste en el origen de la energía introducida en el sistema. En la **RFWI** la energía proviene de un volante de inercia, por lo cual la velocidad relativa de los especímenes se reduce durante el proceso. Por otra parte, en la **RFWDD** se utiliza un motor eléctrico que gira a velocidad constante como fuente de energía cinética. Este mecanismo permite un control más preciso y flexible de la velocidad del proceso [7]. La Figura 2-3 muestra el comportamiento

habitual de los parámetros operacionales de velocidad de rotación, fuerza aplicada y reducción axial de la barra en los procesos **RFWI** y **RFWDD**. La reducción axial está presente en ambas etapas del proceso. Sin embargo, la reducción axial en forja tiende a ser significativamente mayor que la reducción axial en fricción.



a) Proceso de Soldadura por fricción Rotativa de Inercia.



b) Proceso de Soldadura por fricción Rotativa de Control Directo.

**Figura 2-3:** Comportamiento de la velocidad de rotación, fuerza aplicada y reducción axial de la barra en los procesos **RFWI** y **RFWDD**.

Una de las ventajas de la **RFWDD** frente a la **RFWI** es que tiene menores costos de máquina y diseño. Al entregar energía mecánica a velocidad constante, el proceso no produce picos súbitos de torque, los cuales, en ocasiones, detienen bruscamente el volante en las máquinas de proceso **RFWI**. Así mismo, la ausencia de volante de inercia permite el uso de un bastidor menos complejo, reduciendo los costos del sistema. Otro beneficio del proceso **RFWDD** es el control sobre los parámetros del proceso, en particular una velocidad angular regulada por un motor eléctrico, lo cual redundará en un suministro de calor más uniforme y una mayor flexibilidad en la selección de las velocidades y tiempos de generación de calor. Esto otorga mayor control en la etapa de calentamiento y una mayor calidad de la junta. Finalmente, es importante mencionar que el proceso **RFWDD** permite el uso de máquinas de tamaño reducido, es más económico y tiene una menor duración al no hacer un paso intermedio de entregar la energía primero a un volante y posteriormente al proceso de soldadura [30].

Otro parámetro determinante en este proceso es la calidad superficial de las zonas de contacto. Kimura [31] evaluó experimentalmente un proceso **RFWDD** entre cobre puro libre de oxígeno y acero inoxidable 304 bajo diferentes condiciones de pulido en las zonas de contacto con parámetros de operación iguales. El acabado superficial sobre la superficie del cobre se realizó 4 horas antes de la prueba, 6 meses antes de la prueba y 6 meses antes de la prueba con un tratamiento ácido. Como resultado, el acortamiento axial, la forma del labio y la eficiencia de junta fueron muy diferentes. Por ejemplo, la eficiencia de junta considerada como la relación entre el esfuerzo último de la junta respecto al esfuerzo último del cobre varió de 0 al 90% donde los mejores resultados correspondieron a la condición en que se pulió la superficie 4 horas antes de la prueba con una fractura en la matriz de cobre. Adicionalmente, se reportó una transferencia de cobre hacia la superficie del acero inoxidable que aumentó con el tiempo de fricción y era visible a tan solo 0.04 [s] de operación. Lo anterior también pone en evidencia la fuerte influencia de la capa superficial del cobre sobre el proceso de fricción, especialmente en la generación de calor por fricción.

## 2.2 Contacto, generación de calor por fricción y transferencia de calor

A continuación, se presentan los fenómenos de fricción y contacto con énfasis en el modelado matemático del calor generado. Posteriormente, se explica el fenómeno de transferencia de calor presente en el proceso y finalmente se describe el comportamiento plástico.

### 2.2.1 Mecanismos de Contacto y Fricción

La fuerte relación que hay entre los mecanismos de contacto y de fricción ha permitido que las investigaciones en uno de estos campos terminen ampliando la comprensión del otro. Cuando dos cuerpos sólidos, rígidos o flexibles, se ponen en contacto, cada uno realiza una restricción mecánica sobre el otro que impide la invasión de su propio espacio generando una fuerza normal como respuesta y un fenómeno de adhesión. El área real de contacto entre estas dos superficies depende de la rugosidad y su magnitud es inferior al área aparente, donde los picos de una superficie hacen contacto con los picos de la otra.

La fuerza de fricción se opone al movimiento entre dos cuerpos que se tocan y es consecuencia de una interacción, de naturaleza deslizante o adhesiva, entre las asperezas de las superficies en contacto con un desplazamiento tangencial relativo. El efecto de arrastre y cizallado de asperezas entre un material duro sobre otro más suave contribuyen a la fricción [32]. En el caso de elementos metálicos, también contribuyen a la fricción la formación y corte de uniones soldadas en frío entre las superficies de contacto real [33]. A pesar de la gran importancia del fenómeno de fricción, aún no es comprendido en su totalidad. En la actualidad, el modelo de Coulomb es el más utilizado para realizar análisis de fricción y se calcula como:

$$F_{fr} = \mu N \quad (2.1)$$

donde  $F_{fr}$  es la fuerza de fricción,  $N$  es la Fuerza normal del cuerpo y  $\mu$  es el coeficiente de fricción el cual se determina empíricamente.

A nivel de los elementos finitos, el método de la penalización simula la restricción mecánica de contacto a través de un resorte virtual con origen en la superficie del cuerpo de mayor rigidez y con destino en la otra superficie. Cuando un nodo de la superficie de destino intenta invadir y penetrar el espacio de la superficie de origen, el resorte se activa para generar una fuerza normal a la superficie de destino que restringe el movimiento y lleva el nodo de destino a una posición muy cercana a la superficie de origen. Así, permite calcular la fuerza de contacto resultante y definir si los elementos se encuentran en contacto [34].

## 2.2.2 Generación de calor por fricción en el proceso RFWDD

El aumento de temperatura durante el proceso **RFWDD** es el resultado de la conversión de la energía cinética del movimiento de una de las barras en energía térmica a través del fenómeno de fricción. A pesar de las investigaciones realizadas en este campo y debido a la complejidad del problema, el progreso en el análisis del comportamiento de la fricción ha sido lento y ha llegado a múltiples expresiones no generalizables. En [35], [36] y [37] han utilizado el modelo de Coulomb dando una gran importancia a los valores asumidos para el coeficiente de fricción  $\mu$ , el cual depende de hasta cinco factores: velocidad relativa, temperatura, naturaleza del material, presencia de películas superficiales y la rigidez de la superficie [11].

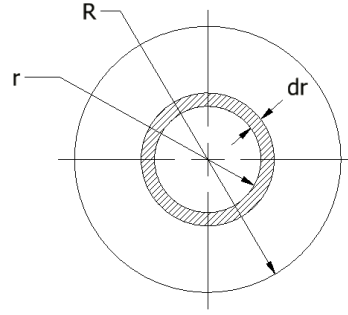
### 2.2.2.1 Generación de calor por rotación

La principal fuente de calor en el proceso es consecuencia del fenómeno de fricción. Ante una presión homogénea  $P_1$  aplicada sobre la superficie de contacto  $A_{sc}$ , la fuerza normal  $N$  en la superficie es

$$N = P_1 A_{sc} \quad (2.2)$$

La fuerza de fricción generada por una porción anular infinitesimal de área  $dA_{sc}$ , como se muestra en la Figura 2-4, es

$$\begin{aligned} dF_{fr} &= \mu dN = \mu P_1 dA_{sc} \\ dF_{fr} &= 2\mu\pi P_1 r dr \end{aligned} \quad (2.3)$$



**Figura 2-4:** Discretización anular de superficie de contacto.

Así, la fuerza de fricción corresponde a

$$\int_0^R dF_{fr} = 2\mu\pi P_1 \left(\frac{r}{2}\right) \Big|_0^R$$

$$F_{fr} = \mu\pi P_1 R^2 \quad (2.4)$$

Además, el torque generado por una porción anular infinitesimal es

$$dT_{ofr} = r dF_{fr} \quad (2.5)$$

de modo que, el torque total producido por la fricción se calcula como:

$$\int_0^R dT_{ofr} = 2\mu\pi P_1 \left(\frac{r^3}{3}\right) \Big|_0^R = \frac{2}{3}\mu\pi P_1 R^3$$

$$T_{ofr} = \frac{2}{3}\mu NR \quad (2.6)$$

El flujo de calor generado por la fricción en la interfaz para una porción anular  $d\dot{Q}_{fr}$  y para toda la superficie de contacto  $\dot{Q}_{fr}$  es

$$d\dot{Q}_{fr} = \omega dT_o$$

$$\dot{Q}_{fr} = \omega T_o \quad (2.7)$$

Así mismo, la densidad del flujo de calor  $\dot{q}_{fric}$  a una distancia  $r$  del centro corresponde a

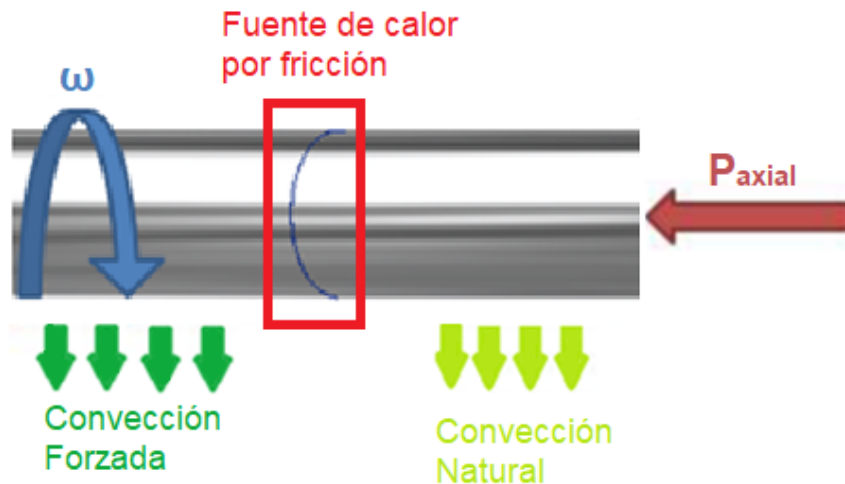
$$\dot{q}_{fric} = \frac{d\dot{Q}_{fr}}{A_{An}} = \mu P_1 \omega r \quad (2.8)$$

$$\dot{q}_{fric} = \mu P_1 V_t \quad (2.9)$$

Donde,  $A_{An}$  es el área de la porción anular y  $V_t$  corresponde a la velocidad relativa entre las superficies en contacto [38].

### 2.2.3 Transferencia de calor

El principio que rige la transferencia de calor es la ley de conservación de la energía. Para construir el modelo térmico de proceso se considera un medio continuo, homogéneo e isotrópico en el que hay dos piezas de trabajo cilíndricas esbeltas de un material incompresible, donde la primera gira a una velocidad  $\omega$  y la segunda está bajo el efecto de una presión axial  $P_{axial}$ , como se muestra en la Figura 2-5.



**Figura 2-5:** Diagrama de generación de calor en proceso RFWDD.

Al ignorar las fuerzas gravitacionales y electromagnéticas, la expresión de este balance de energía transitorio en un segmento volumétrico infinitesimal corresponde a

$$\rho \frac{DU}{Dt} = -\nabla \cdot \bar{q} + \dot{q}_v \quad (2.10)$$

donde  $\rho$  es la densidad,  $U$  la energía total,  $\bar{q}$  es el flujo volumétrico de calor por conducción definido a través de la ley de Fourier, y  $\dot{q}_v$  es el flujo de calor volumétrico resultante de todas las fuentes y sumideros [39]. Al reescribir los términos en función de la temperatura y ampliar el término  $\dot{q}_v$  se tiene que:

$$U = C_p T \quad (2.11)$$

$$\bar{q} = -k \nabla T \quad (2.12)$$

$$\dot{q}_v = \dot{q}_{fric} + \dot{q}_{pl} + \dot{q}_{conv} + \dot{q}_{rad} \quad (2.13)$$

De la ecuación (2.11) a (2.13),  $C_p$  corresponde a la capacidad calorífica del material,  $k$  es la conductividad térmica del material y  $\dot{q}_{fric}$ ,  $\dot{q}_{pl}$ ,  $\dot{q}_{conv}$ ,  $\dot{q}_{rad}$  son respectivamente el flujo de calor generado por fricción, deformación plástica, convección y radiación. Para materiales disímiles  $\dot{q}_{conv}$  y  $\dot{q}_{rad}$  pueden ser muy diferentes. Además, la pieza de trabajo móvil está sometida a convección forzada y en la pieza de trabajo fija a convección libre durante la etapa de fricción. Así, para cada pieza de trabajo

$$\dot{q}_{conv} = h_{conv} (T_f - T_{amb}) \quad (2.14)$$

$$\dot{q}_{rad} = h_{rad} (T_f^4 - T_{amb}^4) \quad (2.15)$$

donde  $h_{conv}$  es el coeficiente de convección de cada pieza,  $T_f$  y  $T_{amb}$  corresponden a temperatura en la frontera y ambiental respectivamente. Finalmente  $h_{rad}$  corresponde a coeficiente de radiación [40].

El calor generado por deformación plástica se calcula como:

$$\dot{q}_{pl} = \alpha_p \bar{\sigma} \dot{\epsilon} \quad (2.16)$$

donde  $\alpha_p$  es el coeficiente de conversión de calor y corresponde a la fracción de la tasa de trabajo plástico convertido en calor [41], usualmente se encuentra en un rango entre  $0.9 < \alpha_p < 0.95$  [35]. Por otra parte,  $\bar{\sigma}$  es el esfuerzo equivalente y  $\dot{\epsilon}$  la deformación equivalente. De acuerdo con la ecuación (2.16),  $\dot{q}_{pl}$  sólo cobra sentido en presencia de deformaciones mecánicas.

Al considerar un análisis no lineal en el que  $C_p$ ,  $k$  y  $\dot{q}$  dependen de la temperatura, la ecuación de conservación de la Energía resultante es

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \dot{q}(T) \quad (2.17)$$

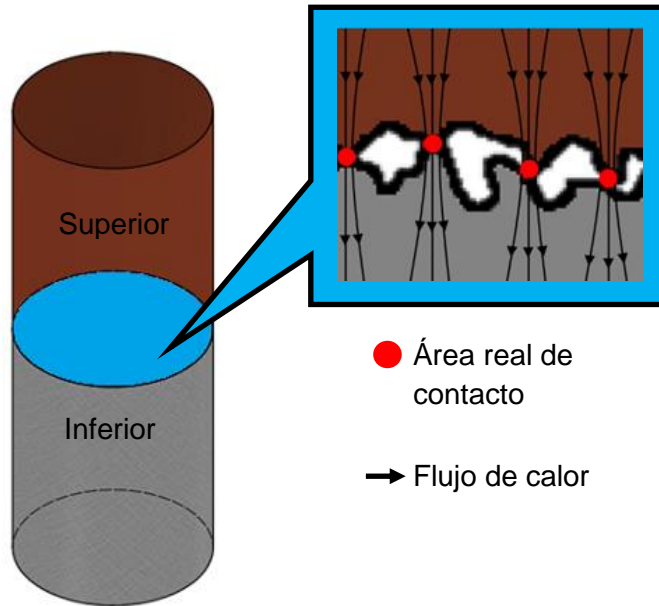
donde  $i=1,2,3$  representa respectivamente los ejes  $x$ ,  $y$ ,  $z$ . Desde un análisis bidimensional axisimétrico no lineal transitorio, la ecuación de transferencia de calor es [42]:

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = k(T) \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k(T)}{r} \left( \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}(T) \quad (2.18)$$

## 2.2.4 Contacto térmico

Cuando dos sólidos estacionarios a diferente temperatura entran en contacto ocurre una transferencia de calor entre ellos. Como se observa en la Figura 2-6, el contacto real ocurre a escala microscópica y nanoscópica entre los picos de las rugosidades de cada sólido y permite la conductividad térmica  $h_{cond}$  que depende principalmente de los materiales en contacto y su temperatura. El espacio entre los materiales normalmente es ocupado por aire cuya conductividad térmica  $h_{gas}$  es significativamente inferior a la de los metales. Así, al aumentar la fuerza normal en la superficie de contacto se reducen estos espacios, se aplanan los picos de contacto, aumenta el área de conductividad y la resistividad térmica disminuye. El efecto de radiación se representa por la conductividad por radiación  $h_{rad}$  y

es normalmente ignorada debido a que la diferencia de temperaturas entre las superficies no es muy significativa [42] y [43].



**Figura 2-6:** Esquema de contacto real entre las superficies de dos barras cilíndricas.

Así, el flujo de calor entre los cuerpos corresponde a

$$-\mathbf{n}_{sup}(-k_{sup}\nabla T_{sup}) = -h_j(T_{inf} - T_{sup}) \quad (2.19)$$

$$-\mathbf{n}_{inf}(-k_{inf}\nabla T_{inf}) = -h_j(T_{sup} - T_{inf}) \quad (2.20)$$

donde  $\mathbf{n}$  es el vector unitario normal en el área de contacto, los subíndices *sup* hacen referencia al elemento ubicado en la parte superior, el subíndice *inf* al elemento ubicado en la parte inferior. La conductividad de la junta corresponde a  $h_j$  y equivale a

$$h_j = h_{cond} + h_{gas} + h_{rad} \quad (2.21)$$

De forma alternativa se puede considerar la interfaz de contacto como una capa delgada con una resistencia equivalente  $R_{eq}$  que cumple la relación

$$h_{eq} = \frac{1}{R_{eq}} \quad (2.22)$$

Así, el flujo de calor entre las superficies es

$$-\mathbf{n}_{sup}(-k_{sup}\nabla T_{sup}) = -\frac{1}{R_{eq}}(T_{inf} - T_{sup}) \quad (2.23)$$

$$-\mathbf{n}_{inf}(-k_{inf}\nabla T_{inf}) = -\frac{1}{R_{eq}}(T_{sup} - T_{inf}) \quad (2.24)$$

## 2.3 Comportamiento elastoplástico

Durante el proceso **FRWDD**, cerca de la **LS**, el material de trabajo sufre un cambio permanente de dimensiones ocasionado por deformaciones plástica a altas temperaturas. Por tal motivo, en esta sección se abordan los fundamentos de la teoría elastoplástica los cuales fueron utilizados para predecir el comportamiento del labio de soldadura y el acortamiento axial en el modelo termomecánico construido. Inicialmente, se describen los regímenes elástico y plástico, encontrados en la curva de esfuerzo-deformación. Posteriormente, se presenta el criterio de fluencia y el comportamiento isotrópico de endurecimiento por deformación. Finalmente, se realiza una descripción general del desplazamiento de las partículas que conforman el material para deformaciones finitas.

### 2.3.1 Introducción

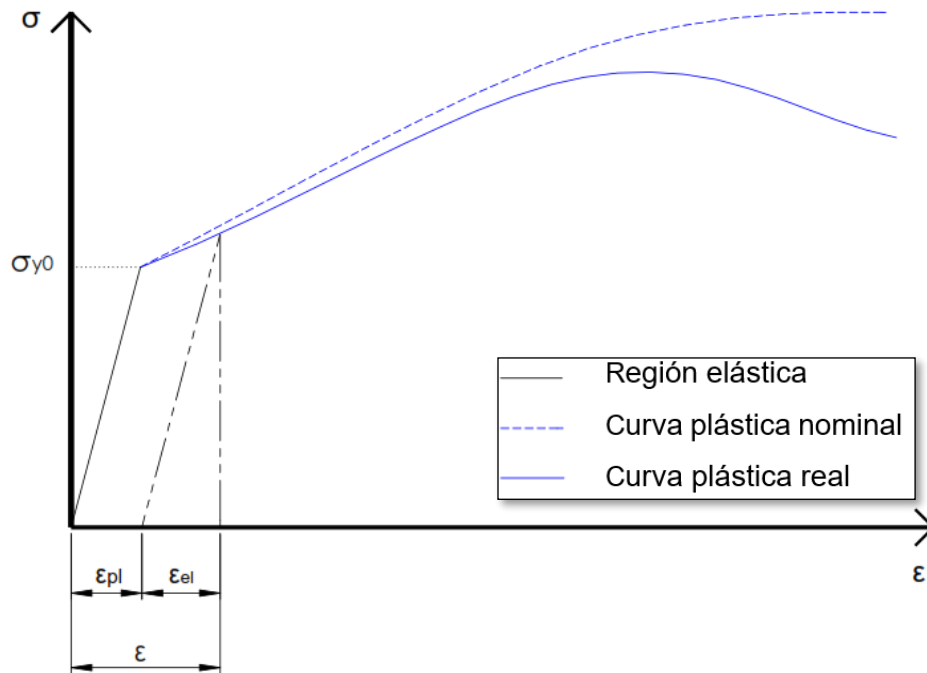
La teoría elastoplástica considera que un material presenta un comportamiento elástico cuando este es sometido a cargas inferiores al esfuerzo de fluencia, una vez retirada la carga el material recupera su forma original. Las zonas del material sometidas a cargas superiores al esfuerzo de fluencia sufren una deformación irreversible conocida como deformación plástica, en la cual al retirar la carga el material no se recupera. A nivel microscópico la deformación permanente es ocasionada por un desplazamiento relativo entre los átomos con una ruptura y formación de nuevos enlaces interatómicos en respuesta a la carga externa aplicada [46]. En los metales se presenta un deslizamiento de dislocaciones que promueve el movimiento relativo entre planos cristalinos acomodando la estructura del material. Las dislocaciones son defectos lineales dentro

de la red cristalina que desacomodan la estructura cristalina respecto a una red ideal y libre de defectos. Como consecuencia, la plasticidad crea nuevas dislocaciones, aumenta la densidad de dislocaciones y obliga a los átomos a adoptar una nueva posición. A nivel macroscópico se observa un endurecimiento por deformación que consiste en una mayor resistencia del material ante el incremento de deformaciones plásticas. Para identificar este endurecimiento se recurre a la curva de esfuerzo-deformación del material.

### 2.3.2 Descripción de la curva de esfuerzo-deformación

Cada material metálico tiene su propia curva de esfuerzo-deformación construida a partir de un ensayo de esfuerzo uniaxial. En este ensayo se aplica una carga  $P$  que deforma y cambia a velocidad constante la longitud axial de una probeta estandarizada hasta llegar a una condición de ruptura. En un ensayo de tensión la probeta inicialmente reduce su área transversal y aumenta su longitud. Luego de superar el esfuerzo último la probeta sufre una estricción y continúa el aumento del esfuerzo verdadero en la sección de acuellamiento hasta alcanzar las condiciones de falla. Bajo condiciones de compresión el material reduce su longitud y aumenta el área transversal. La fricción entre la probeta y las paredes en los extremos restringe el movimiento y provoca un abultamiento con forma de barril en el centro de la probeta.

La Figura 2-7 corresponde a una curva típica de esfuerzo-deformación bajo condiciones de compresión donde el tramo lineal inicial corresponde a la región elástica. Esta región se caracteriza por la proporcionalidad esfuerzo-deformación y la capacidad de recuperación del material ante la deformación. La región plástica corresponde a la curva posterior al esfuerzo de fluencia inicial  $\sigma_{y0}$  y se caracteriza por una deformación irreversible salvo una pequeña componente elástica. El área transversal de la probeta aumenta respecto al área inicial y en consecuencia el esfuerzo nominal es mayor al esfuerzo verdadero [44] y [45].



**Figura 2-7:** Curva típica de esfuerzo-deformación a compresión.

El régimen plástico comienza una vez superado el esfuerzo de fluencia inicial  $\sigma_{y0}$  a partir del cual las deformaciones dejan de ser reversibles y pasan a tener un componente de deformación elástico recuperable  $\epsilon_{el}$  y un componente de deformación plástica no recuperable  $\epsilon_{pl}$ . De esta manera, la teoría de la plasticidad supone una descomposición aditiva de la deformación total  $\epsilon$  tal que

$$\epsilon = \epsilon_{el} + \epsilon_{pl} \quad (2.25)$$

Si se conoce la deformación  $\epsilon$  y módulo de Young  $E$ , la deformación plástica corresponde a

$$\epsilon_{pl} = \epsilon - \sigma_{real}/E \quad (2.26)$$

La región elástica en tres dimensiones es representada por la ley constitutiva elástica o ley de Hooke generalizada que en notación tensorial y bajo el supuesto de un material isotrópico, se plantea como

$$\boldsymbol{\sigma}^{ij} = \mathbf{C}^{ijkl} \boldsymbol{\varepsilon}_{kl} \quad (2.27)$$

donde  $\boldsymbol{\sigma}$  corresponde al tensor de esfuerzos de Cauchy,  $\mathbf{C}$  es un tensor de cuarto orden de constantes elásticas y  $\boldsymbol{\varepsilon}$  corresponde al tensor de deformación total [34]. El tensor de esfuerzos de Cauchy  $\boldsymbol{\sigma}$  representa la distribución de esfuerzos internos en un cubo infinitesimal del medio continuo. También, indica los esfuerzos normales en la diagonal y los cortantes en los demás espacios cuyos valores dependen de la dirección que tome la base ortonormal de referencia. En la orientación adecuada se anulan las componentes cortantes y los esfuerzos normales resultantes se conocen como esfuerzos principales [44]. Por convención los esfuerzos principales van de máximo a mínimo tal que

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad (2.28)$$

El esfuerzo medio  $\sigma_m$  es el valor medio de los esfuerzos principales y se define como

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{1}{3} \text{Tr}(\boldsymbol{\sigma}) \quad (2.29)$$

En la región plástica es posible expresar el esfuerzo de Cauchy como la suma de un esfuerzo hidrostático  $\boldsymbol{\sigma}_{Hid}$  y un esfuerzo deviatorico  $\boldsymbol{\sigma}_{dev}$  donde el primero produce únicamente deformaciones elásticas, mientras que el segundo componente causa la deformación plástica debido a su estrecha relación con el esfuerzo cortante [47]. Así el esfuerzo deviatorico corresponde a la ecuación (2.30) donde  $\mathbf{I}$  es la matriz de identidad.

$$\boldsymbol{\sigma}_{dev} = \boldsymbol{\sigma}_{Hid} + \boldsymbol{\sigma}_{dev} = \boldsymbol{\sigma} - \sigma_m \mathbf{I} \quad (2.30)$$

### 2.3.3 Criterio de fluencia y endurecimiento isotrópico por deformación

La ley de la fluencia propone la existencia de una superficie de fluencia en el espacio de los esfuerzos principales conocida como función de fluencia  $F_y$ . Por fines prácticos se suele asociar esta superficie a una prueba de esfuerzos uniaxial del material. Esto permite generalizar el concepto de fluencia uniaxial al relacionar el esfuerzo efectivo y la deformación plástica equivalente. Esta función de fluencia se puede expresar como

$$F_y = \varphi(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_{ys} = 0 \quad (2.31)$$

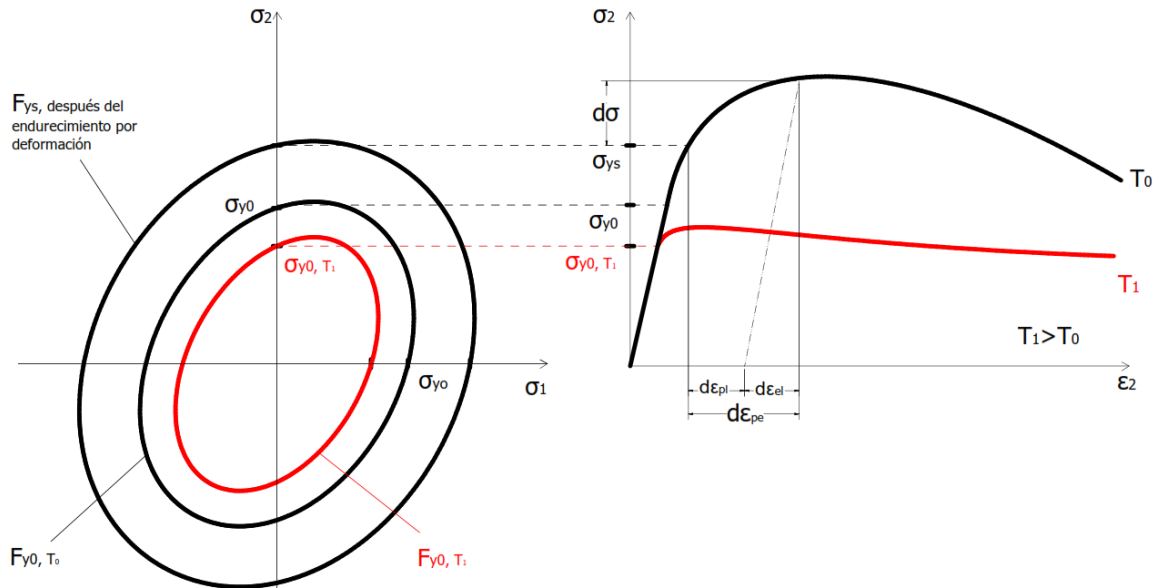
donde  $\sigma_{ys}$  es el esfuerzo límite de fluencia actual y  $\varphi(\boldsymbol{\sigma})$  es el esfuerzo efectivo que puede definirse para una condición isotrópica y bajo el criterio de Von Mises como

$$\sigma_{ef,VM} = \sqrt{3J_2(\boldsymbol{\sigma})} \quad (2.32)$$

donde  $J_2$  corresponde a la segunda invariante del componente deviatorico  $\boldsymbol{\sigma}_{dev}$  del tensor de esfuerzos y equivale a

$$J_2(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{2}(\boldsymbol{\sigma}_{dev} : \boldsymbol{\sigma}_{dev}) \quad (2.33)$$

El criterio de fluencia indica que cuando  $F_y < 0$  el comportamiento del material obedece a un régimen elástico. Cuando los estados de esfuerzo se localizan sobre la superficie de fluencia el material se comporta bajo un régimen plástico y corresponde a  $F_y = 0$  [34], [48]. La Figura 2-8 muestra, para un material isotrópico, el comportamiento de la superficie de fluencia ante la deformación y el aumento de temperatura. La superficie de fluencia inicial define sus límites a partir del esfuerzo de fluencia inicial  $\sigma_{y0}$  cuyo valor es establecido por la gráfica de esfuerzo-deformación uniaxial. En presencia de una carga superior al esfuerzo  $\sigma_{y0}$  el material se deforma y endurece con un nuevo esfuerzo de fluencia  $\sigma_{ys}$ , el cual expande la superficie de fluencia. Por otra parte, el aumento de temperatura normalmente produce un ablandamiento del material que implica la contracción de la superficie.



**Figura 2-8:** Comportamiento de endurecimiento por deformación y ablandamiento por incremento de temperatura de la superficie de fluencia bajo condiciones isotrópicas.

En presencia de grandes deformaciones plásticas a altas temperaturas, como es el caso de los procesos **FRWDD**, la porción de incremento de deformación plástica  $d\varepsilon_{pl}$  desarrollada es muy grande comparada con la porción de incremento de deformación elástica  $d\varepsilon_{el}$  por lo cual esta última porción será considerada igual a cero en la región plástica para efecto de los cálculos [49], [50]. Superado el esfuerzo de fluencia inicial comienza la deformación plástica equivalente cuyo incremento  $d\varepsilon_{pe}$  para una condición de incompresibilidad del material se puede expresar como

$$d\varepsilon_{pe} = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{pl}^T \cdot d\varepsilon_{pl}} \tag{ 2.34}$$

La deformación plástica equivalente corresponde a la componente plástica de la deformación ocasionada por el esfuerzo efectivo de Von Mises y corresponde a [51]

$$\varepsilon_{pe} = \int d\varepsilon_{pe} \tag{ 2.35}$$

La ley de fluencia supone que existe una función de potencial plástico  $Q_{pl}$ . En el caso de pequeñas deformaciones es posible plantear la ecuación (2.36) para establecer una relación entre la magnitud y dirección de las deformaciones plásticas en el espacio de las deformaciones respecto a la variación de esfuerzos

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{pl} = \lambda \frac{\partial Q_{pl}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2.36)$$

donde  $\lambda$  se conoce como el multiplicador plástico y establece el comportamiento elástico o plástico del material, y la magnitud de las deformaciones plásticas. La dirección del vector de deformación plástica  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{pl}$  en el espacio de las deformaciones es perpendicular a la superficie  $Q_{pl}$  lo que proporciona la dirección de  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{pl}$ . Este multiplicador debe cumplir las siguientes dos condiciones de Kuhn-Tucker:

$$\lambda \geq 0, F_y \leq 0 \quad (2.37)$$

$$\lambda F_y = 0 \quad (2.38)$$

En caso que  $\lambda = 0$  se considera que el material está bajo una condición elástica. Por otra parte, si  $\lambda > 0$  se considera un comportamiento plástico. Cuando  $F_y = Q_{pl}$  se conoce como plasticidad asociada donde la dirección de las deformaciones plásticas son normales a la superficie del potencial plástico. El criterio de Von-Mises cumple esta condición de plasticidad asociada [48]. En el caso en que  $F_y \neq Q_{pl}$  se considera que la plasticidad no asociada.

### 2.3.3.1 Ley de endurecimiento de Johnson-Cook

El comportamiento de la curva plástica se ve afectado por diferentes condiciones externas tales como la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura. Para modelar este comportamiento se recurre al uso de ecuaciones constitutivas las cuales, dentro de la mecánica del medio continuo, son ecuaciones diferenciales que relacionan el esfuerzo de fluencia con una o más de estas tres condiciones. Estos modelos se pueden clasificar en:

modelo plástico cuando la ecuación constitutiva sólo considera la deformación plástica, modelo viscoplásticos cuando consideran el efecto de la deformación y la tasa de deformación, y modelo termoviscoplásticos cuando consideran el efecto de la deformación, la tasa de deformación y la temperatura.

La ley de endurecimiento de Johnson-Cook es un modelo constitutivo que reproduce el comportamiento de materiales metálicos sometidos a grandes deformaciones, altas tasas de deformación y cambios de temperaturas. Considera como fenómenos independientes los efectos del endurecimiento isotrópico por deformación ( $Ef_\varepsilon$ ), endurecimiento por sensibilidad a la tasa de deformación ( $Ef_{\dot{\varepsilon}}$ ) y ablandamiento térmico ( $Ef_T$ ). Así, de acuerdo con este modelo de endurecimiento, el valor del esfuerzo de fluencia de Von Mises  $\sigma_{ys}$  se define como

$$\sigma_{ys}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = Ef_\varepsilon \cdot Ef_{\dot{\varepsilon}} \cdot Ef_T \quad (2.39)$$

$$\sigma_{ys}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (\sigma_{y0} + k\varepsilon_{pe}^n)(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pe}}{\dot{\varepsilon}_{p0}})(1 - T_h^m) \quad (2.40)$$

donde  $\sigma_{y0}$  es la tensión de fluencia inicial a temperatura ambiente y en condiciones de baja velocidad de deformación,  $k$  es el coeficiente de resistencia al endurecimiento por deformación,  $\varepsilon_{pe}$  la deformación plástica equivalente,  $n$  el exponente de endurecimiento,  $C$  representa la sensibilidad a la tasa de endurecimiento,  $\dot{\varepsilon}_{pe}$  es la tasa de deformación plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}_{p0}$  es la tasa de deformación plástica de referencia,  $T_h$  es el homólogo de la temperatura actual y  $m$  representa la sensibilidad del material a la temperatura. Siguiendo la ley de la potencia:

$$T_h = \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \quad (2.41)$$

El homólogo de la temperatura relaciona la temperatura actual  $T$ , la temperatura ambiente  $T_{ref}$  y la temperatura de fusión del material  $T_m$ . Los valores  $\sigma_{y0}$ ,  $k$ ,  $C$ ,  $n$  y  $m$  son constantes de cada material y se determinan experimentalmente [52], [53], [54], [55]. Se puede observar en la ecuación (2.64) que cuando  $\dot{\varepsilon}_{pe} = \dot{\varepsilon}_{p0}$  y  $T = T_{ref}$  se obtiene el esfuerzo como

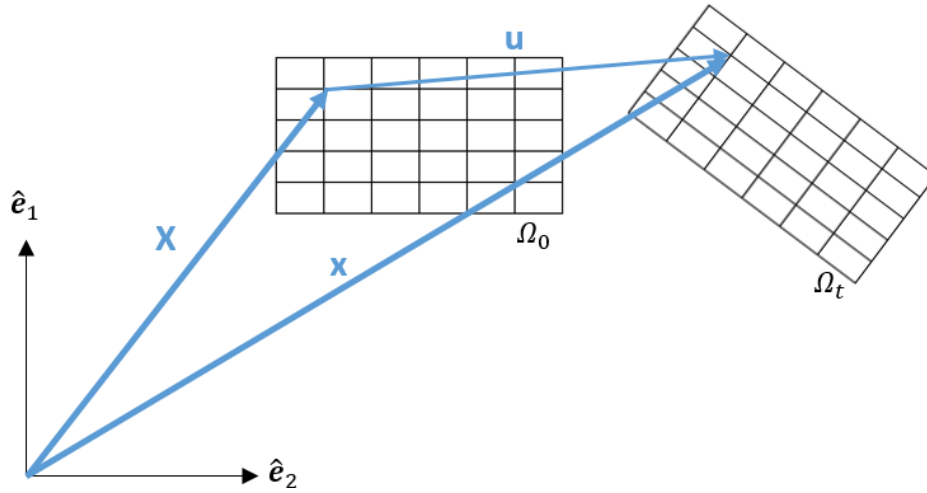
función de la deformación. También cuando  $\dot{\epsilon}_{pe} > \dot{\epsilon}_{p0}$  la tensión incrementa al aumentar los valores de la curva esfuerzo-deformación y se endurece el material.

### 2.3.4 Cinemática de la deformación

A continuación, se presenta de forma general las herramientas de la mecánica del medio continuo aplicadas a la cinemática de la deformación. Esta información fue consultada de las referencias [34], [56], [57] y [58].

Existen dos formulaciones para definir los estados de deformaciones finitas resultantes a una carga aplicada: formulación lagrangiana y formulación euleriana. La primera maneja un sistema de coordenadas material  $\mathbf{X}(\mathbf{X}, \mathbf{V}, \mathbf{W})$  y normalmente es válida en condiciones elásticas donde la configuración no deformada y la deformada son casi iguales. La segunda considera un sistema de coordenadas espacial  $\mathbf{x}(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \mathbf{w})$  en configuración deformada donde el tensor de esfuerzo de Cauchy  $\sigma$  expresa la relación entre la carga y el área deformada en función de un punto espacial  $\mathbf{x}$  de un marco espacial fijo donde los esfuerzos están referidos a la geometría del cuerpo ya deformado, conocido de antemano y con un tensor simétrico [56].

En presencia de grandes deformaciones como ocurre en la etapa plástica, resulta conveniente utilizar la formulación lagrangiana y expresar las deformaciones en función del punto material  $\mathbf{X}$  en un estado de referencia diferente al actual. Al ubicar sobre un mismo sistema coordinado un dominio  $\Omega$  en la configuración de referencia  $\Omega_0$  y la configuración actual ya deformada  $\Omega_t$  es posible representar el desplazamiento de cualquier punto con el vector  $\mathbf{u}$ , como se observa en la Figura 2-9, donde  $\mathbf{x}(\mathbf{X}, t)$  describe el recorrido que hace un punto material durante la deformación desde la posición original  $\mathbf{X}$  en términos del desplazamiento  $\mathbf{u}$ .



**Figura 2-9:** Desplazamiento de un dominio en el medio continuo.

$$\mathbf{x} = \mathbf{X} + \mathbf{u}(\mathbf{X}, t) \quad (2.42)$$

Al diferenciar con respecto a las coordenadas materiales se obtiene

$$\mathbf{F} = \frac{d\mathbf{x}}{d\mathbf{X}} = \frac{d\mathbf{X}}{d\mathbf{X}} + \frac{d\mathbf{u}(\mathbf{X}, t)}{d\mathbf{X}} \quad (2.43)$$

$$\mathbf{F} = \mathbf{I} + \nabla \mathbf{u} \quad (2.44)$$

Donde  $\mathbf{F}$  es conocido como el gradiente material de deformación y contiene la información de la deformación y rotación del dominio para todos los puntos materiales de forma tal que permite un mapeo entre el marco material y el marco espacial, e  $\mathbf{I}$  corresponde al tensor identidad [34]. El determinante de  $\mathbf{F}$  es conocido como  $J$ ,  $\det(\mathbf{F}) = J$ , y para materiales incompresibles  $J = 1$ . En las ecuaciones (2.45) y (2.46) se define la descomposición polar derecha e izquierda de  $\mathbf{F}$  respectivamente, en términos del tensor de rotación  $\mathbf{R}$  y los tensores de estiramiento derecho e izquierdo  $\mathbf{U}$  y  $\mathbf{V}$ .  $\mathbf{R}$  es un tensor ortogonal con las propiedades  $\det(\mathbf{R})=1$  y  $\mathbf{R}^{-1} = \mathbf{R}^T$ , y  $\mathbf{U}$  un tensor diagonal con los alargamientos principales  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  y  $\lambda_3$ . En el caso unidimensional,  $\lambda = \frac{L}{L_0}$  donde  $L_0$  corresponde a la longitud inicial y  $L$  la longitud actual.

$$\mathbf{F} = \mathbf{R}\mathbf{U} \quad (2.45)$$

$$\mathbf{F} = \mathbf{R}\mathbf{V} \quad (2.46)$$

En la configuración de referencia  $\Omega_0$  es posible definir el tensor de esfuerzos de deformación de Cauchy-Green derecho  $\mathbf{C}$  como

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \mathbf{F} \quad (2.47)$$

Al reemplazar la ecuación (2.45) en la expresión (2.47) se obtiene que  $\mathbf{C} = \mathbf{U}^2$ . A partir de  $\mathbf{C}$  el tensor de deformación de Green-Lagrange  $\boldsymbol{\varepsilon}$  se define como

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\mathbf{C} - \mathbf{I}) = \frac{1}{2}(\mathbf{F}^T \mathbf{F} - \mathbf{I}) \quad (2.48)$$

Por otra parte, el tensor de esfuerzos de deformación de Cauchy-Green izquierdo  $\mathbf{B}$  se define en la configuración actual ya deformada  $\Omega_t$  como

$$\mathbf{B} = \mathbf{F} \mathbf{F}^T \quad (2.49)$$

Donde la componente elástica del tensor  $\mathbf{B}$  corresponde a [59]

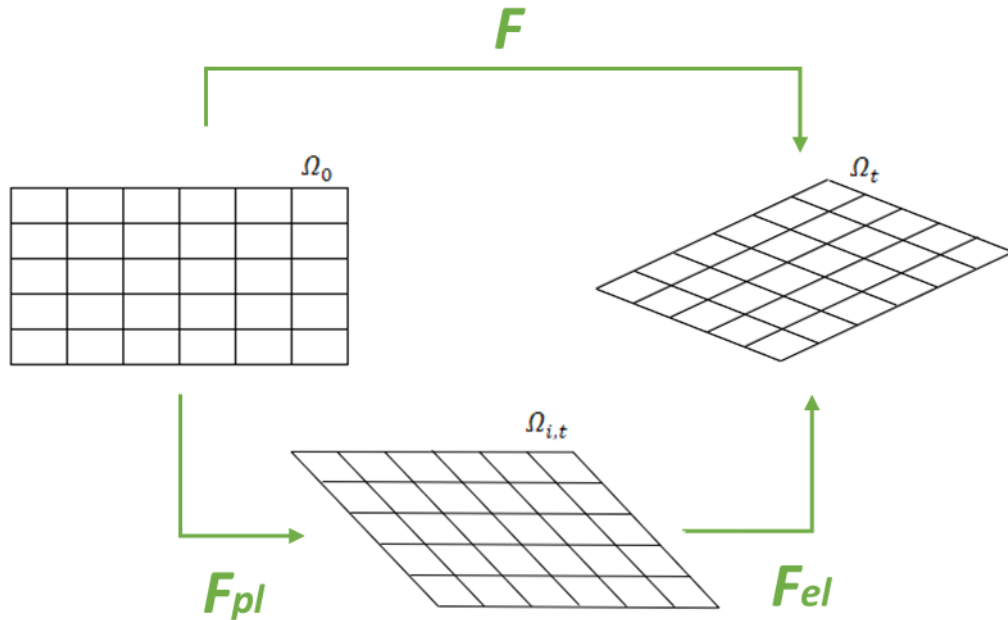
$$\mathbf{B}_{el} = \mathbf{F}_{el} \mathbf{F}_{el}^T \quad (2.50)$$

La formulación clásica de la plasticidad es basada en la descomposición aditiva y fue presentada en la ecuación (2.36). La descomposición aditiva es utilizada principalmente para establecer pequeñas deformaciones. Sin embargo, en presencia de altas deformaciones la contribución del componente plástico y elástico a la deformación total no necesariamente cumple la condición conmutativa, por lo cual se recurre a la descomposición multiplicativa del tensor gradiente de deformación total  $\mathbf{F}$  en sus componentes elásticas y plásticas para identificar las deformaciones, y corresponde a la forma

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_{el} \mathbf{F}_{pl} \quad (2.51)$$

donde  $\mathbf{F}_{el}$  es el gradiente de deformación elástica y se asocia a la rotación y alargamiento que sufre la red cristalina del material, y  $\mathbf{F}_{pl}$  es el gradiente de deformación plástica y se

asocia a una deformación plástica por cortante. La Figura 2-10 corresponde a un esquema de la descomposición multiplicativa en la cual, para realizar el mapeo del campo material al campo espacial, se realiza un mapeo de la configuración  $\Omega_0$  a una configuración intermedia  $\Omega_{i,t}$  a través de  $F_{pl}$ . Posteriormente, se utiliza  $F_{el}$  para pasar de esa configuración intermedia a la configuración actual ya deformada  $\Omega_t$ .



**Figura 2-10:** Esquema de descomposición multiplicativa.

Las componentes plástica y elástica del tensor  $C$  se definen como

$$C_{pl} = F_{pl}^T F_{pl} \quad (2.52)$$

$$C_{el} = F_{el}^T F_{el} \quad (2.53)$$

Por otra parte, el tensor de deformación plástica y elástica corresponden a las ecuaciones (2.54) y (2.55). Normalmente, se determina primero  $\epsilon_{pl}$  y después  $\epsilon_{el}$ .

$$\epsilon_{pl} = \frac{1}{2} (F_{pl}^T F_{pl} - I) \quad (2.54)$$

$$\epsilon_{el} = \frac{1}{2} (F_{el}^T F_{el} - I) \quad (2.55)$$

Los tensores de deformación plástica, elástica y total se relacionan entre sí de la forma

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{el} = \mathbf{F}_{pl}^{-T} (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_{pl}) \mathbf{F}_{pl}^{-1} \quad (2.56)$$

Para poder resolver la ley de fluencia para grandes deformaciones, es conveniente reescribir la ley de fluencia, presentada en la ecuación (2.36), en términos del tensor elástico de deformación izquierdo de Cauchy-Green  $\mathbf{B}_{el}$  a través de la derivada de Lie:

$$-\frac{1}{2}L(\mathbf{B}_{el}) = \lambda \frac{\partial \Phi_{pl}}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{B}_{el} \quad (2.57)$$

donde  $\Phi_{pl}$  es la función de fluencia en términos del tensor de cortantes  $\boldsymbol{\tau}$ . A partir de las ecuaciones (2.50) a (2.52) es posible escribir  $\mathbf{B}_{el}$  en términos de  $\mathbf{C}_{pl}$ :

$$\mathbf{B}_{el} = \mathbf{F} \mathbf{C}_{pl}^{-1} \mathbf{F}^T \quad (2.58)$$

De la ecuación (2.51) es posible deducir que  $\mathbf{C}_{pl}^{-1} = \mathbf{F}_{pl}^{-1} \mathbf{F}_{pl}^{-T}$ , entonces

$$\mathbf{B}_{el} = \mathbf{F} \mathbf{F}_{pl}^{-1} \mathbf{F}_{pl}^{-T} \mathbf{F}^T \quad (2.59)$$

Al aplicar la derivada de Lie en la ecuación (2.58) se obtiene

$$L(\mathbf{B}_{el}) = \mathbf{F} \dot{\mathbf{C}}_{pl}^{-1} \mathbf{F}^T \quad (2.60)$$

Reemplazando las ecuaciones (2.58) y (2.60) en la expresión (2.57) y considerando  $\partial \mathbf{Q}_{pl} = \partial \Phi_{pl}$  se obtiene

$$\dot{\mathbf{C}}_{pl}^{-1} = -2\lambda \mathbf{F}^{-1} \frac{\partial \mathbf{Q}_{pl}}{\partial \boldsymbol{\tau}} \mathbf{F} \mathbf{C}_{pl}^{-1} \quad (2.61)$$

El software COMSOL multiphysics utiliza la discretización de Euler hacia atrás para determinar la regla de flujo. Igualmente, este software realiza un mapeo a la ecuación (2.61) bajo la técnica de mapeo exponencial obteniendo la ecuación (2.62) donde  $\Lambda = \lambda \Delta t$  y  $\Delta t$  corresponde a la magnitud del paso del pseudo-tiempo. Para calcular  $\Lambda$  y  $\mathbf{F}_{pl}^{-1}$  se recurre al método de Newton amortiguado debido a la no linealidad del sistema [34].

$$\mathbf{C}_{Pl,t}^{-1} = \mathbf{F}^{-1} \exp\left(-2\lambda \frac{\partial Q_{pl}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right) \mathbf{F} \mathbf{C}_{Pl,t-\Delta t}^{-1} \quad (2.62)$$

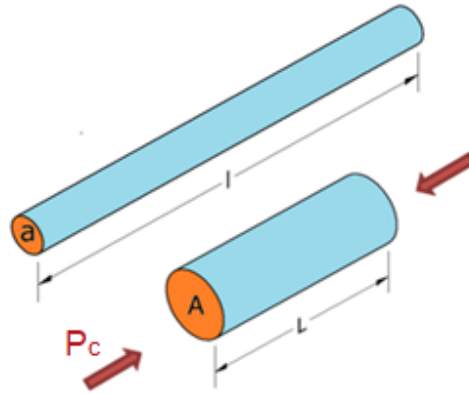
#### 2.3.4.1 Ecuación de movimiento

Los tensores de esfuerzo de Piola-Kirchhoff se formulan respecto a los puntos materiales  $\mathbf{X}$  y no precisan conocer la geometría deformada. Por lo tanto, son más apropiados que el tensor de esfuerzos de Cauchy  $\boldsymbol{\sigma}$  ante grandes deformaciones. El primer tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff  $\mathbf{P}_{PK}$  expresa la carga en un marco espacial respecto al área del marco original no deformado (material), y tiene la desventaja de no ser un tensor simétrico. El segundo tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff  $\mathbf{S}$  es un tensor simétrico dado que expresa la carga y el área en el marco material. Los tres tensores se relacionan entre sí en la siguiente manera [56] [34] :

$$\mathbf{S} = \mathbf{F}^{-1} \mathbf{P}_{PK} \quad (2.63)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = J^{-1} \mathbf{P}_{PK} \mathbf{F}^T = J^{-1} \mathbf{F} \mathbf{S} \mathbf{F}^T \quad (2.64)$$

donde  $J$  corresponde al determinante de  $\mathbf{F}$ . A modo de ejemplo, la Figura 2-11 muestra el comportamiento elástico de una barra cilíndrica sometida a una carga uniaxial de compresión. La geometría de la barra sin carga tiene una longitud inicial  $l$  y un área transversal  $a$ . En presencia de una carga compresiva  $P_c$  la barra reduce su longitud y aumenta su área transversal hasta alcanzar las magnitudes  $L$  y  $A$  respectivamente. Así, el tensor de esfuerzos de Cauchy, el primer tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff y el segundo tensor de esfuerzos Piola-Kirchhoff corresponden a las ecuaciones (2.39) a (2.41) respectivamente [57].



**Figura 2-11:** Comportamiento elástico de una barra cilíndrica a compresión.

$$\sigma = -\frac{P_c}{A} \quad (2.65)$$

$$P_{PK} = -\frac{P_c}{A} \quad (2.66)$$

$$S = -\frac{P_c L}{A l} \quad (2.67)$$

Por otra parte, la ecuación de movimiento permite describir el movimiento en el tiempo de cada uno de los elementos que componen un cuerpo deformable ante el efecto de diferentes fuerzas externas. Esta ecuación se rige por la segunda ley de Newton y en un marco espacial con formulación euleriana se puede escribir en términos del tensor  $\sigma$  como

$$\rho \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} = \nabla_x \sigma + \mathbf{f}_v \quad (2.68)$$

Donde  $\rho$  es la densidad del material, el sub índice  $\mathbf{x}$  hace referencia a que el operador nabla se computa con respecto al marco espacial y  $\mathbf{f}_v$  corresponde a la fuerza volumétrica respecto al cuerpo deformado. La ecuación (2.68) puede ser reformulada en términos del marco material y del tensor  $\mathbf{S}$ , y corresponde a

$$\rho \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} = \nabla_{\mathbf{X}}(\mathbf{FS}) + \mathbf{F}_V \quad (2.69)$$

Donde  $\mathbf{F}_V$  corresponde a la fuerza volumétrica respecto a la configuración no deformada y el subíndice " $\mathbf{X}$ " hace referencia a que el operador nabla se computa con respecto al marco material.

### 3 Modelamiento termo-mecánico acoplado de proceso RFWDD

Este capítulo presenta diferentes estrategias encontradas en la literatura para abordar el modelamiento termomecánico acoplado en el proceso **RFWDD** con énfasis en la generación de calor por fricción. Finalmente, se expone el componente térmico y mecánico del modelo construido para analizar los fenómenos presentes en el proceso, esto último cumple el segundo objetivo específico planteado.

#### 3.1 Componente térmico

El objetivo de los modelos térmicos es calcular con precisión el campo de temperatura desarrollado en el proceso. En el capítulo anterior se presentó la ecuación de conservación de energía del proceso para un análisis no lineal (Ecuación (2.17)).

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \dot{q}_{fr} + \dot{q}_{pl} + \dot{q}_{conv} + \dot{q}_{rad} \quad (3.1)$$

donde las propiedades  $C_p(T)$ ,  $k(T)$  se encuentran registradas para muchos materiales a amplios rangos de temperatura tanto en la literatura como en las librerías de los diferentes softwares de simulación. Aun así, no siempre es posible encontrar información detallada de las propiedades en las regiones cercanas a la temperatura de fusión por lo que algunos autores recurren a la extrapolación de los datos [23]. Por otra parte, el flujo de calor generado por fricción  $\dot{q}_{fr}$  maneja una magnitud muy superior al calor producido por la deformación plástica  $\dot{q}_{pl}$ . Además, para calcular  $\dot{q}_{pl}$  a través de la ecuación (2.16) es necesario acoplar un modelo mecánico que permita determinar los esfuerzos y la tasa de

deformación, y definir el coeficiente de conversión de calor  $\alpha_p$ . Algunos autores han optado por asumir un valor de 0.9 a 0.95 para este coeficiente [37].

Algunos investigadores no consideran el flujo de calor por convección  $\dot{q}_{conv}$  y por radiación  $\dot{q}_{rad}$  debido a que la superficie de contacto no está expuesta al ambiente, la corta duración del proceso y su pequeña magnitud comparadas con el calor generado [38], [60]. Otras investigaciones asumen el término convectivo basados en las condiciones de flujo natural para la pieza de trabajo fija y flujo forzado para la pieza móvil [61], o evalúan el coeficiente de convección que mejor se ajuste a las pruebas experimentales [40].

### 3.1.1 Generación de calor por fricción

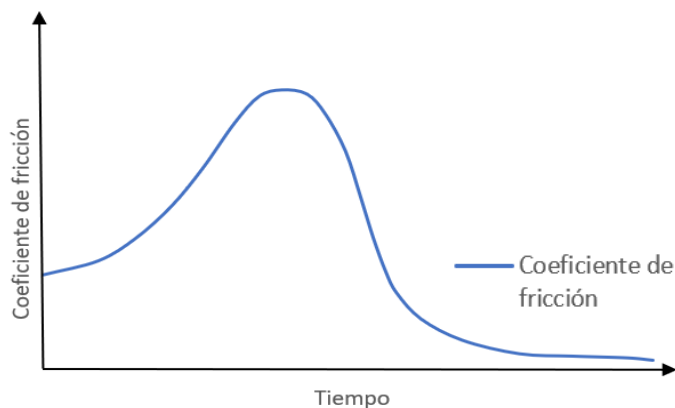
El flujo del calor generado por fricción es el componente de mayor impacto en el proceso **RFW** y por su complejidad múltiples correlaciones se han propuesto en la literatura, como por ejemplo: ley de Coulomb constante [62], ley de Coulomb dependiente de la temperatura [15], ley de coulomb regresivo [63], fricción por deslizamiento-esfuerzo cortante [19], fricción por deslizamiento-adhesión [65] y entrada de potencia [64].

El modelo de fricción por ley de Coulomb constante es el más simple. Considera un esfuerzo normal de contacto  $\sigma_N$  homogéneo y un coeficiente de fricción  $\mu$  constante. Como consecuencia el producto  $\mu P_1$  es constante. Adicionalmente, se utilizan los resultados experimentales de una curva de temperatura en el tiempo de un punto superficial cercano a la **LS** para ajustar la magnitud de  $\mu$ . Este ajuste se realiza a través de múltiples simulaciones del proceso en las que se varia  $\mu$  hasta calcular una curva de temperatura en el tiempo que se aproxime adecuadamente a la hallada experimentalmente. Un ejemplo de esto son los trabajos de Can [66], [67], Seli [38], [68] y Dawood [69] donde la duración de la etapa de fricción fue corta. Así, la ecuación de calor generado es

$$\dot{q}_{fric} = \omega r \mu \sigma_N = V_t \tau_{fr} \quad (3.2)$$

donde  $V_t$  es la velocidad relativa entre superficies y  $\tau_{fr}$  es el esfuerzo de fricción. Este modelo puede presentar una baja precisión en los resultados. En realidad, el coeficiente de fricción  $\mu$  varía durante la etapa de calentamiento. Las mediciones experimentales

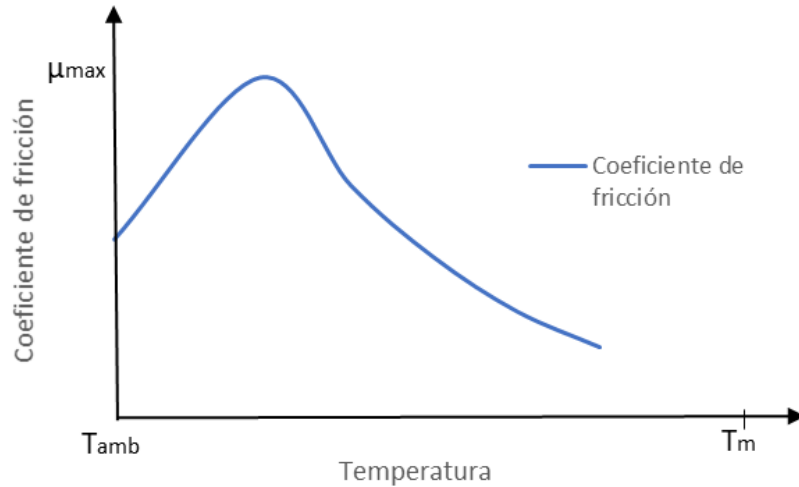
muestran que  $\mu$  aumenta rápidamente y luego disminuye con el incremento de la temperatura, además tiende a disminuir con el aumento de presión y aumento de velocidad relativa entre las superficies de contacto [11]. Sander [12], citado por Maalekian [11], reporta un comportamiento de  $\mu$  respecto al tiempo durante el proceso de soldadura por fricción entre aceros como se muestra en la Figura 3-1. Inicialmente  $\mu$  aumenta su magnitud con el tiempo hasta alcanzar una condición máxima y luego disminuye rápidamente hasta un valor cercano a cero en el que tiende a estabilizarse.



**Figura 3-1:** Esquema del comportamiento del coeficiente de fricción en el tiempo durante el proceso de FRW entre aceros.

Por otra parte, el coeficiente de fricción se puede relacionar directamente con la temperatura. Słuzalec [13] consideró que  $\mu$  dependía principalmente de la temperatura durante el proceso **RFWDD** y construyó una gráfica del comportamiento de  $\mu(T)$  entre aceros 20G a partir de resultados experimentales como se observa en la Figura 3-2, donde  $T_m$  corresponde a la temperatura de fusión del material. En las fuentes bibliográficas consultadas, la forma de la curva  $\mu(T)$  entre metales tiende a comportarse de forma similar. Por ejemplo, Shu-de [15] interpoló de forma lineal en su modelo 12 coeficientes de fricción tomados de la literatura en un intervalo de 0°C a 1500 °C dentro de un proceso **RFWDD** de acero. Leśniewski [24] en un proceso **RFWDD** entre titanio y tungsteno comparó varias referencias para proponer cuatro curvas diferentes, interpoladas linealmente, del comportamiento del coeficiente de fricción respecto a la temperatura. Estas curvas alcanzaron su valor máximo alrededor de los 200°C y 300°C, temperatura en la cual se destruyen los enlaces entre la matriz y los granos de tungsteno. Al aumentar

más la temperatura  $\mu$  cae hasta alcanzar valores inferiores a 0.1. La curva  $\mu(T)$  que mejor simuló el proceso con resultados más cercanos a los experimentales, presentó valores que oscilaron entre 0.3 y 0.05 aproximadamente.



**Figura 3-2:** Esquema del comportamiento del coeficiente de fricción y la temperatura.

Vairis [70] simuló un proceso **RFWDD** entre piezas de trabajo de Ti-6Al-4V donde ajustó el comportamiento de  $\mu(T)$  de tal forma que consideró este coeficiente constante a temperaturas inferiores a 700 °C, luego lo aumentó hasta alcanzar un  $\mu_{max}$  y lo mantuvo constante hasta alcanzar una temperatura crítica de 1100 °C. Superada esta temperatura, el coeficiente de fricción descendió en línea recta hasta llegar a cero en la temperatura de fusión como consecuencia de la condición líquida del material. Butterworth [61] en cambio, midió experimentalmente los valores del coeficiente de fricción en función de la temperatura para el caso de acero-acero y acero-cobre y los integró a un modelo térmico.

Por otra parte, Balasubramanian [63] mediante un análisis regresivo de un estudio experimental y numérico, formuló el coeficiente de fricción en función de la temperatura, presión y velocidad para todo el proceso como:

$$\mu = a_0 T^{a_1} P_c^{a_2} V^{a_3} \quad (3.3)$$

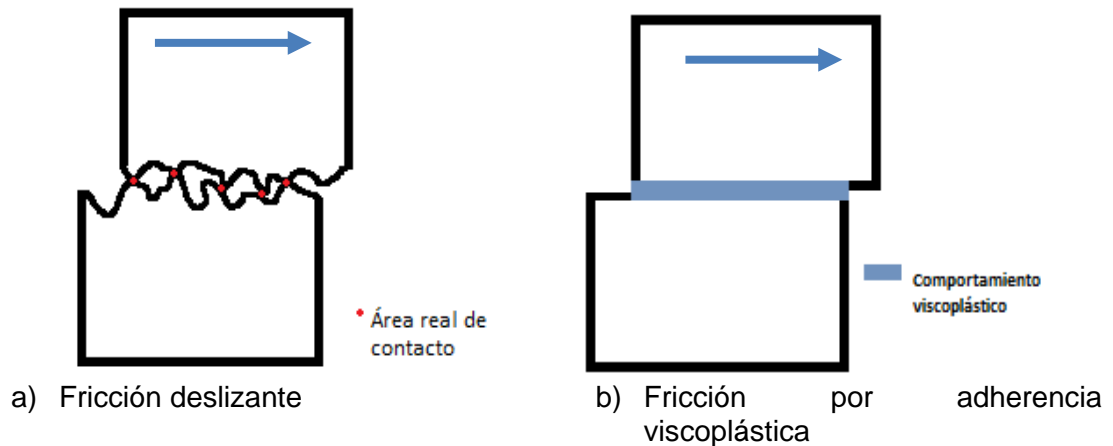
Donde  $a_1, a_2$  y  $a_3$  son constantes experimentales. Desafortunadamente no es posible generalizar esta ecuación, la cual requiere múltiples experimentos para cada combinación de materiales.

Los modelos que estudian los procesos **RFWI** se basan en la entrega de potencia y asumen que la energía entregada por el volante de inercia  $E_{ent}$  se transforma en calor generado por fricción hasta llegar a un perfil de temperaturas adecuado que propicia la deformación plástica. Después, una fracción de  $E_{ent}$  se destina también para la deformación del material [71]. Wang [60] calculó el calor generado a partir de los resultados experimentales del comportamiento de la velocidad angular en el tiempo. Por su parte, Davé [12] utilizó dos métodos analíticos para calcular el calor generado a partir de la disipación directa de la energía cinética rotacional donde ignoró la variación radial para la distribución del calor de entrada al considerar una pared delgada en la probeta tubular utilizada. Bennett [72], [73] utilizó datos experimentales para definir  $\mu$  en términos de la energía entregada en el tiempo por el volante de inercia.

Moal [74] desarrolló un modelo teórico de fricción satisfactorio para el proceso **RFWI** en el que la interfaz de contacto pasa de un comportamiento deslizante a uno viscoplástico. En la etapa deslizante el esfuerzo cortante de fricción  $\tau_{fr}$  cumple la ley de Coulomb. Al llegar a una velocidad rotacional crítica, la interfaz de contacto comienza a comportarse como una capa delgada de Norton-Hoff (perfectamente viscoplástico) y el esfuerzo cortante de fricción comienza a multiplicarse por una función polinomial dependiente de la velocidad de deslizamiento. Más adelante D'Alvise [75] adaptó esta formulación redefiniendo la función polinomial que describe el comportamiento del esfuerzo cortante en términos de la temperatura y estableció que el comportamiento viscoplástico comienza a partir de una temperatura crítica.

En el proceso **RFWDD** se pasa rápidamente de generar calor a través del mecanismo de fricción deslizante a generarlo por el fenómeno de adherencia viscoplástica que obedece la ley de fricción del esfuerzo cortante. Durante el contacto inicial y a nivel microscópico los picos de las asperezas superficiales realizan la restricción mecánica de contacto y provocan un área real de contacto muy inferior al área aparente de contacto. En este punto

el esfuerzo cortante de fricción  $\tau_{fr}$  es proporcional al esfuerzo normal y cumple la ley de Coulomb como se observa en la Figura 3-3a. Simultáneamente la energía disipada en forma de calor eleva la temperatura del material y reduce el esfuerzo de fluencia. El deslizamiento pule las superficies y provoca la fractura y deformación los picos. Como consecuencia, alrededor de la zona de contacto se alcanza una condición de altas temperaturas y se reduce la resistencia del material. Al mismo tiempo, aumenta el area real de contacto hasta acercarse al area aparente. Después, la fricción en la interfaz de contacto se independiza del esfuerzo normal y hace una transición a un fenómeno de fricción por adhesión viscoplastica que obedece la ley de fricción por esfuerzo cortante. En esta condición, la resistencia al movimiento es igual al esfuerzo cortante de fluencia  $\tau_y$  del material, donde  $\tau_{fr} = \tau_y$  y corresponde a la Figura 3-3b. Sin embargo, el punto de transición es difícil de predecir por la influencia de muchos factores como la geometría de contacto, temperatura, fuerza aplicada, velocidad de deslizamiento y propiedades del material [11], [16], [26] y [64].



**Figura 3-3:** Mecanismos de fricción en la interfaz de contacto durante la etapa de calentamiento.

El comportamiento de fricción por deslizamiento-viscoplástico es ampliamente aceptado en el proceso **RFWDD** [9], [64] y [76]. Este modelo considera que el esfuerzo cortante de fricción corresponde a

$$\tau_{fr} = \begin{cases} \mu\sigma_N & \text{si } \tau_{fr} \leq \tau_y(T), \\ m\tau_y(T) & \text{si } \mu\sigma_N > \tau_y(T), \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Fricción deslizante} \\ \text{Fricción por adhesión viscoplástica} \end{array} \quad (3.4)$$

donde  $\sigma_N$  corresponde al esfuerzo normal de contacto y  $m$  es el factor de fricción en la fase viscoplástica. Con base en el criterio de fluencia de Von Mises, el esfuerzo cortante de fluencia se puede escribir como:

$$\tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (3.5)$$

Los trabajos [65], [77], [78] y [79] consideran un modelo de fricción por deslizamiento-esfuerzo cortante en el que la fase de adherencia viscoplástica es alcanzada cuando  $\tau_y \leq \mu\sigma_N$  y definen la ecuación de flujo de calor generado por fricción como

$$\dot{q}_{fr} = \eta * V_t * \min(\mu P_c, m\tau_y) \quad (3.6)$$

donde  $\eta$  es el coeficiente de eficiencia de conversión de energía mecánica rotacional en calor y  $V_t$  es la velocidad tangencial relativa.

Maalekia [64] propone un modelo de fricción por deslizamiento-adhesión como otra alternativa para describir la generación de calor. Cuando el área real de contacto se acerca al área aparente de contacto se da lugar a un flujo completamente plástico en la interfaz que cumple la ley de fricción por esfuerzo cortante. Así, la generación de calor se divide en tres etapas, una inicial completamente deslizante, una final completamente adhesiva y una etapa intermedia de transición deslizante-adhesiva. Con el fin de incorporar esta etapa intermedia, se debe utilizar un factor de transición  $\delta$ , dependiente del tiempo y que toma valores de 0 a 1, donde  $\delta = 1$  corresponde a una condición totalmente deslizante y  $\delta = 0$  a una condición adhesiva. En particular, Maalekia consideró una transición de 0.1 [s] después de alcanzar una temperatura de  $0.6 T_m$ , donde el esfuerzo de fluencia es relativamente bajo y se espera una recristalización dinámica. Otros trabajos que han utilizado esta formulación para definir el calor generado son [9], [14] y [76]. Así

$$\dot{q}_{fr} = \delta V_t \mu P_c + (1 - \delta) V_t \tau_y \quad (3.7)$$

Finalmente, el calor generado por fricción se divide en dos flujos de calor que van hacia las dos probetas del proceso. La relación de participación de calor  $\beta$  corresponde a la

absorción de calor de un elemento frente a otro y normalmente se asume de 0.5 en procesos con materiales similares [64]. Así

$$\dot{q}_{fr,sup} = \beta \dot{q}_{fr} \quad (3.8)$$

$$\dot{q}_{fr,inf} = (1 - \beta) \dot{q}_{fr} \quad (3.9)$$

### 3.2 Componente mecánico

El Proceso **RFWDD** es transitorio, produce grandes deformaciones y maneja altas temperaturas de operación. Al finalizar la etapa de fricción se presenta un gradiente de temperatura alto en la junta que afectada el esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$ , el coeficiente de conductividad  $k$  y el calor específico  $C_p$ .

El aumento de temperatura alrededor de la zona de contacto implica una reducción en la magnitud del esfuerzo de fluencia que comienza en valores cercanos a los  $10^9$  [Pa] a temperatura ambiente en la etapa de precontacto y disminuye a casi 0 [Pa] al aproximarse a la temperatura de fusión  $T_m$ . Simultáneamente, el calor generado por fricción disminuye de forma proporcional con el esfuerzo de fluencia después de alcanzada la condición  $\mu\sigma_N > \tau_y(T)$ , descrito en las ecuaciones (3.5) y (3.6). Por otra parte, las grandes deformaciones plásticas durante el proceso pueden considerarse como una fuente de calor volumétrica adicional al calor por fricción. En consecuencia, es importante acoplar el modelo térmico y mecánico para una retroalimentación mutua con una adecuada simplificación que permita la realización de los cálculos sin perder la precisión de los resultados.

Los procesos **RFWDD** con materiales similares presentan un comportamiento simétrico respecto a la zona de contacto. Esto permite simplificar el modelo y considerar una barra rígida de mayor diámetro aislada térmicamente y la otra con comportamiento plástico en la que se desarrollan todos los fenómenos del proceso. En particular, Zhang [78] utilizó un modelo rígido-viscoplástico 3D, donde la zona deformada presentó un comportamiento plástico y omitió el comportamiento elástico al considerarlo muy pequeño respecto al plástico. Este modelo predijo la forma y tamaño del labio de soldadura con alta precisión a

condiciones de alta y baja deformación. Wenya [14] consideró un modelo 2D axisimétrico basado en un esfuerzo de fluencia definido a diferentes tasas de deformación y temperaturas. El investigador utilizó técnicas de remallado y mapeado de la solución para enfrentar la gran distorsión de los elementos. Reportó un error de 2.5% en el cálculo del acortamiento axial, una predicción adecuada en la forma y tamaño del labio de soldadura y una concordancia entre la profundidad de la zona de alta temperatura en el modelo con la zona de recristalización en el experimento.

Asif [16] desarrolló un modelo plástico 3D para un proceso **RFWDD** con acero inoxidable como material base. Definió el endurecimiento a través de la ecuación de Johnson-Cook y utilizó una malla fina en la zona cercana a la interfaz de contacto, la cual refinó hasta que la solución resultante se tornó independiente del refinamiento y dentro de un rango aceptable en comparación a los resultados experimentales. Con este mallado se simuló diferentes experimentos a diferentes condiciones de procesos en los que se modificó las magnitudes de presión de fricción, presión de forja y sus respectivos tiempos. El autor reportó una precisión general del 95% en el pico de temperatura y un error máximo del 8% en el acortamiento axial. Por otra parte, hay poca coincidencia en la forma del labio el cual no logra doblarse con forma de riso en la simulación.

Donati [17] utilizó un modelo 2D axisimétrico torsional para simular un proceso **RFWDD** entre aleaciones de aluminio. Combinó datos de esfuerzo de fluencia de diferentes autores, para diferentes condiciones de temperatura y tasas de deformación, y los agregó al software en forma tabular. Además, el autor propuso que el factor de fricción  $m$  depende de la temperatura y puede adoptar valores superiores a 1. Por ejemplo,  $m$  alcanza un valor de 10 en 500°C y permanece constante hasta alcanzar una temperatura de fusión de 600°C. Este modelo predijo satisfactoriamente la morfología del labio de soldadura. Las temperaturas calculadas en la etapa de deslizamiento presentaron una diferencia de 50°C por debajo de los resultados experimentales.

Por otra parte, los procesos **RFWDD** con materiales disímiles que presentan valores de esfuerzo de fluencia muy diferentes entre sí desarrollan una Zona Afectada Termo-Mecánicamente (**ZATM**) sólo en el material más débil. Por ejemplo, al soldar una aleación

de aluminio con acero inoxidable el primer componente se deforma y desarrolla el labio de la soldadura mientras que el segundo componente prácticamente no cambia su geometría [80]. Esto se debe a que la temperatura desarrollada en la interfaz de contacto se acerca a la temperatura de fusión de una de las dos piezas y el esfuerzo de fluencia se reduce lo suficiente para que la presión aplicada deforme el material dando paso al labio de soldadura hasta lograr la coalescencia deseada. En estos casos es posible considerar la pieza más resistente como rígida y conservar una buena precisión en los cálculos numéricos.

Son pocos los trabajos enfocados a la simulación de procesos con materiales disímiles. Leśniewski [24] realizó un modelo rígido-elastoplástico 3D entre una barra maciza de tungsteno y otra de titanio. Consideró una condición de sólo deslizamiento durante toda la etapa de calentamiento por fricción y probó diferentes curvas de coeficiente de fricción en función de la temperatura adaptadas de la literatura. En la simulación impuso una condición de remallado adaptativo a una frecuencia determinada para conservar una calidad de malla adecuada. Adicionalmente, consideró el esfuerzo de fluencia dependiente de la temperatura a diferentes condiciones de baja deformación que van de 0.05 a 0.35 [mm/mm] y referido a una única tasa de deformación  $\dot{\epsilon}$ . Los resultados del acortamiento axial muestran una adecuada coincidencia con los resultados experimentales. Sin embargo, la geometría final simulada del labio de soldadura se aleja de la forma de riso esperada.

Por otra parte Zimmerman [23] utilizó de forma cuasi-estática un modelo elástico-elastoplástico 2D axisimétrico entre una barra cerámica y otra metálica. No reportó el uso de ninguna estrategia de remallado y consideró una formulación aditiva de las deformaciones elásticas, plásticas y de expansión térmica. Definió la curva de esfuerzo deformación a 7 temperaturas diferentes en un rango de deformaciones plásticas entre 0 y 0.2 [mm/mm] bajo una única condición de tasa de deformación. El radio máximo desarrollado por el labio de soldadura y su altura presentó un error relativo menor al 7%. Sin embargo, la forma del labio de soldadura en la simulación no mostró la misma tendencia a doblarse hacia arriba como en los resultados experimentales. Mousavi [22] recurrió a un modelo 3D plástico-plástico y aplicó el modelo de Johnson-Cook para simular un proceso **FRWDD** entre dos aceros diferentes a condiciones de baja deformación con un acortamiento axial inferior a 2.2 [mm]. El trabajo reportó un error relativo en el

acortamiento axial menor al 5% en la combinación disímil del proceso. Sin embargo, la forma del labio de soldadura en los resultados simulados se alejó del esperado.

### 3.3 Modelo numérico empleado del proceso RFWDD

El Método de los Elementos Finitos (**FEM**) es una estrategia numérica que permite obtener un comportamiento aproximado de fenómenos físicos previamente descritos a través de Ecuaciones Diferenciales Parciales (**EDP**) en términos de una o más variables dependientes de interés. Primero se reformula el problema en forma débil, luego se discretizan los dominios en elementos finitos a través del mallado donde los nodos definen el comportamiento de cada elemento por medio de funciones de forma. Lo anterior permite transformar la formulación débil en un sistema de ecuaciones algebraicas y así calcular numéricamente una solución aproximada.

Para llevar a cabo la simulación numérica del proceso **RFWDD** se seleccionó el software COMSOL Multiphysics por su ambiente multifísico que admite el acople termomecánico requerido y por su flexibilidad para definir ecuaciones, dominios y condiciones de contorno. El flujo de trabajo con el programa consistió en configurar el entorno de trabajo, construir la geometría de los objetos, definir las propiedades de los materiales a utilizar, definir las condiciones físicas y de contorno del proceso, realizar el mallado, definir estrategias de remallado, ejecutar la simulación y finalmente el posprocesamiento de resultados. Fueron utilizados los módulos de mecánica de sólido y de transferencia de calor los cuales permiten determinar los campos de esfuerzos, deformación, desplazamientos y temperaturas.

Al considerar que los modelos 3D implican altos costos computacionales que aumentan con la complejidad del modelo sumado a la necesidad de ejecutar varias simulaciones con el objetivo de optimizar la predicción sobre los valores experimentales, se optó por un modelo 2D axisimétrico elastoplástico en vista de su alto grado de precisión para calcular el comportamiento de la temperatura, el acortamiento axial y la forma de la soldadura. En

procesos **RFWDD** disímiles entre materiales con grandes diferencias entre sus esfuerzos de fluencia para la misma temperatura, el material más rígido no muestra cambios geométricos apreciables, por lo cual se consideró totalmente rígido.

Las condiciones térmicas y mecánicas del proceso se presentan en el esquema de la Figura 3-4 donde la geometría se dividió en tres dominios diferentes. El Dominio D1 se consideró como un cuerpo rígido que interactúa térmicamente con el entorno. Los dominios D2 y D3 corresponden a cuerpos elastoplásticos donde D2 se discretiza con una malla más fina para una mejor respuesta ante las grandes deformaciones.

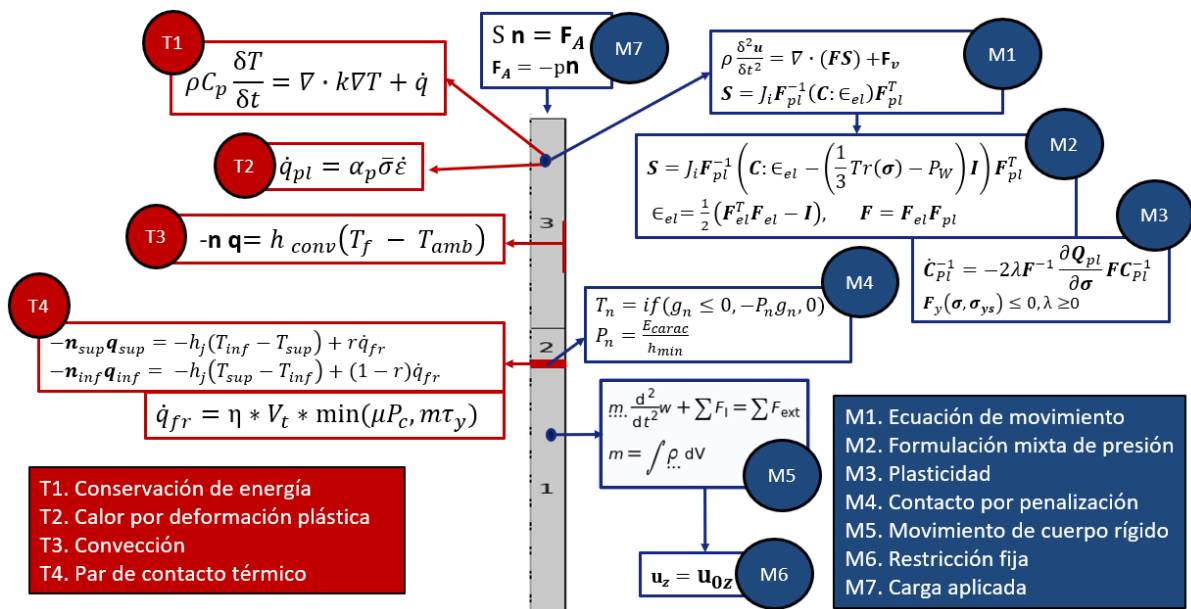


Figura 3-4: Esquema del modelo matemático del proceso **RFWDD** disímil.

Las condiciones térmicas del modelo se ven gobernadas por la ley de conservación de la energía (T1) donde la variación de temperatura influye significativamente sobre el poder calorífico  $C_p$  y la conductividad térmica  $k$ . La condición de calor generado por deformación plástica (T2) se aplica sólo a los dominios D2 y D3 a causa de las deformaciones plásticas esperadas. La convección (T3) se presenta en todos los contornos excepto en la zona de contacto. Además, se asume despreciable la transferencia de calor por radiación con el entorno.

El par de contacto térmico (T4) consideró la transferencia de calor entre los contornos de contacto. Cuando  $\omega > 0$  existe movimiento relativo entre las superficies y el flujo de calor está gobernado por la generación de fricción, calculado con el modelo de fricción deslizamiento-esfuerzo cortante, definido en la ecuación (3.6), y distribuido entre las barras de trabajo de acuerdo a las ecuaciones (3.8) y (3.9). La relación de participación de calor  $\beta$  depende de los materiales a utilizar. Una vez frenada la barra giratoria se da paso a la etapa de forja donde la junta logra la coalescencia y continua el enfriamiento. Se consideró en el modelo que la transferencia de calor entre contornos obedece una condición de capa delgada resistiva de acuerdo a las ecuaciones (2.23) y (2.24) con una resistencia térmica de capa representativa de la junta donde

$$h_{eq} = \begin{cases} 0, & \omega > 0 \\ h_{eq}, & \omega = 0 \end{cases} \quad (3.10)$$

El comportamiento mecánico está gobernado por la ecuación de movimiento (M1) que corresponde a la ecuación (2.69). Se utilizó la formulación mixta de presión (M2), también conocida como formulación u-p, la cual reemplaza al tensor de deformación volumétrico por la presión  $P_w$  que corresponde a una variable dependiente adicional.

Se asigna a los dominios D2 y D3 un comportamiento plástico (M3) calculado mediante una estrategia de descomposición multiplicativa del gradiente del tensor definida en la ecuación (2.51). Esta estrategia es recomendada por el software para grandes deformaciones. El fenómeno de contacto entre las dos piezas se modeló a través del método de la penalización (M4) el cual corresponde a un resorte rígido imaginario que se activa entre los contornos de contacto para que no se invada el espacio de cada uno. El dominio D1 se consideró como un material rígido (M5) anclado en el espacio a través de una restricción fija (M6). Finalmente, las presiones del proceso se ingresaron como una condición de carga aplicada (M7) en el contorno superior del dominio D3.

Las variables dependientes utilizadas están definidas en la Tabla 3-1. La alta no linealidad presente en el modelo por el comportamiento plástico (M3) y la condición de contacto mecánico (M4), sumado a los grandes gradientes de temperatura que se desarrollan

durante el proceso pueden generar problemas de convergencia en la determinación de la variable de desplazamiento **u**.

**Tabla 3-1:** Variables dependientes.

Variable dependiente	Nombre	Unidades
<b>T</b>	Temperatura	K
<b>u</b>	Desplazamiento	Mm
<b>Pw</b>	Presión auxiliar	$N/m^2$

Se seleccionó el método implícito de Euler hacia atrás o fórmula de diferencias hacia atrás (**BDF** por sus siglas en inglés) como solucionador dependiente del tiempo. Este método robusto y de alta estabilidad permite solucionar los términos de evolución temporal. Adicionalmente se activó la opción “Controlador no lineal” para un control de paso más eficiente en problemas no lineales, el cual permite un tamaño de paso menor al requerido por la precisión **BDF** para una adecuada estabilidad en el solucionador no lineal de Newton. Para integrar el modelo térmico y mecánico, se escogió un enfoque acoplado. Este enfoque integra las ecuaciones de los dos sistemas físicos y resuelve de forma simultánea todas las incógnitas. Para resolver las ecuaciones no lineales, se utilizó el método iterativo de Newton amortiguado.



## 4 Validación del modelo computacional y análisis paramétrico

El modelo se evaluó en tres condiciones de proceso **RFWDD** diferentes y fue validado a partir de datos experimentales reportados en la literatura. Inicialmente se consideró un proceso **RFWDD** *símil* de baja deformación. Posteriormente, se modeló un proceso **RFWDD** *símil* de alta deformación. En ambos casos el material de trabajo fue Inconel 718. Finalmente se abordó un proceso **RFWDD** *disímil* entre un hierro y cobre puro. Este capítulo incluye una evaluación de diferentes estrategias para modelar las deformaciones plásticas que se desarrollan durante un proceso **RFWDD** según el tercer objetivo específico de esta tesis. Inicialmente se valida el modelo bajo una condición *símil* de baja deformación donde se comparan diferentes alternativas para definir el esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$  a una condición de deformación representativa  $\epsilon=0.2$  [mm/mm]. Luego, se aborda un proceso *símil* de grandes deformaciones plásticas y se considera de forma más amplia el efecto de la deformación  $E f_\epsilon$  sobre  $\sigma_y$ . Posteriormente se identifica la interacción de las variables de proceso con las características macroscópicas de la junta a partir de un diseño experimental de simulaciones numéricas según el último objetivo de esta tesis. Finalmente, se validó el modelo construido con un proceso **RFWDD** *disímil* entre cobre y hierro puros, y se estudió su comportamiento termomecánico a diferentes condiciones de operación.

## 4.1 Modelado de deformaciones plásticas

Los procesos **RFWDD** similares presentan un comportamiento térmico y mecánico altamente simétrico respecto a la zona de contacto. Esto permite simplificar el modelo previo y analizar el comportamiento de sólo una de las barras de trabajo sin perder la precisión de los resultados. En las validaciones similares se consideró una barra superior con comportamiento elastoplástico enfrentada a una barra inferior rígida de diámetro mayor y aislada térmicamente. El flujo de calor por fricción en la superficie de contacto corresponde a la Ecuación (3.8) con una relación de participación de calor  $\beta = 0.5$ .

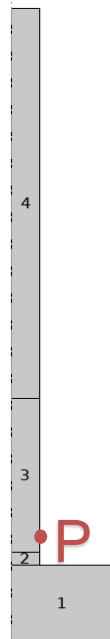
### 4.1.1 Validación similar de baja deformación

Para esta validación se tomó como referencia un proceso **RFWDD** similar entre dos barras macizas de Inconel 718 de igual geometría bajo las condiciones de proceso expuestas en la Tabla 4-1. En la simulación se consideró una barra elastoplástica de radio 10.37 [mm] y longitud 220 [mm] en contacto con una segunda barra rígida de radio 37 [mm] y longitud de 30 [mm] [78].

**Tabla 4-1:** Parámetros de operación del proceso **RFWDD** de validación preliminar [78].

Parámetro	Valor
Presión de fricción P1 [MPa]	130
Tiempo de fricción t1 [s]	2
Presión de fricción P2 [MPa]	210
Tiempo de fricción t2 [s]	5
Presión de forja P3 [MPa]	310
Tiempo de forja t3 [s]	5
Velocidad angular [rpm]	1370
Tiempo total de fricción[s]	12

La Figura 4-1 muestra la geometría utilizada en la simulación dividida en cuatro dominios. Se utilizó una malla triangular con una discretización cuadrática de serendipia en el módulo de mecánica de sólido y Lagrange cuadrático en el módulo de transferencia de calor. El dominio 1 corresponde a un cuerpo rígido con un tamaño máximo del elemento de 5 [mm] y uno mínimo de 0.0188 [mm]. Los dominios 2, 3 y 4 corresponden a un cuerpo elastoplástico. El dominio 2 se definió con un tamaño máximo de 0.25 [mm] y uno mínimo de 0.0313 [mm]. Se asignó a la superficie de contacto del dominio 2 un tamaño en el elemento de 0.1 [mm]. A los dominios 3 y 4 se les asignó un tamaño máximo de 2.5 [mm] y 9.25 [mm] y uno mínimo 0.005 [mm] y 0.013 [mm] respectivamente. Finalmente, se asignó una condición de remallado que se activa cuando la calidad de al menos uno de los elementos se vuelve inferior a 0.5. La calidad de los elementos, definida como la relación entre volumen versus circunferencia de un elemento, fue evaluada en cada paso de tiempo. Para remallar, se crea una nueva geometría deformada a partir de la última solución almacenada y sobre esta geometría se vuelve a mallar los diferentes dominios con base en las condiciones de mallado indicadas anteriormente. Luego, se mapea la solución almacenada de la malla previa a la condición remallada y se reinicia la simulación a partir del último tiempo evaluado [81]. La temperatura durante el proceso en el punto superficial P con coordenadas ( $r=10.37\text{mm}$ ,  $z=5\text{mm}$ ), es reportada por [78].



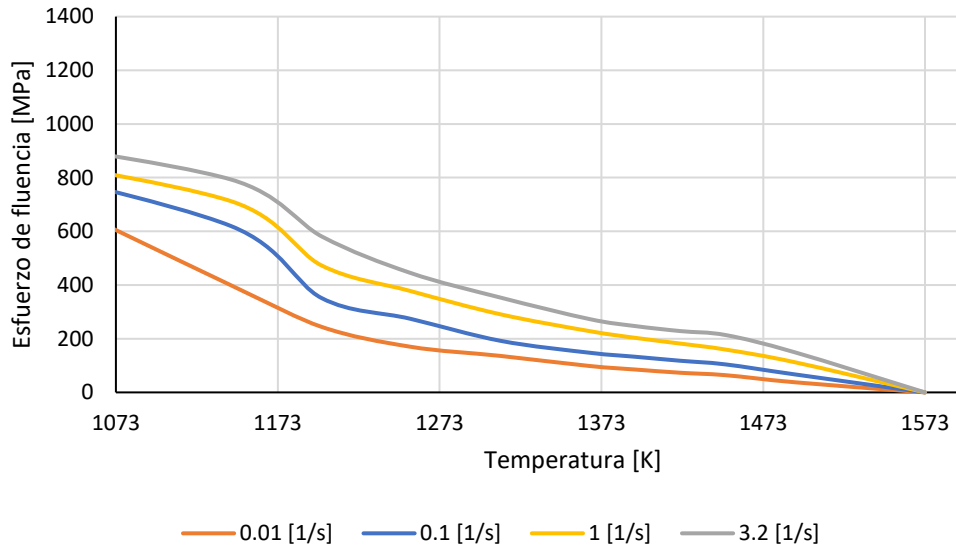
**Figura 4-1:** Geometría y dominios de simulación.

El comportamiento del poder calorífico y conductividad térmica en función de la temperatura fueron tomados de la referencia [82]. Por el corto tiempo que dura el proceso de soldadura, el coeficiente de convección se consideró  $h_{conv} = 0 [W/m^2]$ . Adicionalmente, el comportamiento de la densidad  $\rho$  y el módulo de Young  $E$  respecto a la temperatura para el material Inconel 718 fueron tomados de la librería de COMSOL Multiphysics y corresponden respectivamente a las ecuaciones (4.1) y (4.2) donde la temperatura está definida en Kelvin.

$$\rho = 8288.96 - 0.055 * T^1 - (7.19 * 10^{-4}) * T^2 + (7.975 - 10^{-7}) * T^3 - 3.48(10^{-10}) * T^4 \quad (4.1)$$

$$E = (2.11 * 10^{11}) - (2.85 * 10^7) * T^1 - (7834.10) * T^2 - 17.87 * T^3 \quad (4.2)$$

En el cálculo del calor generado por fricción se utilizó el modelo de fricción por deslizamiento-cortante que corresponde a la ecuación (3.6), con factor de fricción  $m = 0.9$ . Para determinar el calor generado por deslizamiento, inicialmente se evaluaron dos condiciones diferentes del coeficiente de fricción encontrados en la literatura, y posteriormente se adaptó un nuevo coeficiente de fricción  $\mu_3$  en función de la temperatura que permitió simular con mayor precisión las condiciones termomecánicas. El esfuerzo de fluencia  $\sigma_{ys}$  utilizado en este ajuste corresponde a la curva esfuerzo-deformación construida a partir de datos reportados en un ensayo de compresión a alta temperatura del material a una condición representativa de la deformación plástica equivalente fijada en  $\varepsilon_{pe} = 0.2 [mm/mm]$ , a cuatro tasas de deformación diferentes de 0.001 [1/s], 0.01 [1/s], 0.1 [1/s] y 3.2 [1/s], y dependiente de la temperatura [78]. Estos datos se encuentran en un rango de temperatura de 1073.15 [K] a 1493 [K]. Para efectos de la simulación se extrapoló linealmente  $\sigma_{ys}$  desde 1493 [K] hasta alcanzar 0 [MPa] en la temperatura de fusión  $T_m = 1573[k]$  como consecuencia de la condición líquida del material. Para temperaturas inferiores a 1073.15 [K] se extrapoló  $\sigma_{ys}$  de forma constante.

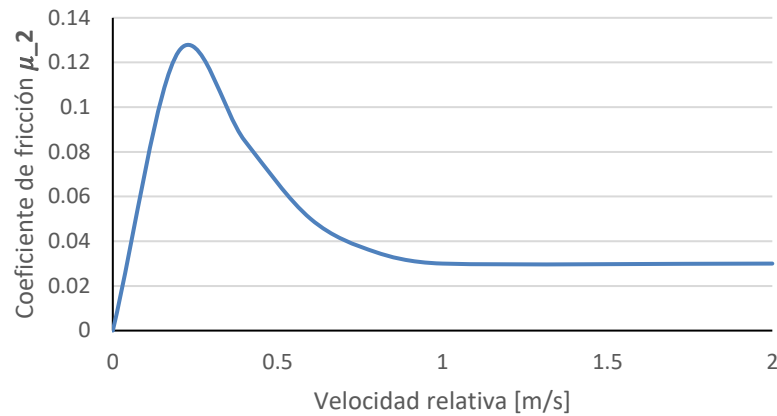


**Figura 4-2:** Curva de esfuerzo de fluencia respecto a la deformación a diferentes tasas de deformación, datos tomados de [78].

El primer coeficiente de fricción evaluado  $\mu_1$  se encuentra en términos de la presión aplicada  $P$ , la temperatura  $T$  y la velocidad relativa tangencial entre las superficies  $v_t$ , y obedece a la ecuación (4.3) [83].

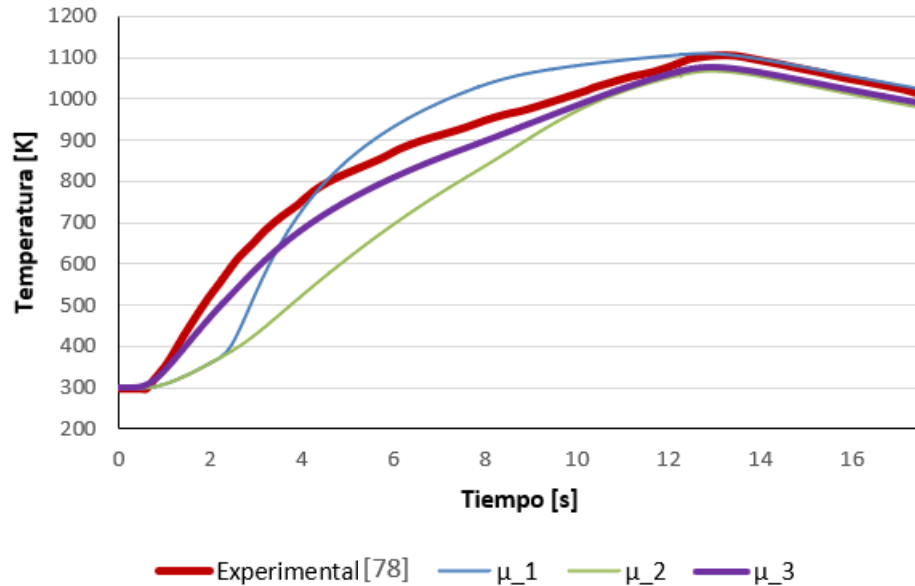
$$\mu_1 = 0.12 P^{-0.233} (T - 273)^{0.471} \exp(-0.739v_t) \quad (4.3)$$

La segunda condición evaluada considera el comportamiento de un coeficiente de fricción  $\mu_2$  con respecto a la velocidad relativa de desplazamiento entre las superficies, fue tomada de [37] y corresponde a la Figura 4-3. En el proceso de validación actual las velocidades oscilan entre  $0 [m/s^2]$  en el centro y  $1.48 [m/s^2]$  en la superficie.



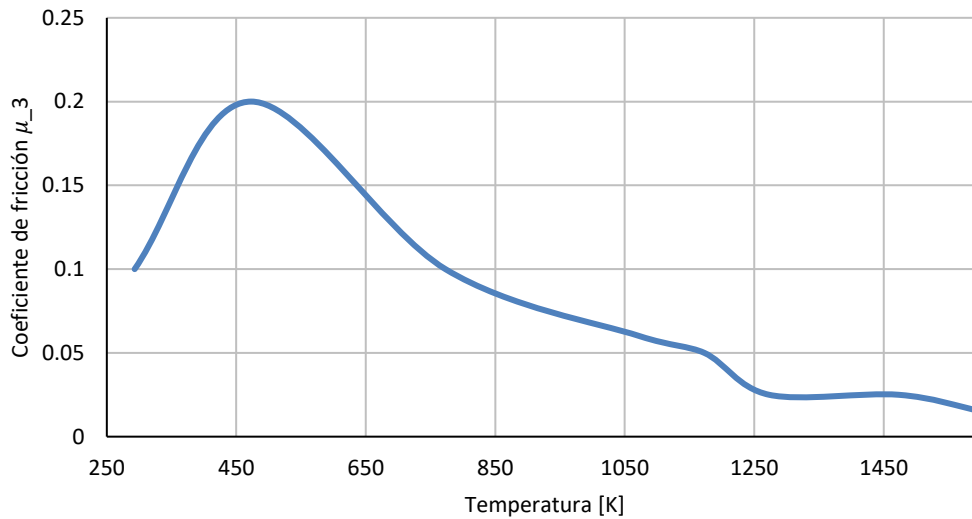
**Figura 4-3:** Coeficiente de fricción  $\mu_2$  en función de la velocidad relativa, tomado de [37].

La Figura 4-4 presenta los resultados de la simulación realizada evaluados en términos de la temperatura en el punto superficial P con coordenadas ( $r=10.37\text{mm}$ ,  $z=5\text{mm}$ ) durante el proceso **RFWDD**. La primera curva hace referencia al resultado experimental reportado por [78] con un acortamiento axial final de 1 [mm]. La segunda y tercera curva corresponden al resultado obtenido al considerar los coeficientes de fricción  $\mu_1$  y  $\mu_2$ , en estos casos el acortamiento axial fue respectivamente de 0.2 [mm] y 1.1 [mm]. La condición  $\mu_1$  mostró un comportamiento mecánico más cercano al experimental al alcanzar un acortamiento axial de 1.1 [mm], mientras que la condición  $\mu_2$  alcanzó un acortamiento de 0.2 [mm]. Sin embargo, los primeros 8 segundos la curva de temperatura de  $\mu_1$  alcanza una diferencia de hasta 200 [K] respecto a los datos experimentales, motivo por el cual se identificó un coeficiente  $\mu_3$  en función de la temperatura que se ajustara con mayor precisión a la curva experimental.



**Figura 4-4:** Comportamiento de la temperatura respecto al tiempo en el punto superficial  $P(r=10.37 \text{ [mm]}, z=5 \text{ [mm]})$ , curva experimental tomada de [78].

La Figura 4-5 corresponde a la curva  $\mu_3(T)$ . Esta curva se construyó a partir de la forma de la curva presentada en la Figura 3-2 y ajustada al rango de magnitudes utilizado en  $\mu_2(v_t)$ . También se consideró que el coeficiente de fricción a condiciones de deslizamiento y bajas temperaturas puede variar entre 0.03 y 0.6 [37], [84]. Por otra parte, a altas temperaturas el coeficiente de fricción puede llegar a un valor de 0.02 [50]. Se realizaron varias simulaciones del proceso hasta determinar la curva  $\mu_3(T)$  que mejor se ajustó al comportamiento térmico experimental. En el momento en que se aplica la presión P3 la temperatura promedio en la zona de contacto es cercana a 1250 [K]. A partir de este cambio de presión y a temperaturas superiores de 1250 [K] se consideró que el coeficiente de fricción cae en el orden de 0.02.



**Figura 4-5:** Coeficiente de fricción  $\mu_3$ .

Posteriormente, se compararon cuatro estrategias diferentes para definir el esfuerzo de fluencia  $\sigma_{ys}$ . La condición A corresponde a la utilizada anteriormente para identificar el coeficiente de fricción más adecuado. Esta condición definió  $\sigma_{ys}$  para una deformación plástica equivalente fija en  $\varepsilon_{pe} = 0.2 [mm/mm]$ , dependiente de la temperatura y a varias tasas de deformación [78], tal como se observa en la Figura 4-2.

La condición B utilizó la ley de endurecimiento de Johnson-Cook que corresponde a la ecuación (2.40) donde  $\sigma_{y0} = 1377 [MPa]$ ,  $K = 1243.5 [MPa]$ ,  $n = 0.6767$ ,  $C = 0.0045$ ,  $\varepsilon_{pe} = 1 [s^{-1}]$ ,  $T_{ref} = 294.15 [K]$ ,  $T_m = 1573 [K]$  y  $m = 1.29$ . Las condiciones C y D corresponden a leyes de endurecimiento de Johnson-Cook modificadas propuestas por Iturbe [54], [55] y obedecen a la ecuación (2.39). Iturbe considera como independientes los efectos del endurecimiento isotrópico por deformación ( $Ef_\varepsilon$ ), endurecimiento por sensibilidad a la tasa de deformación ( $Ef_{\dot{\varepsilon}}$ ) y ablandamiento térmico ( $Ef_T$ ).

En la condición C los efectos de endurecimiento  $Ef_\varepsilon$  y  $Ef_{\dot{\varepsilon}}$  se conservaron de la definición de la ley de Johnson-Cook y corresponden a las ecuaciones (4.4) y (4.5). El efecto de ablandamiento térmico  $Ef_T$  utiliza la ecuación (2.41), conocida como ley de la potencia,

para definir  $T_h$  y evalúa  $m$  de forma escalonada respecto a una temperatura crítica  $T_{cr} = 973 [K]$  como se muestra en la ecuación (4.6). Para esta condición  $m = m_c$ .

$$Ef_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) = \sigma_{ys0} + k\varepsilon_{ple}^n \quad (4.4)$$

$$Ef_{\dot{\varepsilon}}(\dot{\varepsilon}) = 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pe}}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \quad (4.5)$$

$$Ef_T(T_{cr}) \begin{cases} m_c = 2, & T_{cr} < 973 [K] \\ m_c = 0.0016 * T + 2.0031 \end{cases} \quad (4.6)$$

La condición D define los efectos de endurecimiento  $Ef_{\varepsilon}$  y  $Ef_{\dot{\varepsilon}}$  de acuerdo a las ecuaciones (4.4) y (4.7) respectivamente, donde  $C_1=0.00216$  y  $D_1 = 1.00391$ . Adicionalmente, formula  $Ef_T(T)$  de acuerdo con la ecuación (4.8).

$$Ef_{\dot{\varepsilon}}(\dot{\varepsilon}, T) = 1 + C_1 D_1^T \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{pe}}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \quad (4.7)$$

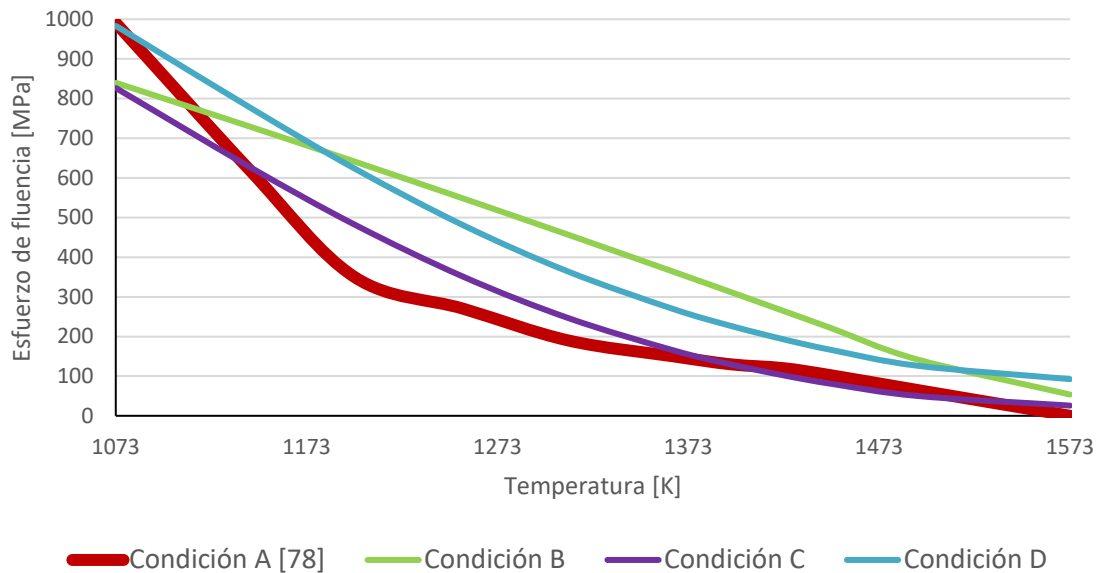
$$Ef_T(T) = 1 - \frac{1}{1 + e^{-m(T-B)}} \quad (4.8)$$

Así, las ecuaciones para determinar el esfuerzo de fluencia en las condiciones C y D son respectivamente

$$\sigma_{ys}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (\sigma_{ys0} + k\varepsilon_{ple}^n) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pe}}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right)^{m_c} \right) \quad (4.9)$$

$$\sigma_{ys}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (\sigma_{ys0} + k\varepsilon_{ple}^n) \left( 1 + C_1 D_1^T \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{pe}}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \right) \left( 1 - \frac{1}{1 + e^{-m(T-B)}} \right) \quad (4.10)$$

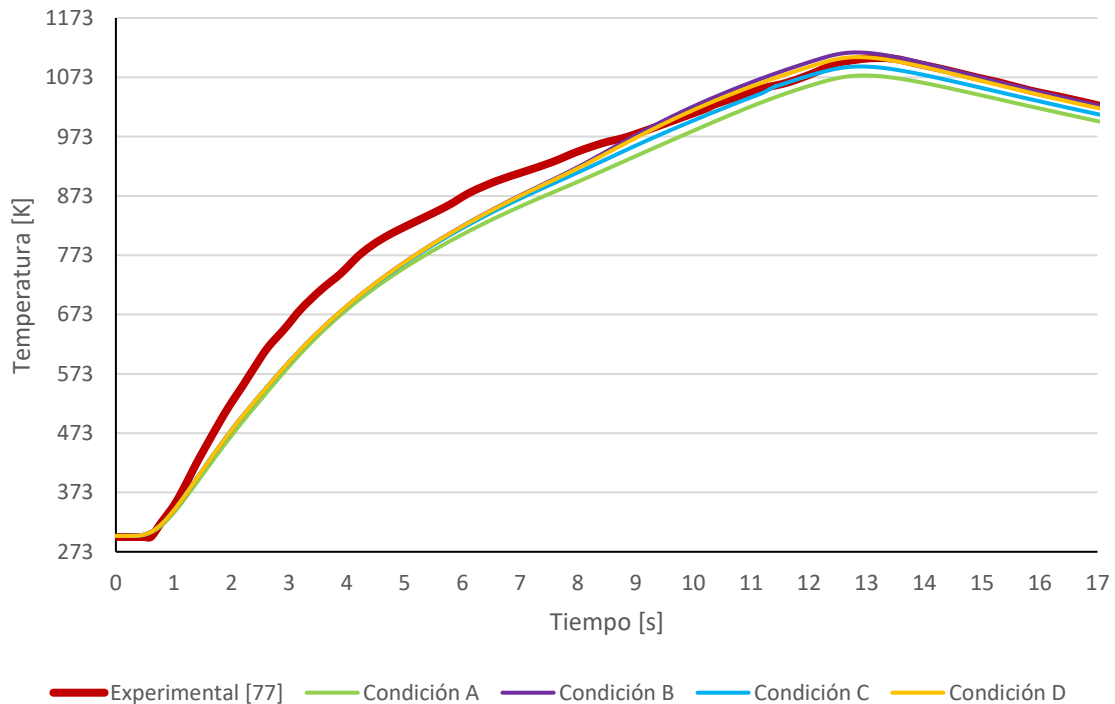
La Figura 4-6 presenta el comportamiento del esfuerzo de fluencia respecto a la temperatura a una tasa de deformación  $\dot{\epsilon} = 0.1 \text{ s}^{-1}$  y a una condición de deformación  $\epsilon = 0.2 \text{ [mm/mm]}$  para las condiciones A, B, C y D. La condición B muestra un comportamiento lineal que duplica los valores de la curva de referencia alrededor de los 1223.15 [K]. Las condiciones C y D muestran un comportamiento más cercano a la curva experimental donde la condición C es más precisa y asegura un valor de  $\sigma_{ys} = 0 \text{ [MPa]}$  en  $T_m$  por su formulación. Por otra parte, la condición D llega a un valor de  $\sigma_{ys@Tm} = 76 \text{ [MPa]}$ .



**Figura 4-6:** Esfuerzo de fluencia vs temperatura a una tasa de deformación  $0.1 \text{ s}^{-1}$ , condición A tomada de [78].

Los resultados de cada simulación realizada se evaluaron en términos del comportamiento de la temperatura en un punto P con coordenadas ( $r=10.37\text{mm}$ ,  $z=5\text{mm}$ ), la morfología final del labio de soldadura y el acortamiento axial. En la Figura 4-7 se graficó el comportamiento de la temperatura en el punto P. En dicha figura se observa una alta coincidencia entre la curva de temperatura reportada en la referencia [78] para el punto P y las curvas de temperatura calculadas. En el cuarto segundo se presenta una subestimación máxima de  $90 \pm 5 \text{ [K]}$  para todos los casos. En el segundo 13 se alcanza la

temperatura máxima con un error de 3.5%, 1.1%, 1.7% y 0.2% bajo las condiciones A, B,C y D respectivamente. Al llegar a la condición de enfriamiento, todos los casos mostraron una pendiente similar.

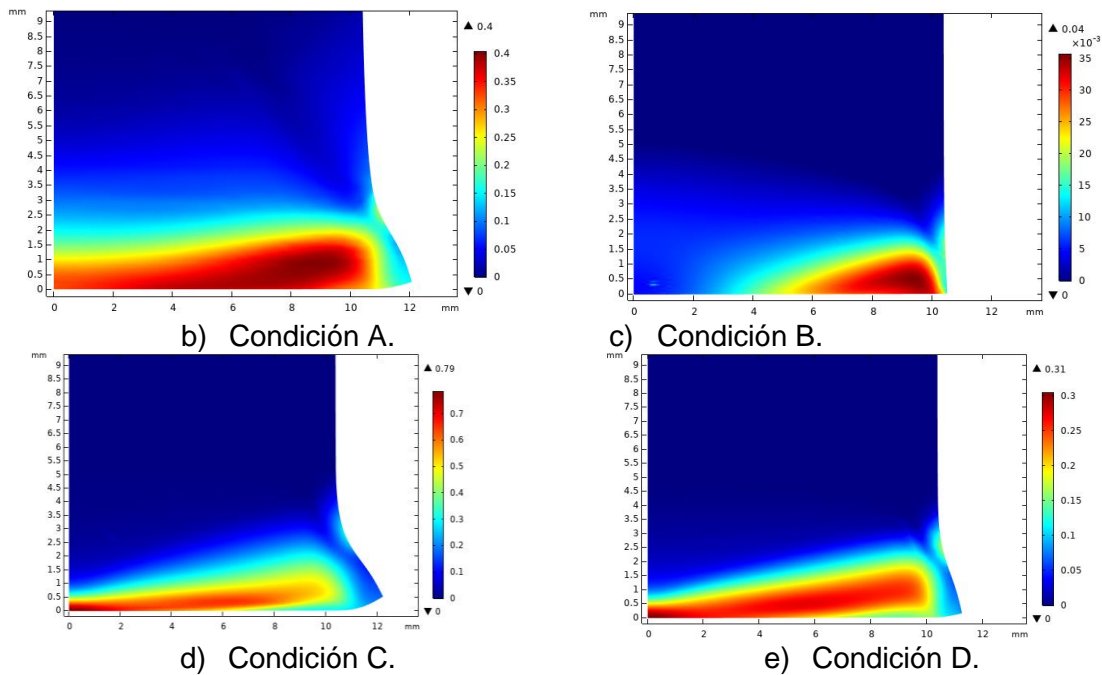


**Figura 4-7:** Resultados de Temperatura vs tiempo en el punto P( $r=10.37$  [mm], $z=5$  [mm]) a diferentes condiciones de esfuerzo de fluencia. Curva experimental tomada de [78].

La morfología del labio de soldadura y el campo de deformaciones plásticas equivalentes obtenidas para el tiempo  $t=12$  [s] se muestra en la Figura 4-8. Las condiciones A y C presentan una morfología similar a la reportada. La deformación plástica equivalente máxima en las condiciones A y C fueron de  $0.39$  [mm/mm] y  $1.09$  [mm/mm] respectivamente. Por otra parte, la condición D desarrolló un labio de soldadura poco pronunciado y la condición B no desarrolló un labio.



a) Sección de junta de soldadura, tomada de [78].



**Figura 4-8:** Campos de deformación plástica equivalente y morfología de labio de soldadura, sección de junta de soldadura tomada de [78]

La Tabla 4-2 presenta los diferentes errores relativos en la morfología del labio de soldadura y el acortamiento axial de una barra. La condición A predijo con mayor precisión la forma del labio seguida por la simulación que definió el esfuerzo de fluencia a partir de la condición C. Estas dos condiciones también mostraron un mismo error de 10% en el acortamiento axial. La condición D desarrolló levemente el labio y presentó un error del 35% en el acortamiento axial. Finalmente, la condición B dista significativamente de la solución al no desarrollar un labio de soldadura y reportó un error superior al 50% en el acortamiento axial.

**Tabla 4-2:** Resultados de simulación de acortamiento axial en una de las barras y de morfología del labio de soldadura (Ancho y altitud).

	Ancho [mm]	Error relativo [%]	Altitud [mm]	Error relativo [%]	Acortamiento axial [mm]	Error relativo [%]
<b>Experimental [78]</b>	24.08		2.86		1	
Condición A	24.10	0.1	2.9	1.4	0.9	10
Condición B	NA	NA	NA	NA	0.4	60
Condición C	24.5	1.7	2.7	5.6	1.1	10
Condición D	22.5	6.6	3.2	11.9	0.65	35

En conclusión, las condiciones del esfuerzo de fluencia que mejor predijeron el proceso símil de baja deformación fueron la condición A y la condición C. En ambos casos se obtuvo un error relativo del 10% al predecir el acortamiento axial. Además, la condición C calculó una mejor predicción térmica. Por otra parte, las condiciones B y D mostraron un buen desempeño en la predicción del comportamiento térmico; sin embargo, mostraron una baja precisión ante el comportamiento mecánico.

#### 4.1.2 Validación símil de alta deformación

A continuación, se presentan las condiciones del proceso seguido por los diferentes parámetros del material que se consideraron para realizar la simulación. Posteriormente, se presenta un análisis comparativo a nivel térmico y mecánico de los resultados calculados bajo cinco condiciones con diferentes formulaciones de coeficiente de fricción y esfuerzo de fluencia correspondientes a los casos A, B, C y D. Finalmente se identificó la **ZAT** y la **ZATM** a partir de la predicción del modelo para el caso B, el cual predijo con mayor precisión el comportamiento termomecánico respecto a los resultados experimentales reportados por [82].

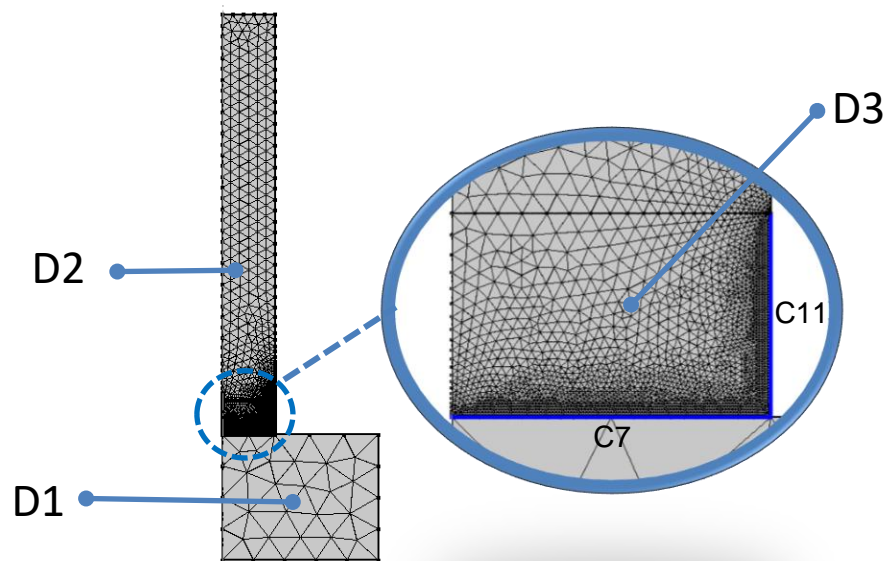
Esta validación consideró un proceso **RFWDD** entre dos barras cilíndricas iguales de 100 [mm] longitud y 25 [mm] diámetro. El material utilizado en ambas barras corresponde a Inconel 718. Las barras fueron sometidas a una presión de fricción hasta alcanzar 5 [mm] de deformación axial total en un tiempo de 47 [s]. Después, la rotación se detuvo y los

materiales fueron sometidos a una presión de forja. La Tabla 4-3 presenta los parámetros de operación considerados para la presente validación [82].

**Tabla 4-3:** Parámetros de operación en validación **RFWDD** de alta deformación [82]

Parámetro	Valor
Presión de fricción P1 [MPa]	350
Tiempo de Fricción t1 [s]	47
Presión de forja P2 [MPa]	525
Tiempo de forja t2 [s]	5
Velocidad angular [rpm]	1200

Para la definición del dominio espacial, se construyó una geometría con tres dominios y se utilizó una malla triangular libre como se observa en la Figura 4-9. El tamaño utilizado en cada dominio se presenta en la Tabla 4-4. Como condición adicional, se definió un tamaño de los elementos de borde en los contornos C7 y C11 de 0.12 [mm]. También se realizó un remallado en los tiempos 18 [s], 20 [s], 25 [s] y 30 [s].



**Figura 4-9:** Mallado en validación símil de alta deformación.

**Tabla 4-4:** Tamaños de los elementos en las mallas de los diferentes dominios.

Dominio	Tamaño mínimo [mm]	Tamaño máximo [mm]
D1	0.039	8.71
D2	0.0026	1.3
D3	0.00975	2.6

Los módulos de mecánica de sólido y transferencia de calor manejaron respectivamente las discretizaciones ‘cuadrático de serendíptos’ y ‘Lagrange cuadrático’. También, se trabajó con el método de penalización para definir el contacto superficial. A nivel térmico, las condiciones de poder calorífico y conductividad térmica se mantuvieron igual que en la validación símil de baja deformación al tratarse del mismo material. El coeficiente de convección utilizado fue de  $h_{conv} = 30 [w/m^2]$  sobre toda la superficie de la barra giratoria [37]. Para definir el calor generado por cortante, se utilizó un factor de fricción  $m = 0.9$ . Adicionalmente, se evaluaron dos coeficientes de fricción  $\mu_1$  y  $\mu_4$  para determinar el calor generado por deslizamiento. La condición  $\mu_1$  obedece a la ecuación (4.3) [83]. La condición  $\mu_4$  corresponde a un ajuste en el cual se proporcionó el coeficiente  $\mu_3$  utilizado en la sección anterior y presentado en la Figura 4-5. El coeficiente de fricción varía entre los procesos **FRWDD** de baja y alta deformación debido a los diferentes parámetros de operación tales como la magnitud de la presión de fricción, una presión de fricción constante y una mayor velocidad relativa tangencial desarrollada en el extremo de la zona de contacto. Frente a esto se multiplicaron los puntos de la curva  $\mu_3$  por un factor de proporcionalidad  $F_\mu$  de la forma

$$\mu_4 = F_\mu * \mu_3 \quad (4.11)$$

Se realizaron varias simulaciones del proceso en las que se varió  $F_\mu$  en un rango de 0.5 a 1.5 y se escogió el factor que mejor se ajustó al comportamiento termomecánico del proceso. El factor que mejor predijo la evolución de la temperatura superficial en la interfaz de contacto y el acortamiento axial en su etapa de calentamiento fue  $F_\mu = 0.6$ .

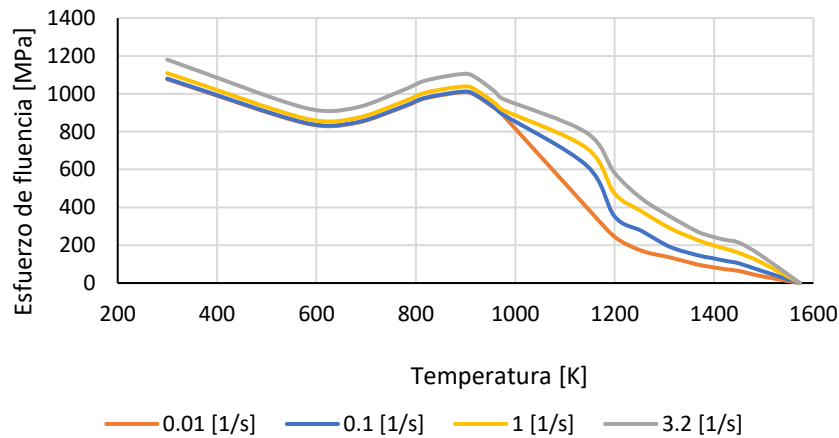
La ley de endurecimiento de Johnson-Cook considera los efectos de endurecimiento/ablandamiento por deformación  $Ef_\varepsilon(\varepsilon)$ , endurecimiento por tasa de

deformación  $Ef_{\dot{\varepsilon}}(\dot{\varepsilon})$  y ablandamiento por aumento de temperatura  $Ef_T(T)$  como fenómenos independientes, como se puede ver en la ecuación (2.39). Al considerar una deformación plástica representativa  $\varepsilon_{pe} = 0.2 [mm/mm]$ , el esfuerzo de fluencia utilizada en la condición B en la validación símil de baja deformación corresponde a:

$$\sigma_{yS}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = Ef_{\varepsilon} \cdot Ef_{\dot{\varepsilon}} \cdot Ef_T \quad (4.12)$$

$$\sigma_{yS,0.2}(0.2[mm/mm], \dot{\varepsilon}, T) = Ef_{\varepsilon}(0.2[mm/mm]) \cdot Ef_{\dot{\varepsilon}} \cdot Ef_T \quad (4.13)$$

Con base en los estudios de Yuan [85], Zhang [78], Geng [76] y Lewandowski [86] se construyó la gráfica de la Figura 4-10, en la cual se graficó el valor del esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$  a una condición fija de deformación plástica equivalente  $\varepsilon_{pe}=0.2 [mm/mm]$ , a varias tasas de deformación y dependiente de la temperatura. Estos valores fueron ingresados de forma tabular a la simulación.



**Figura 4-10:** Efecto térmico sobre el esfuerzo de fluencia a diferentes tasas de deformación para  $\varepsilon=0.2$ . Datos tomados de [76], [78], [85] y [86].

Ante las grandes deformaciones que sufre el material de trabajo se propuso un factor de sensibilidad a la deformación  $F_{\varepsilon}$ . Este factor es una relación entre los esfuerzos de fluencia a diferentes deformaciones  $\sigma_y(\varepsilon)$  respecto a  $\sigma_y(0.2 [mm/mm])$  el cual aumenta o disminuye al variar  $\varepsilon$  y es igual a 1 cuando  $\varepsilon = 0.2 [mm/mm]$ . Así, a una temperatura dada

$$\sigma_y(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = F_\varepsilon(\varepsilon) \cdot Ef_\varepsilon(0.2) \cdot Ef_{\dot{\varepsilon}} \cdot Ef_T \quad (4.14)$$

donde:

$$Ef_\varepsilon = F_\varepsilon(\varepsilon) \cdot Ef_\varepsilon(0.2) \quad (4.15)$$

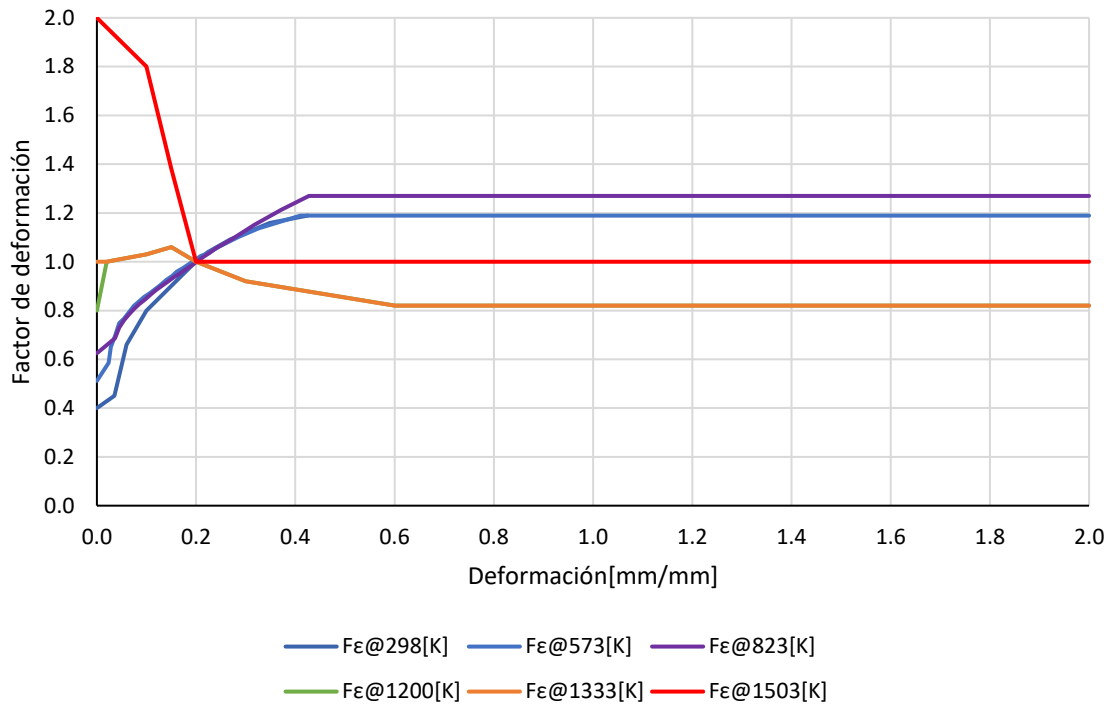
$$F_\varepsilon(\varepsilon) = \frac{\sigma_y(\varepsilon)}{\sigma_y(0.2)} \quad (4.16)$$

Adicionalmente, se realizó una transición de este factor entre seis temperaturas representativas de acuerdo a la ecuación (4.17). El factor de deformación es ingresado de forma tabular con base a las referencias [85], [76] y [86], y se prolongó horizontalmente en los extremos de la curva, Figura 4-11.

$$F_\varepsilon = \begin{cases} T_{amb} \leq T < T1 & , & F1_\varepsilon \\ T1 \leq T < T1_b & , & -\frac{(T1_b - T)(F2_\varepsilon - F1_\varepsilon)}{T1_b - T1} + F2_\varepsilon \\ T1_b \leq T < T2 & , & F2_\varepsilon \\ T2 \leq T < T3 & , & -\frac{(T3 - T)(F3_\varepsilon - F2_\varepsilon)}{T3 - T2} + F3_\varepsilon \\ T3 \leq T < T4 & , & -\frac{(T4 - T)(F4_\varepsilon - F3_\varepsilon)}{T4 - T3} + F4_\varepsilon \\ T4 \leq T < T5 & , & F4_\varepsilon \\ T5 \leq T < T6 & , & -\frac{(T6 - T)(F5_\varepsilon - F4_\varepsilon)}{T6 - T5} + F5_\varepsilon \\ T6 \leq T < T7 & , & -\frac{(T7 - T)(F6_\varepsilon - F5_\varepsilon)}{T7 - T6} + F6_\varepsilon \\ T \geq T7 & , & F6_\varepsilon \end{cases} \quad (4.17)$$

donde

$T1=400$  [K],  $T1_b=573$  [K],  $T2=673$  [K],  $T3=900$  [K],  $T4=1000$  [K],  $T5=1200$  [K],  $T6=1333$  [K] y  $T7=1503$  [K].



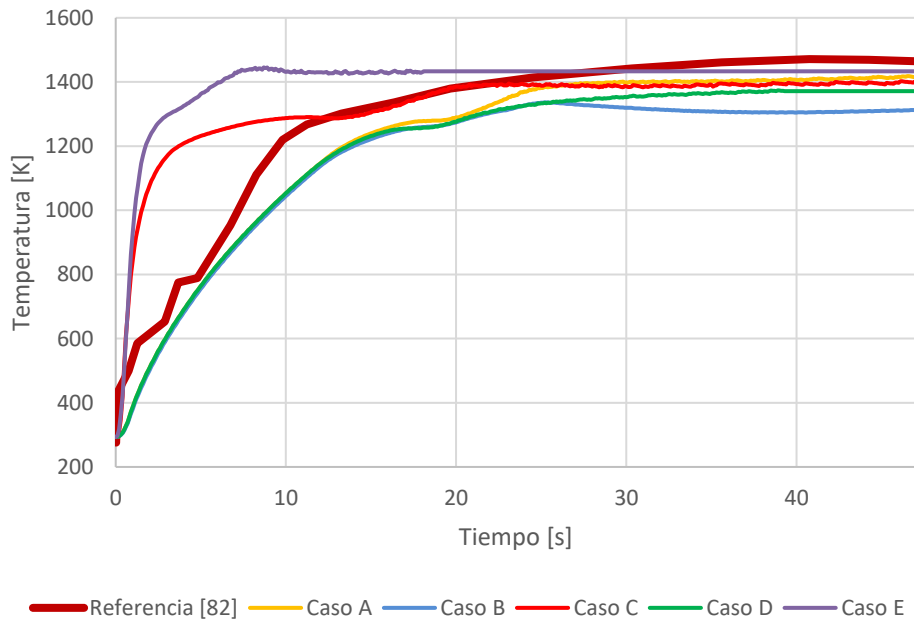
**Figura 4-11:** Factor de sensibilidad a la deformación.

Se consideraron tres coeficientes de fricción diferentes y tres esfuerzos de fluencia para definir los cinco casos de simulación para validar el proceso **RFWDD** de alta deformación. El coeficiente de fricción  $\mu_1$  corresponde a la ecuación (4.3) y considera la variación de velocidad tangencial, la temperatura y la presión, fue tomada de [83]. El coeficiente  $\mu_2$  considera la variación con respecto a la velocidad tangencial y fue presentada en la Figura 4-3. El coeficiente  $\mu_4$  corresponde a la ecuación (4.11). Por otra parte, los esfuerzos de fluencias utilizados corresponden a las ecuaciones (4.9), (4.13) y (4.14). Las cinco condiciones están indicadas en la Tabla 4-5. Los resultados se compararon con los datos experimentales reportados de temperatura máxima superficial de la interfaz de contacto, acortamiento axial de una barra en el proceso y morfología del labio de soldadura.

**Tabla 4-5:** Casos de simulaciones realizadas para validación de proceso **RFWDD** de alta deformación.

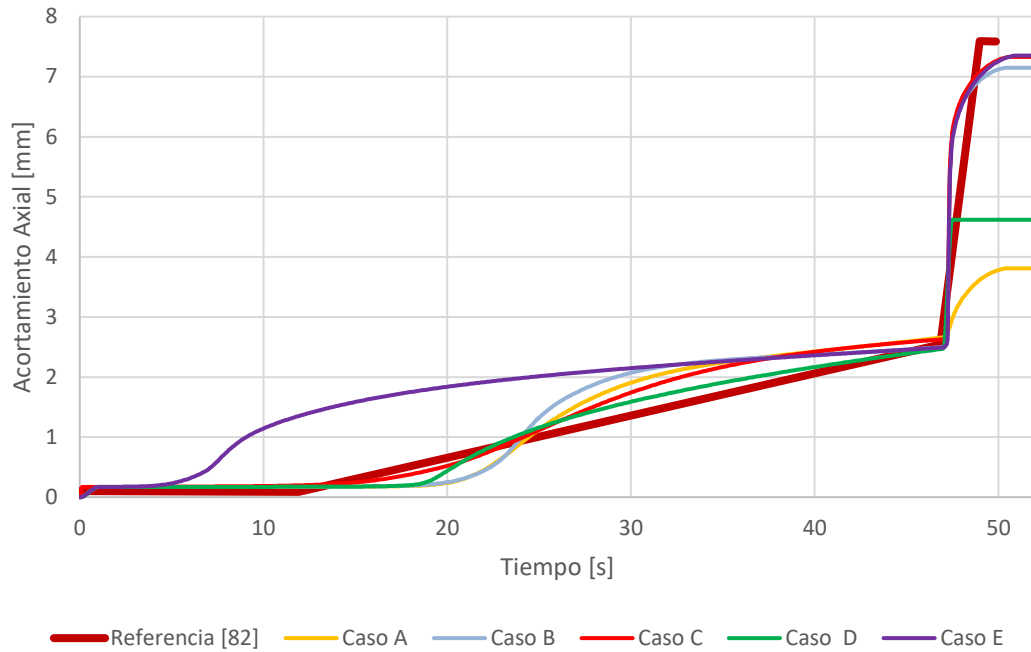
Caso	Coefficiente de fricción	Esfuerzo de fluencia
A	$\mu_1(P, v, T)$	Ecuación (4.13)
B	$\mu_1(P, v, T)$	Ecuación (4.14)
C	$\mu_4(T)$	Ecuación (4.14)
D	$\mu_1(P, v, T)$	Ecuación (4.9)
E	$\mu_2(v)$	Ecuación (4.14)

La temperatura máxima superficial en la interfaz de contacto durante la etapa de fricción se presenta en la Figura 4-12. La medición experimental reportada en [82] se realizó con una cámara infrarroja apuntada a la interface de contacto. Las condiciones calculadas fueron definidas como las máximas temperaturas en los contornos C7 y C11 que no estuvieran en contacto. Esta condición de no contacto se estableció como los elementos de los contornos C7 y C11 que estuvieran a una distancia superior a 0.00001 [mm] de la superficie de contacto. Los casos A, B y D presentan un comportamiento similar donde los primeros 15.2 segundos la curva coincide con los datos experimentales reportados [82], después logran un máximo acercamiento en 26.7 [s] con una subestimación de 50 [K] a partir del cual la temperatura comienza a estabilizarse. El caso C aumenta más rápido de temperatura y coincide con los datos reportados entre los segundos 13 y 21. El caso D también aumenta rápidamente hasta alcanzar una temperatura de estabilidad, y coincide con los datos reportados a partir de 28 [s].



**Figura 4-12:** Temperatura superficial de la interfaz de contacto obtenida en los cinco casos de simulación. Curva de referencia tomada de [82].

Por otra parte, la Figura 4-13 presenta los resultados del acortamiento axial  $\Delta L$  de una de las barras durante el proceso. En los datos reportados el acortamiento por fricción se mantiene constante y cercano a cero hasta llegar a 12 [s], momento en que aumenta linealmente hasta alcanzar un desplazamiento de  $\Delta L_{fr} = 2.5 [mm]$  poco antes de 47 [s]. Posteriormente comienza la etapa de forja hasta llegar a 50 [s] donde el acortamiento total es  $\Delta L_{total} = 7.5 [mm]$ . Los cinco casos simulados alcanzaron con buena precisión el valor del acortamiento axial al finalizar la etapa de fricción. Sin embargo, las gráficas presentaron un comportamiento no lineal que dificultó identificar el comienzo del acortamiento axial.



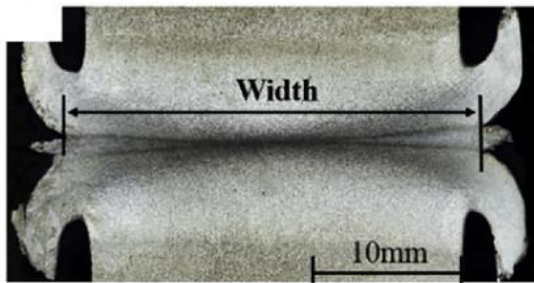
**Figura 4-13:** Comparación del acortamiento axial de una barra entre los tres casos de simulación y el proceso de referencia, curva de referencia tomada de [82].

El acortamiento axial por forja fue particularmente deficiente en el caso A donde el esfuerzo de fluencia sólo consideró la deformación de referencia  $\epsilon=0.2 [mm/mm]$ . Al aplicar el factor de deformación  $F_\epsilon$  en los casos B, C y E se observó un comportamiento en la etapa de forja más preciso. El caso D predijo de forma deficiente el acortamiento axial en la etapa de forja. El error relativo obtenido en los cinco casos se encuentra consignados en la en la Tabla 4-6, donde el caso B presenta el menor error en la etapa de fricción, mientras que el caso E presenta el menor error respecto a la deformación total seguido por el caso C.

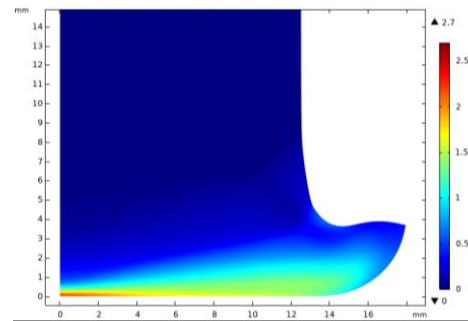
**Tabla 4-6:** Resultados de acortamiento axial en simulaciones A, B, C, D y E

		<b>Fricción</b>	<b>Forja</b>	<b>Total</b>
Referencia [82]	Magnitud	2.5	5.1	7.6
Caso A	Magnitud [mm]	2.7	1.1	3.8
	Error [%]	6.4	77.6	50.0
Caso B	Magnitud [mm]	2.5	4.7	7.2
	Error [%]	0.0	8.8	5.9
Caso C	Magnitud [mm]	2.6	4.7	7.3
	Error [%]	4.8	7.6	3.6
Caso D	Magnitud [mm]	2.5	2.1	4.6
	Error [%]	1.1	57.9	39.2
Caso E	Magnitud [mm]	2.5	4.9	7.4
	Error [%]	0.3	4.7	3.3

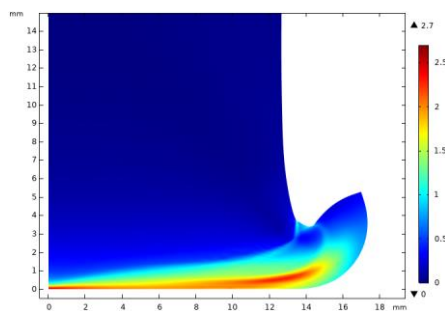
Los resultados morfológicos del labio de soldadura se observan en la Figura 4-14. En el caso A y D, el labio simulado se extiende radialmente pero no llega a curvarse en forma de riso. En los otros casos el labio se dobla hacia arriba con una mayor similitud a la sección transversal de la junta experimental. Se destacan los casos B y D en donde el doblez del labio es más pronunciado. Esto también indica una sensibilidad de la geometría del labio ante la variación del esfuerzo de fluencia respecto a la deformación, la cual es considerada en estas condiciones por el factor  $F_{\varepsilon}$ . La deformación plástica equivalente máxima en los casos A, B, C, D y E fueron respectivamente 2.2 [mm/mm], 2.6 [mm/mm], 2.5 [mm/mm], 2.5 [mm/mm] y 3.21 [mm/mm].



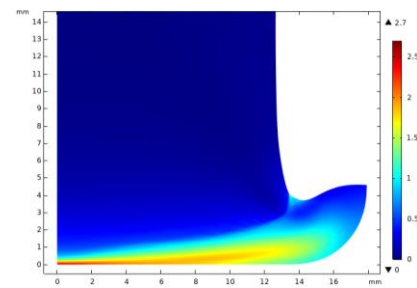
a) Sección de junta de soldadura, tomada de [82]



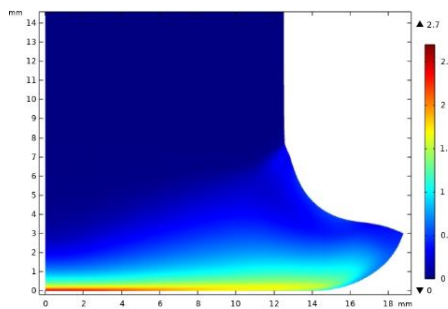
b) Caso A



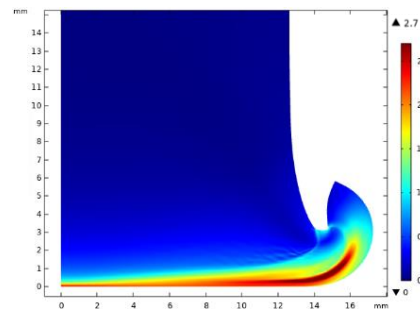
c) Caso B



d) Caso C



e) Caso D



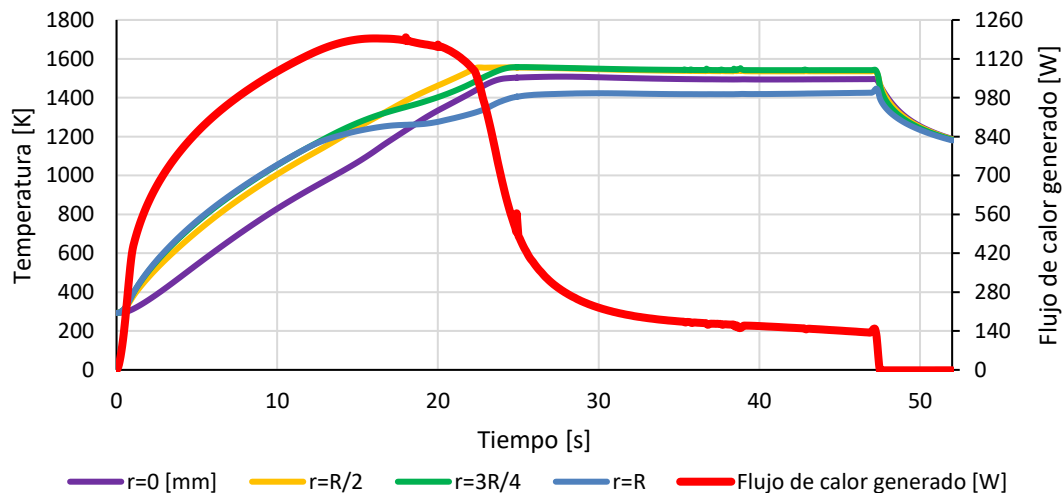
f) Caso E

**Figura 4-14:** Campo de deformaciones plásticas equivalentes en [mm/mm], sección de junta de soldadura tomada de [82].

El caso B mostró un comportamiento térmico similar al reportado y predijo el acortamiento axial de fricción y total con un error relativo del 0.0% y 5.9% respectivamente. Adicionalmente, desarrolló una geometría del labio de soldadura similar a la sección transversal reportada [82]. Por estas razones, se tomo como referencia para realizar los siguientes análisis: térmico y de penetración de la **ZAT** y **ZATM**.

El comportamiento de la temperatura en la zona de contacto a las distancias 0 [mm], 3R/4, R/2 y R respecto al eje, y el flujo de calor generado que ingresa a través del área superficial de contacto en una de las barras se muestran en la Figura 4-15. La temperatura de estabilidad más alta corresponde al punto 3R/4 seguida por R/2, 0 y R con valores de 1557 [K], 1555 [K], 1508 [K] y 1422 [K]. La diferencia máxima entre temperaturas de estabilidad fue de 135 [K]. El menor tiempo de estabilidad térmica fue de 22.2 [s] en  $r=R/2$ , seguido por 24.1 [s] en  $r=0$  [mm], 24.6 [s] en  $r=3R/4$  y 24.9 [s] en  $r=R$ .

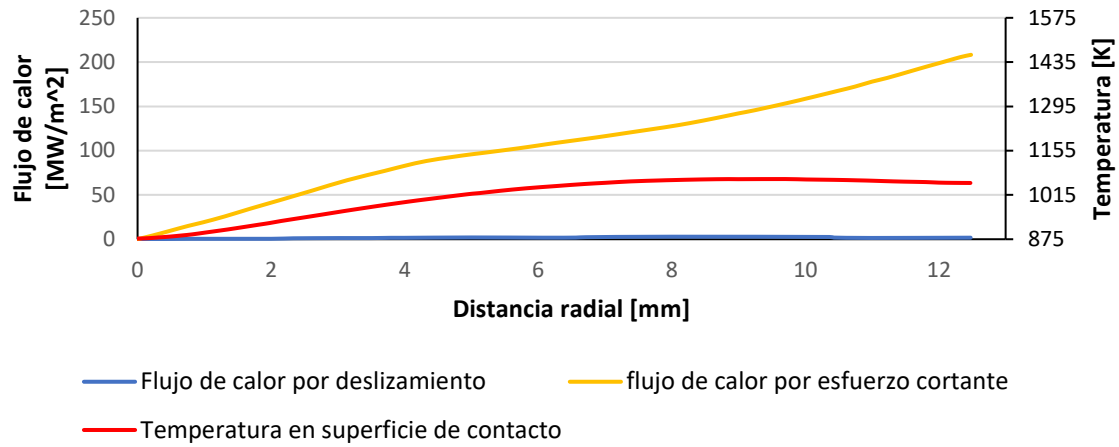
La curva de flujo de calor se determinó como la integral sobre la superficie de contacto del calor puntual generado, el cual corresponde a la Ecuación (3.8) con un coeficiente de partición  $\beta = 0.5$ . El flujo de calor aumentó rápidamente bajo una condición deslizante hasta llegar a un valor máximo de 1193 [W] en 16 [s], después desciende suavemente hasta 26 [s]. En 22.2 [s] comienza una transición de fricción deslizante a fricción por esfuerzo cortante donde el calor generado cae rápidamente hasta lograr cierta estabilidad. La transición coincide con el alcance de la temperatura de estabilidad en la zona de contacto. El área bajo la curva de la curva de calor generado por fricción corresponde a la energía total entregada por fricción a una de las barras y fue de 2858 [KJ]. La fase predominantemente deslizante entregó más energía que la fase en que predominó la fricción por esfuerzo cortante.



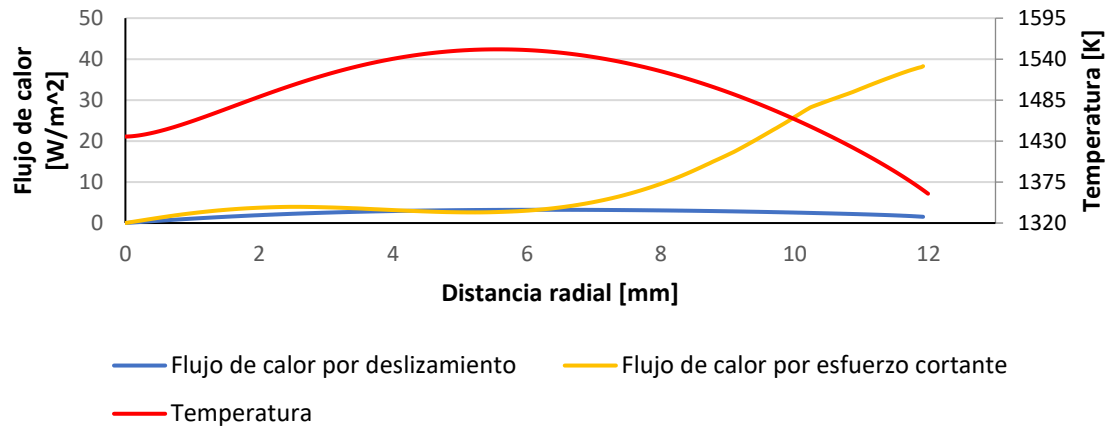
**Figura 4-15:** Calor generado y temperaturas en zona de contacto a diferentes distancias del centro.

En la Figura 4-16 se graficó la temperatura y la densidad del flujo de calor por unidad de área calculada por la ley de Coulomb y por la ley de fricción por esfuerzo cortante, en  $t = 10$  [s],  $t = 22.2$  [s] y  $t = 40$  [s]. Estos tiempos corresponden respectivamente a: condición de fricción deslizante, condición de transición y condición en que predomina la fricción por esfuerzo cortante. El eje horizontal corresponde a la distancia radial desde el centro de la barra hacia la superficie en la interfaz de contacto. El calor generado por fricción que entra a la barra corresponde al mínimo entre estos dos valores de densidad de flujo de calor y obedece a la Ecuación (3.6).

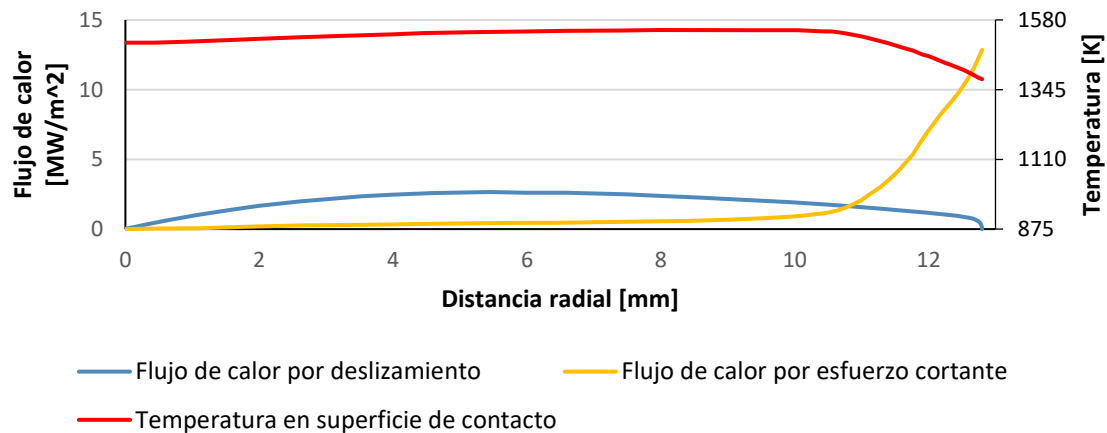
En la Figura 4-16a se observa que el flujo de calor por deslizamiento es menor que el flujo de calor por esfuerzo cortante en toda la dirección radial. En esta condición la interfaz de contacto no ha alcanzado una temperatura lo suficientemente alta para que el esfuerzo cortante de fluencia  $\tau_{ys}$  caiga y permita un flujo de calor por esfuerzo cortante. La Figura 4-16b corresponde a una condición de transición donde el calor producido por fricción cortante comienza a contribuir a la generación de calor al ser inferior al calor producido por fricción deslizante. Para  $r < 4.23$  [mm] y  $r > 6.15$  [mm] el calor es generado por fricción deslizante. La fricción cortante se presenta entre  $r = 4.23$  [mm] y  $r = 6.15$  [mm] con una temperatura entre 1544 [K] y 1551 [K]. Finalmente, en la Figura 4-16c el calor es generado a una condición de fricción por esfuerzo cortante entre las posiciones  $r = 0$  y  $r = 10.38$  [mm]. Debido a la reducción de temperatura en el material cercano a la superficie, el esfuerzo de fluencia aumentó y el calor generado pasó de cumplir la ley del esfuerzo cortante a cumplir la ley de Coulomb.



a) Densidad de flujo de calor generado en 10 [s]



b) Densidad de flujo de calor generado en 22.2 [s]



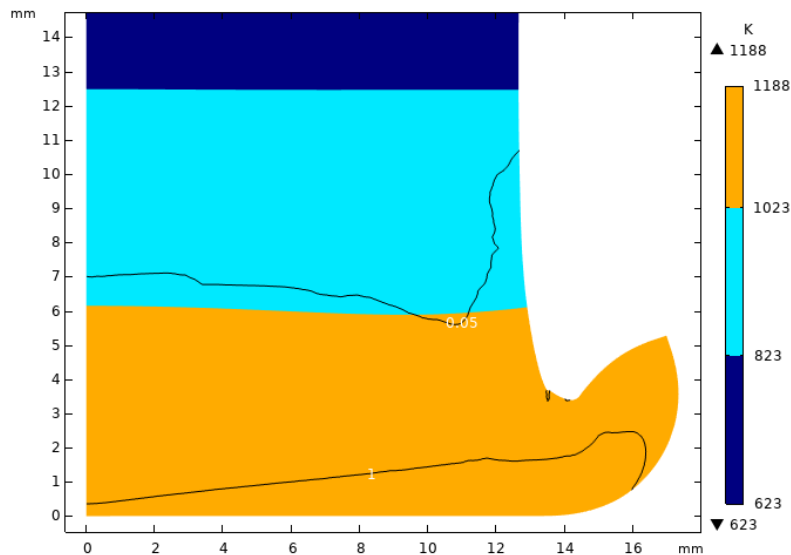
c) Densidad de flujo de calor generado en 40 [s]

**Figura 4-16:** Densidad de flujo de calor generado por unidad de área y temperatura en zona de contacto.

A continuación, se identifican la **ZAT** y **ZATM** en el caso B. Es sabido que las altas temperaturas y las grandes deformaciones afectan la microestructura de los materiales [87]. Slaman en [88] y [89] reporta para la super aleación INCONEL 718 que en un rango entre 823 [K] y 1173 [K] es posible la precipitación de las fases  $\delta$  (Ni<sub>3</sub>Nb),  $\gamma'$  Ni<sub>3</sub> (Ti, Al) y  $\gamma''$  (Ni<sub>3</sub>Nb). Estas partículas pueden influenciar significativamente en la microdureza. Entre 823 [K] y 923 [K] se forman las fases  $\delta$  dentro de los granos y una fase  $\gamma'$  ultrafina. Después de 923 [K] en un tratamiento térmico de 4 horas  $\gamma'$  toma una forma esférica. Con temperaturas de 1023 [K] o superiores la fase  $\gamma''$  incrementa rápidamente. Sin embargo, este precipitado puede disolverse velozmente dando lugar a una fase  $\delta$ , la cual es más frágil. Así, las zonas de un material sometidas a estas temperaturas pueden formar a nivel microestructural las fases mencionadas y modificar la dureza del material. Por lo anterior, se consideró como **ZAT** todo material que experimentó una temperatura superior a los 823[K].

Los límites de la **ZATM** se correlacionaron con el campo de deformación plástica equivalente con base en la referencia [87] donde se consideró que el material que experimentó una deformación plástica equivalente superior a 0.05 [mm/mm] hace parte de la **ZATM**. Esta zona se subdividió en región parcialmente plastificada, la cual se define para deformaciones entre 0,05 [mm] y 1 [mm/mm], y la zona completamente plastificada, para regiones con deformaciones mayores a 1 [mm/mm]. La Figura 4-17 muestra la **ZAT** y la **ZATM** para el caso B en 52 [s]. La banda de temperatura color azul corresponde al material que durante el proceso superó la temperatura de 823 [K] y la banda color naranja corresponde al material que superó la temperatura de 1023 [K]. Para identificar la **ZAT** se realizó una simulación de enfriamiento desde 52 [s] hasta 60[s]. Se encontró que la penetración máxima de la temperatura de 823 [K] en el eje de la barra fue de 12.5 [mm] en 54.6 [s]. Esta altura tan sólo varía 0.035 [mm] respecto a 52 [s]. También, la penetración máxima de 1023 [K] fue de 6.5 [mm] a 50 [s]. Por otra parte, La línea negra superior indica el límite de la **ZATM** y corresponde al material que sufrió una deformación plástica equivalente superior a 0.05 [mm/mm]. La **ZATM** parcialmente plástica comienza en una región con temperatura cercana a 1023 [K] y se extiende hacia la zona de contacto donde la temperatura es más elevada. El área alrededor de la zona de contacto limitada por la línea negra corresponde a la **ZATM** completamente plastificada y logra su menor

penetración en el centro de la pieza. A medida que se aleja del centro aumenta su profundidad.



**Figura 4-17:** Resultados de **ZAT** y **ZATM** en  $t=52$  [s] para caso B.

El caso B mostró una predicción razonablemente precisa de la temperatura superficial en la zona de contacto. También, tuvo un error inferior al 10% en el acortamiento axial tanto de fricción como de forja y total. Respecto a la forma del labio de soldadura mostró un doblez hacia arriba más pronunciado con una mayor similitud a la sección transversal de la junta experimental. Además, el coeficiente de fricción consideró los cambios en velocidad relativa y presión. Por lo anterior se escogió el caso B para realizar el análisis paramétrico de la junta.

De la presente validación del proceso **FRWDD** símil de alta deformación se destacan las siguientes observaciones. El coeficiente de fricción y el esfuerzo de deformación presentan una gran influencia sobre el comportamiento termomecánico de la junta. Un coeficiente de fricción en función de la temperatura o de la velocidad relativa puede presentar una gran similitud mecánica en la junta. Sin embargo, generan una diferencia significativa en el comportamiento térmico de la barra durante el proceso. Los casos B, C y E evaluaron de la misma forma el esfuerzo de deformación y definieron de forma diferente los coeficientes de fricción. Estos casos consideraron la tasa de deformación para calcular esfuerzo de fluencia a través del factor  $F_{\varepsilon}(\varepsilon)$  y presentaron una mejor aproximación del acortamiento

axial y de la morfología del labio que los otros casos lo cual resalta la influencia del efecto del endurecimiento por deformación  $Ef_{\varepsilon}(\varepsilon)$  sobre la forma del labio de soldadura y el acortamiento axial. Por otra parte, la curva de temperatura en el punto P en los casos C y E aumentó significativamente más en los primeros segundos respecto a la curva reportada. Por otra parte, los casos A, B y D utilizan la misma definición para el coeficiente de fricción y una definición diferente para el esfuerzo de fluencia. Como resultado, estos casos desarrollaron una curva de temperatura similar. sin embargo, su acortamiento axial y forma de labio varió significativamente donde el caso B mostró una mayor precisión. El caso B consideró el coeficiente de fricción más preciso, el cual tuvo en cuenta las variaciones de temperatura, presión y velocidad tangencial.

A nivel térmico, el calor generado inicialmente en la etapa de fricción deslizante es significativamente mayor que el calor generado en la etapa de fricción por esfuerzo cortante. El tiempo de estabilidad térmica en la superficie de contacto coincidió con el comienzo de la transición entre fricción deslizante y fricción por esfuerzo cortante. Además, se observó que en la etapa de fricción por esfuerzo cortante aún se presentaba generación de calor por fricción deslizante en el borde de la superficie de contacto debido a la menor temperatura presentada en la superficie respecto al interior de la pieza. Por otra parte, la **ZAT** penetró 12.5 [mm] la pieza. Este valor es significativamente alto y se debe principalmente a la alta duración del tiempo de fricción en esta validación. La penetración de la **ZATM** presentó una mayor profundidad a medida que se alejaba del centro.

## 4.2 Análisis Paramétrico

Es posible considerar hasta siete parámetros de proceso diferentes como variables de entrada en el modelo construido, estos son: velocidad angular, presión de fricción, presión de forja, tiempo de fricción, tiempo de forja, geometría de las probetas y materiales a utilizar. Sin embargo, por la complejidad del proceso autores como Li [14] y Wei [90] han acotado sus estudios a sólo dos de estos parámetros. Para el desarrollo de esta tesis se consideraron dos experimentos basados en simulaciones de un solo factor con varios niveles. Los factores de varianza corresponden a velocidad angular y presión de fricción.

Todos los demás parámetros de operación se conservaron iguales a los utilizados en la validación disímil donde: velocidad angular  $\omega = 1200$  [rpm], tiempo de fricción  $t_{fr} = 47$  [s], tiempo de forja  $t_{for} = 5$  [s], presión de fricción  $P_{fr} = 350$  [MPa], presión de forja  $P_{for} = 525$  [MPa], barras cilíndricas iguales de 100 [mm] longitud y 25 [mm] diámetro, e Inconel 718 como material de trabajo.

En particular, las condiciones de validación presentan un tiempo de fricción inusualmente alto de 47 [s]. Para el experimento de variación de velocidad angular se consideró el rango utilizado por Li [14] en su análisis de varianza entre dos barras de acero. Este rango está definido entre 200 [rpm] y 2000 [rpm]. Sin embargo, el modelo construido no convergió para velocidades del orden de 1800 [rpm] o superiores por lo cual se limitó el análisis a velocidades inferiores. Por otra parte, el experimento de variación de presión de fricción consideró el rango de presiones axiales utilizado en el trabajo de Zhang [78] para dos barras de Inconel 718 y definido entre 130 [MPa] y 390 [MPa].

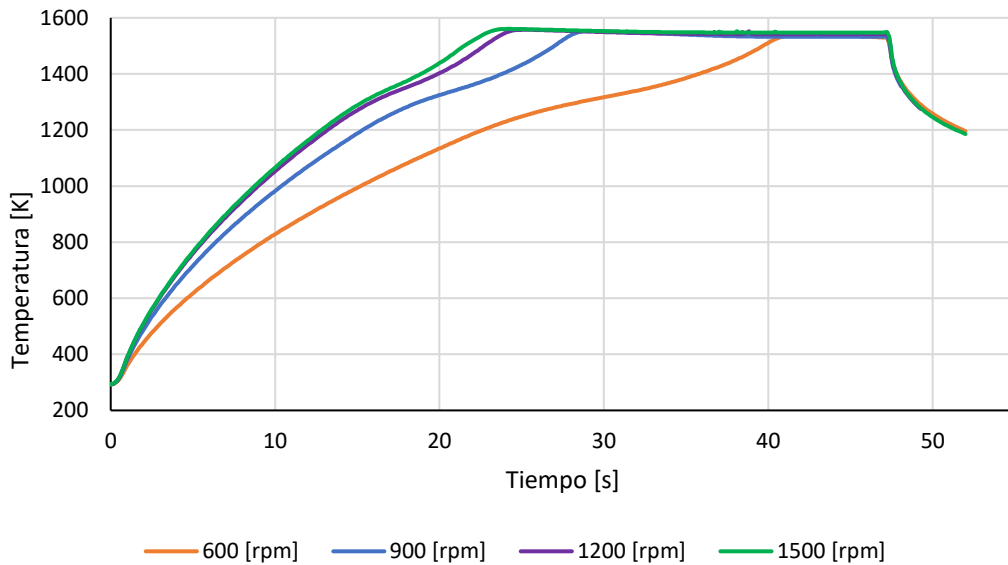
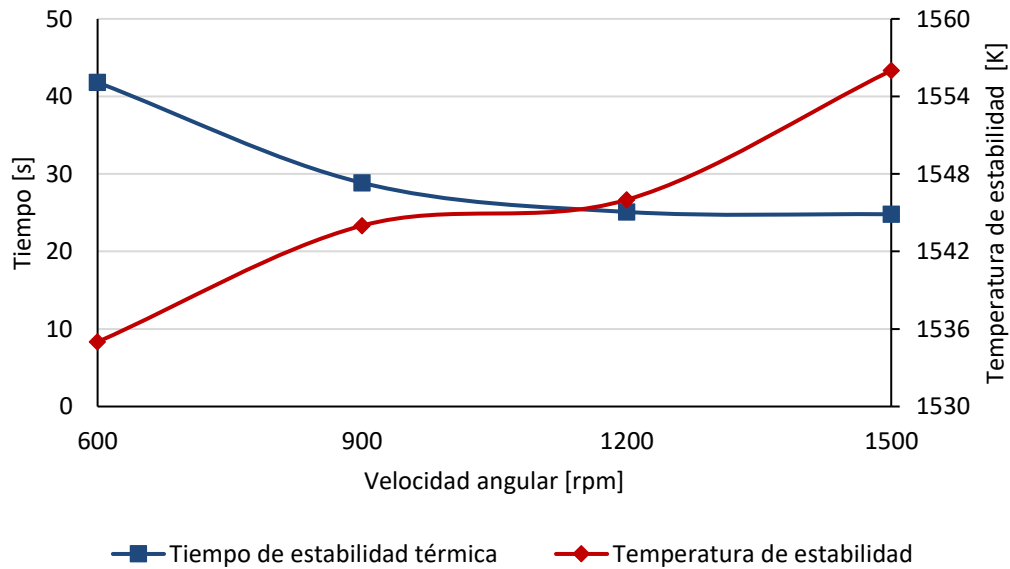
Por lo anterior, se evaluaron cuatro niveles equidistantes correspondientes al 50%, 75%, 100% y 125% de la velocidad angular y la presión de fricción. La condición de 100% corresponde a los valores utilizados en la validación:  $\omega = 1200$  [rpm] y  $P_{fr} = 350$  [MPa]. Estos valores corresponden a los reportados en la Tabla 4-7. El caso A evaluó la influencia de la velocidad angular sobre el comportamiento de la temperatura en la zona de contacto, la energía entregada por fricción a una barra, el acotamiento axial y la penetración de la **ZAT** y de la **ZATM**. El caso B consideró la influencia de la varianza de la presión de fricción sobre las mismas características mencionadas.

**Tabla 4-7:** Parámetros de simulación.

	Velocidad angular [rpm]	Presión de fricción [MPa]
Grupo A	600	350
	900	
	1200	
	1500	
Grupo B	1200	175
		262.5
		350
		437.5

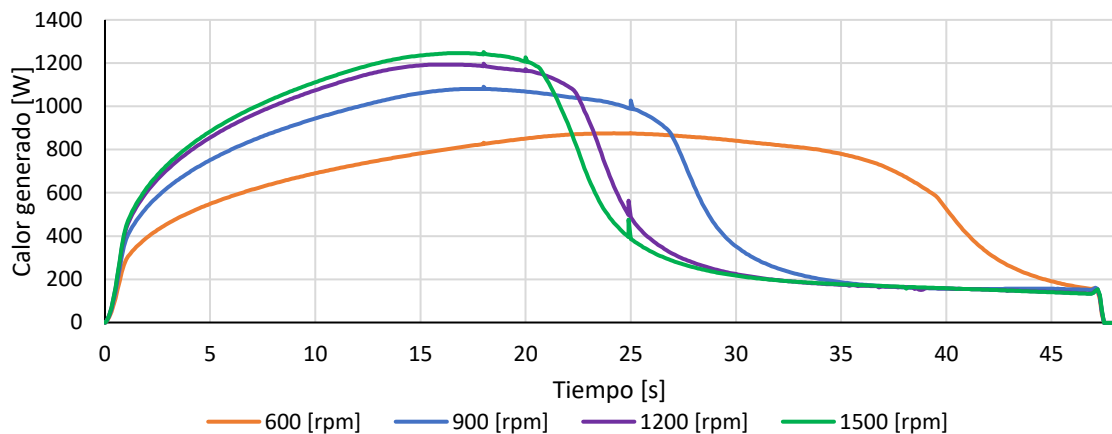
#### 4.2.1 Grupo A: Efecto de la velocidad angular

A nivel térmico se observó en las simulaciones que la temperatura de estabilidad en la superficie de contacto fue muy cercana para todas las velocidades evaluadas. La Figura 4-18a grafica el comportamiento de la temperatura en la posición  $r = 3R/4$  para las diferentes velocidades angulares evaluadas. En esta posición la temperatura aumenta hasta alcanzar un valor máximo y comienza a caer con una pequeña pendiente hasta terminar el proceso en  $t = 47[s]$ . La caída máxima de temperatura se presentó a un régimen de velocidad de 1500 [rpm] y fue de 10[K]. La temperatura de estabilidad se definió como el promedio entre la temperatura máxima alcanzada y la temperatura al final del proceso. En esta misma posición, la Figura 4-18b presenta el comportamiento de la temperatura de estabilidad y el tiempo que tardó en alcanzarla la temperatura máxima, nombrada en la gráfica como tiempo de estabilidad térmica, respecto a las velocidades angulares evaluadas. El aumento de la velocidad angular redujo el tiempo de estabilidad térmica con una reducción de 41.8 [s] a 24.8 [s] entre 600 [rpm] y 1500 [rpm], lo cual equivale a un 59.33%. Sin embargo, entre 1200[rpm] y 1500[rpm] la reducción es de tan solo 0.3 [s] lo cual sugiere que una velocidad angular superior a 1200 [rpm] reduce muy poco el tiempo necesario para alcanzar la temperatura de estabilidad. Por otra parte, las temperaturas de estabilidad tuvieron muy poca variación. La diferencia entre las temperaturas de estabilidad desarrolladas en 600 [rpm] y 1500 [rpm] fue de tan solo 23 [K].

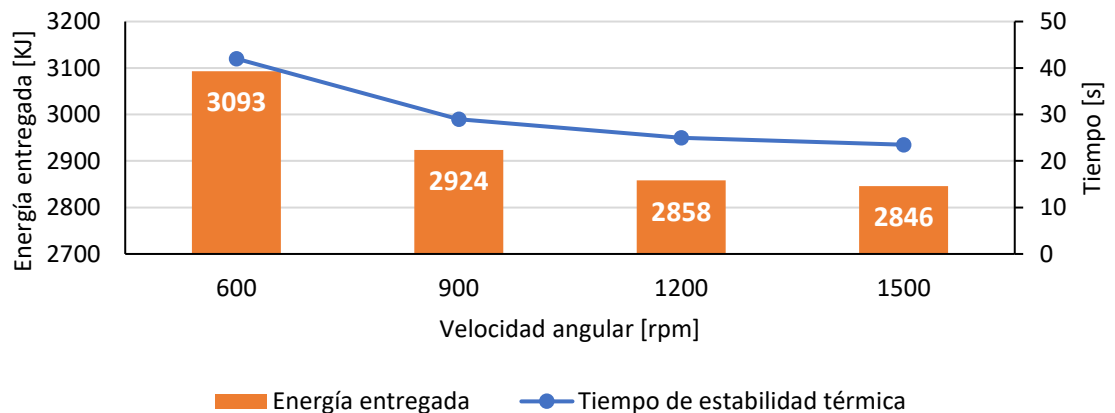
a) Temperatura en la interfaz de contacto para  $r=3R/4$ .b) Temperatura de estabilidad y tiempo de estabilidad térmica en  $r=3R/4$ .**Figura 4-18:** Comportamiento térmico en interfaz de contacto a diferentes velocidades angulares de proceso.

La Figura 4-19a muestra la influencia de la velocidad angular sobre el calor generado por fricción en una de las barras. Al aumentar la velocidad angular, el calor generado por

fricción deslizante alcanza un pico más alto. Además, la transición a la condición de fricción por esfuerzo cortante comienza antes. Como consecuencia, la energía que entra a la barra disminuye con el aumento de la velocidad angular. Dicha energía es calculada como el área bajo la curva de calor generado. Estos valores de energía son graficados y comparados en la Figura 4-19b. Se observa también que un mayor tiempo de estabilidad térmica coincide con el aumento de la energía de entrada a la barra.



a) Calor generado a diferentes velocidades angulares de proceso.

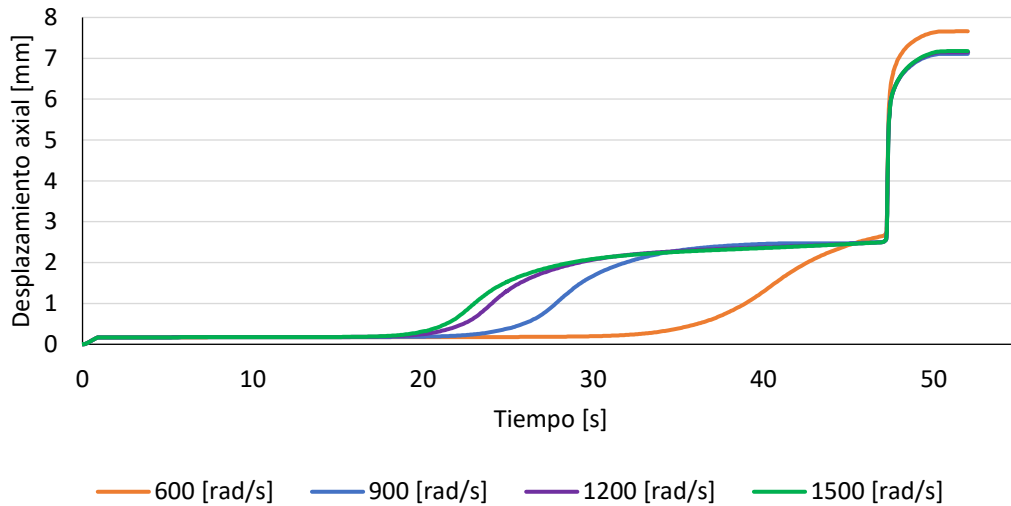


c) Energía entregada durante la etapa de fricción a una barra y tiempo de temperatura superficial de estabilidad de la zona de contacto.

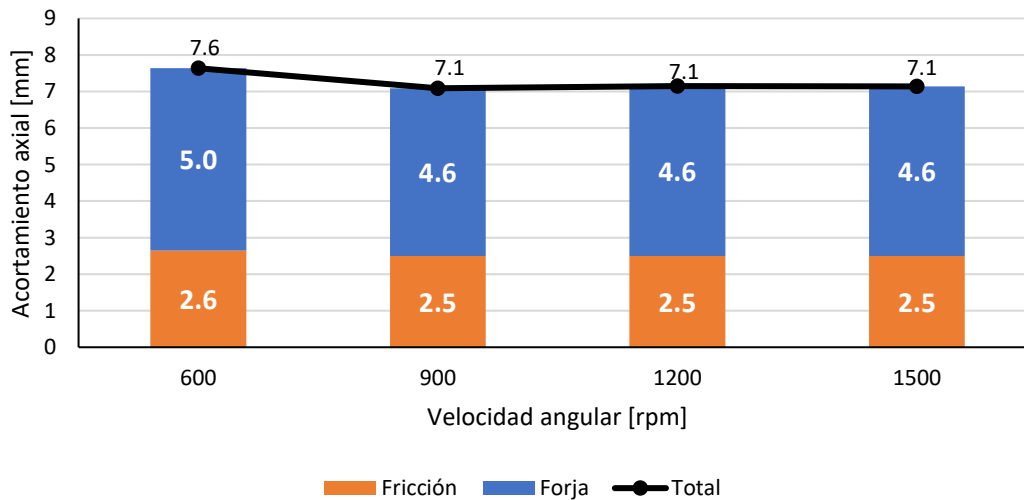
**Figura 4-19:** Efecto térmico del cambio de velocidad angular.

En la Figura 4-20a se grafica el acortamiento de la barra para diferentes condiciones de velocidad angular del proceso. En esta figura se observa que un aumento de velocidad

angular reduce el tiempo en que inicia el acortamiento axial. El máximo acortamiento axial se presentó en 600 [rpm] y coincide con la mayor energía entregada durante la etapa de fricción. Los acortamientos de fricción, forja y total son cercanos en las demás velocidades evaluadas. Estos valores comparativos se muestran en la Figura 4-20b.



a) Acortamiento axial de una barra para diferentes velocidades angulares de proceso.

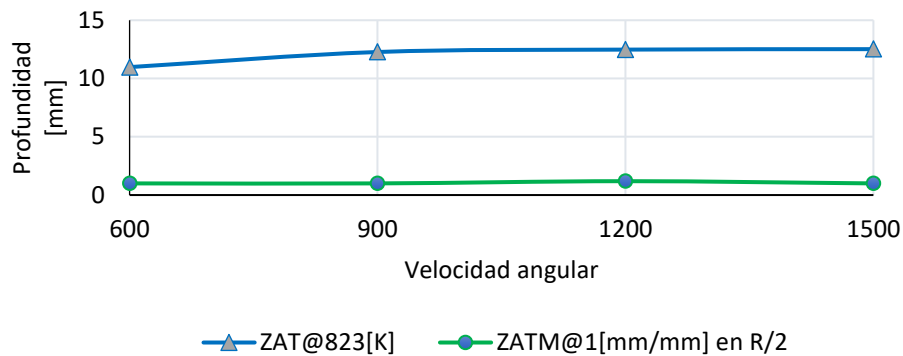


b) Acortamiento axial vs velocidad angular.

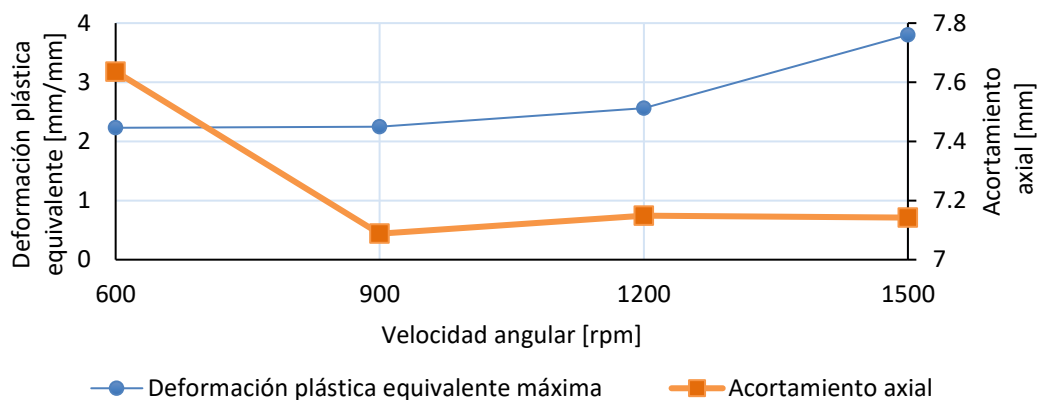
**Figura 4-20:** Comportamiento de acortamiento axial a diferentes velocidades angulares.

Por otro lado, en la Figura 4-21a se muestra el comportamiento de la penetración de la ZAT y de la ZATM para diferentes condiciones de velocidad de giro en el proceso, donde se considera ZAT a la región que superó la temperatura de 823 [K]. En ese sentido, la

penetración de la **ZAT** medida en el eje de la barra, aumentó con el incremento de la velocidad angular. La diferencia de profundidades entre 600 [rpm] y 900 [rpm] fue de 1.29 [mm]. Por otra parte, la diferencia de profundidades entre 900 [rpm] y 1500 [rpm] fue de tan solo 0.25 [mm]. La penetración alcanzada por la región completamente plastificada en la **ZATM** a una distancia R/2 del centro fue de  $1 \pm 0.2$  [mm] lo cual no representó una variación significativa. La Figura 4-21b graficó la máxima deformación plástica equivalente obtenida al final del proceso simulado en los casos evaluados. Esta deformación plástica creció con el aumento de la velocidad angular a pesar que el acortamiento máximo fue mayor en 600 [rpm] y muy cercano en las siguientes velocidades.



a) Penetración de la **ZAT** y **ZATM**.

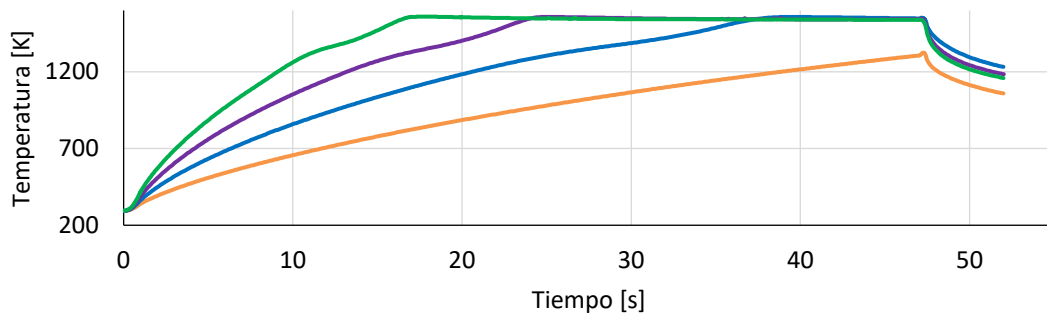


b) Máxima deformación plástica alcanzada.

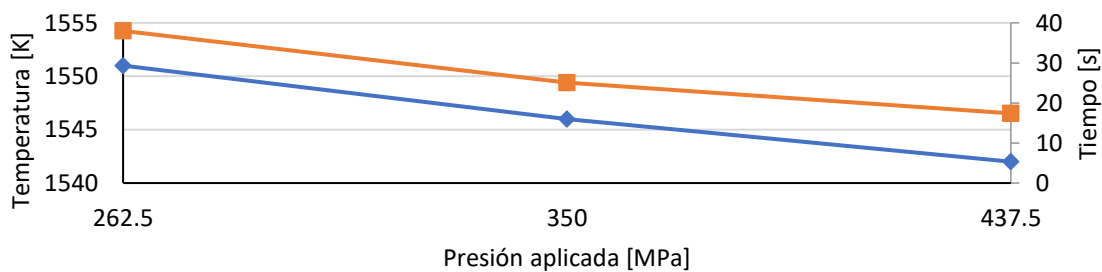
**Figura 4-21:** Influencia de la velocidad angular sobre la profundidad de la **ZAT** y la deformación máxima.

#### 4.2.2 Grupo B: Efecto de la Presión de fricción

La Figura 4-22a grafica la evolución de la temperatura sobre la superficie de contacto en la posición 3R/4. La menor presión de fricción evaluada no alcanzó una temperatura de estabilidad dentro del tiempo del proceso. A medida que se aumentó esta presión se acortó el tiempo necesario para llegar a la condición de temperatura de estabilidad. La Figura 4-22b compara los tiempos de estabilización térmica y la temperatura de estabilidad en las diferentes presiones aplicadas. El aumento de la presión aplicada redujo significativamente el tiempo de estabilización térmica. Entre las presiones 262.5 [MPa] a 437.5 [MPa] este tiempo se redujo un 45%, donde pasó de 38 [s] a 17.4 [s]. Para todas las presiones la temperatura de estabilización fue de  $1546 \pm 5$  [K].



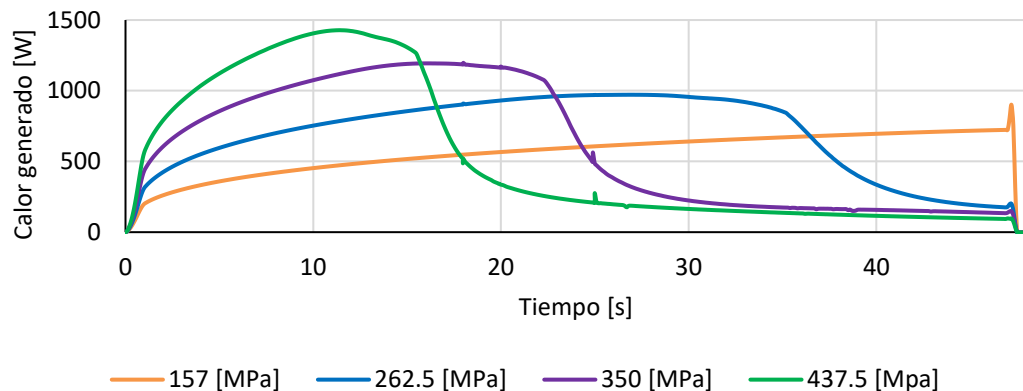
a) Temperatura en la superficie de la interfaz de contacto para  $r=3R/4$ .



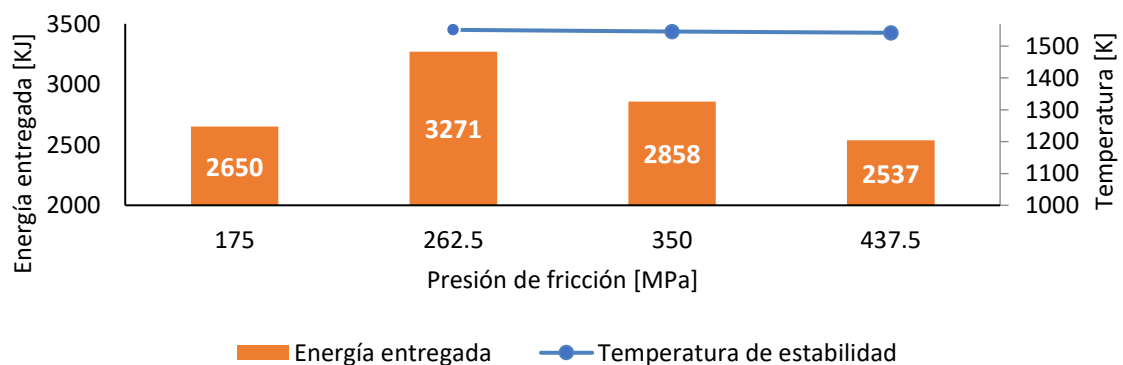
b) Temperatura de estabilidad en  $r=3R/4$  y tiempo requerido.

**Figura 4-22:** Comportamiento térmico en interfaz de contacto a diferentes presiones de fricción.

La Figura 4-23a muestra la influencia de la variación de presión de fricción en el comportamiento térmico del proceso. En el caso de la presión más baja evaluada no se alcanzó la condición de temperatura de estabilidad y sólo se generó calor por deslizamiento. Por otra parte, la Figura 4-23b compara la energía que entra a la barra en las presiones evaluadas la cual se reduce con el aumento de la presión de fricción a pesar que la temperatura se estabilizó en  $1546 \pm 5$  [K]. Esta energía fue calculada como el área bajo la curva de calor generado. En la presión de fricción de 262.5 [MPa] la transición deslizamiento-cortante comenzó en 35.2 [s]. Además, presentó una energía total entregada de 3271 [KJ] la cual corresponde a la máxima entre las presiones evaluadas. Así, El aumento de la presión de fricción redujo la energía entregada, aumentó el pico de la curva de calor generado y redujo el tiempo de transición deslizamiento-cortante, lo cual provocó una generación de calor por fricción por esfuerzo cortante más prolongada.



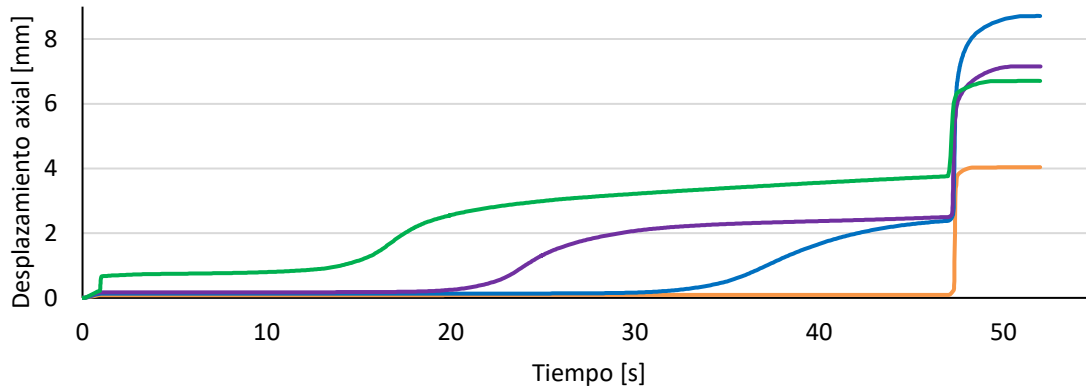
a) Calor generado a diferentes presiones de fricción.



b) Energía entregada durante la etapa de fricción y temperatura de estabilidad.

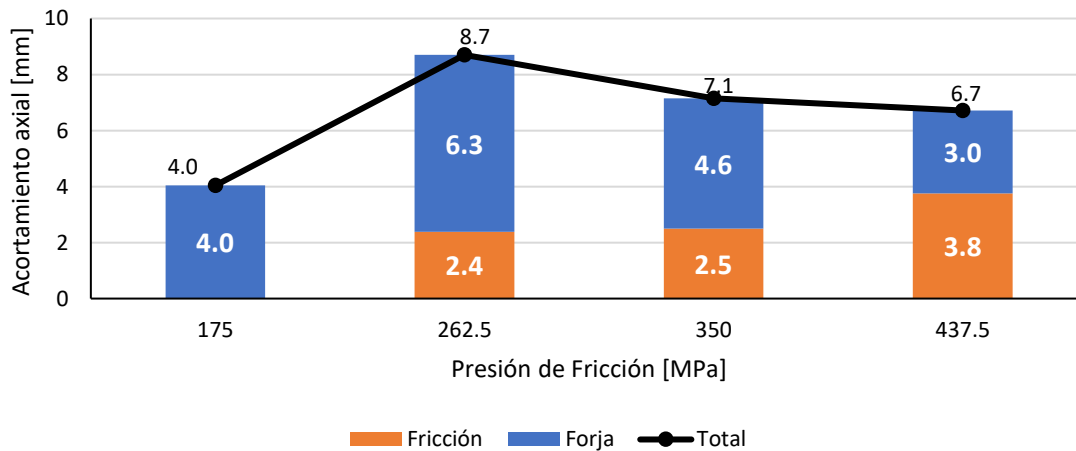
**Figura 4-23:** Efecto térmico del cambio de la presión de fricción en zona de contacto a  $r=3R/4$ .

En la Figura 4-24a se observa la influencia de la presión de fricción sobre el acortamiento axial. El aumento de la  $P_{fr}$  redujo el tiempo necesario para iniciar el acortamiento axial durante la etapa de fricción. La Figura 4-24b compara el acortamiento axial respecto a las presiones evaluadas. El mayor acortamiento axial de forja lo desarrolló la presión de 262.5 [MPa] con 6.6 [mm] y la magnitud mínima a 437.5 [MPa] con 3 [mm]. Las presiones que alcanzaron un estado de equilibrio térmico desarrollaron un acortamiento axial de fricción que aumentó con el incremento de la presión de fricción. Además, el acortamiento axial total disminuyó con el aumento de presión. Por otra parte, al comparar el acortamiento axial de forja con la energía entregada durante la etapa de fricción, se observa que ante mayor energía entregada, mayor acortamiento axial de forja.



— 175 [MPa] — 262.5 [MPa] — 350 [MPa] — 437.5 [MPa]

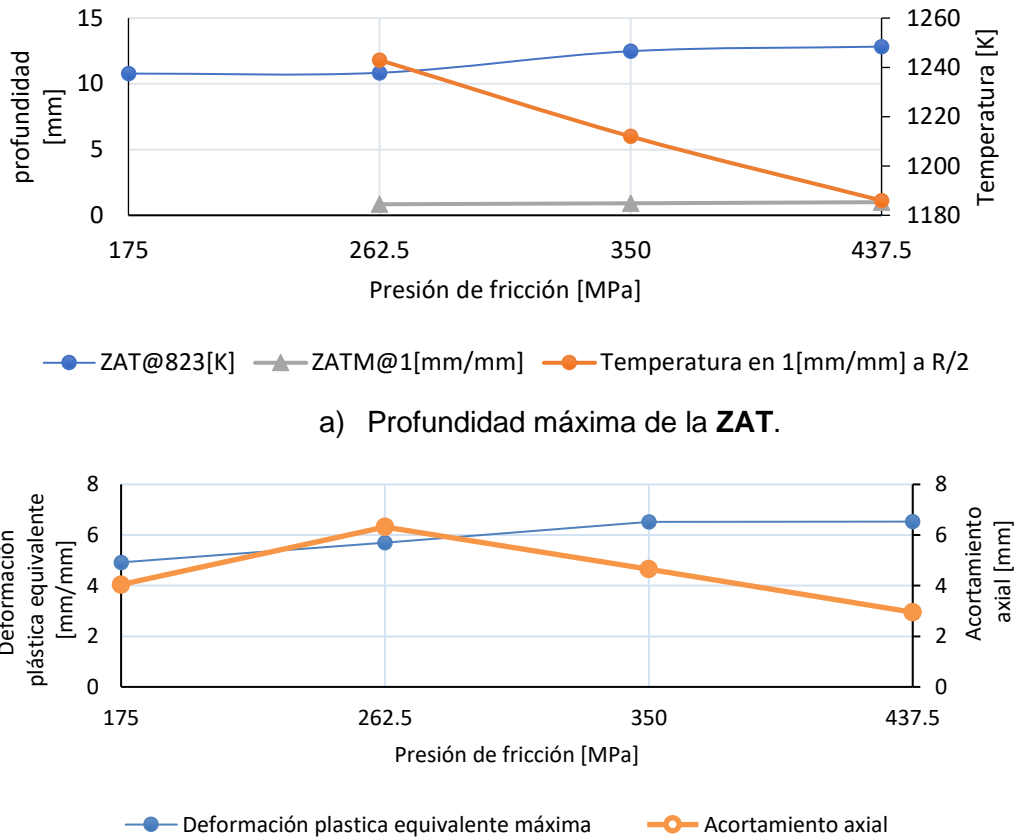
a) Acortamiento axial de una barra a diferentes presiones de fricción.



b) Acortamiento axial vs presión de Fricción.

**Figura 4-24:** Comportamiento de acortamiento axial a diferentes presiones de fricción.

La profundidad de la **ZAT** en la línea central de la barra aumenta a mayor presión de fricción aplicada como se muestra en la Figura 4-25a. Así, una menor presión de fricción generó una menor penetración de la **ZAT**. La penetración alcanzada por la región completamente plastificada en la **ZATM** a una distancia  $R/2$  del centro aumentó ligeramente con el incremento de la presión de fricción. Estas penetraciones fueron de 0.8 [mm], 0.9 [mm] y 1 [mm] para las presiones 262.5 [MPa], 350 [MPa] y 437.5 [MPa] respectivamente. A partir de la línea de deformación 1 [mm/mm], que marca el inicio de la **ZATM**, y a una distancia  $R/2$  del centro, La temperatura disminuyó con el aumento de la presión. A 175 [MPa] se obtuvo una menor deformación plástica equivalente máxima de 0.11 [mm/mm]. La temperatura alcanzada en esta posición en  $t = 50[s]$  disminuyó con el aumento de presión. La Figura 4-25b graficó la máxima deformación plástica equivalente obtenida al final del proceso simulado en cada uno de los casos evaluados. La máxima deformación plástica se alcanzó en 262.5 [MPa] y descendió con el aumento de la presión de fricción. El acortamiento axial y la energía entregada a la barra presentó un comportamiento similar frente a la variación de presiones.



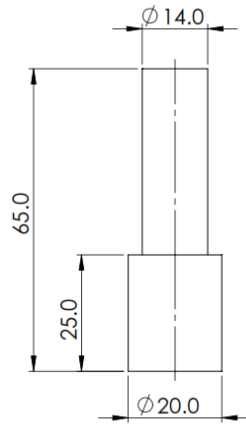
**Figura 4-25:** Influencia de la presión de Fricción sobre la profundidad de la ZAT y la deformación máxima.

Del presente análisis paramétrico se destacan las siguientes observaciones. El aumento de la velocidad angular en el proceso incrementó el tiempo de estabilización en el punto  $r=3R/4$  de la superficie de contacto, esto implicó una mayor duración en la etapa de fricción deslizante y una mayor energía entregada a la barra. Por otra parte, el mayor acortamiento axial coincidió con la mayor energía entregada a la barra y correspondió a la velocidad de 600 [rpm]. Las otras tres velocidades evaluadas alcanzaron la temperatura de estabilidad en tiempos cercanos, lo que implicó poca diferencia en la energía entregada a la barra y en el acortamiento axial por fricción y total entre ellas. La penetración de la ZAT y ZATM no mostró cambios significativos con el aumento de la velocidad angular a excepción de la simulación a 600 [rpm]. A esta velocidad la profundidad de la ZAT fue 1.3 [mm] menor a la profundidad del proceso a 900 [rpm]. Esto indica que mayor energía entregada a la barra no necesariamente genera una ZAT más profunda.

El aumento de la presión aplicada en el proceso acortó el tiempo de estabilización térmica, aumentó el pico de la curva de calor generado, redujo la energía entregada y redujo el tiempo de transición deslizamiento-cortante, lo cual provocó una generación de calor por fricción por esfuerzo cortante más prolongada. La reducción de la energía entregada se aprecia siempre y cuando la presión sea lo suficientemente alta para que la curva de temperatura alcance la condición de estabilidad. A nivel mecánico, el acortamiento axial de fricción se presentó sólo en las presiones que alcanzaron una condición temperatura de estabilización. También se observó que, entre mayor energía entregada, mayor acortamiento axial. El máximo acortamiento axial total se presentó a 262.5 [MPa]. Por otra parte, la **ZAT** aumentó su profundidad con el incremento de la presión aplicada mientras que en la **ZATM** no se observó un efecto significativo en su profundidad al aumentar la presión aplicada. Finalmente, la temperatura en una deformación de 1 [mm/mm] a una distancia R/2 del centro disminuyó con el aumento de la temperatura.

### 4.3 Simulación disímil

Para realizar la validación del modelo bajo condiciones disímiles se tomó como referencia el trabajo de Wei [90] quien reportó un proceso **RFWDD** entre dos barras cilíndricas escalonadas de hierro y cobre puros. Las dimensiones de ambas barras eran iguales y corresponden a la Figura 4-26. Las superficies de contacto fueron fresadas y desengrasadas con acetona antes de soldar bajo los parámetros de operación presentados en la Tabla 4-8.



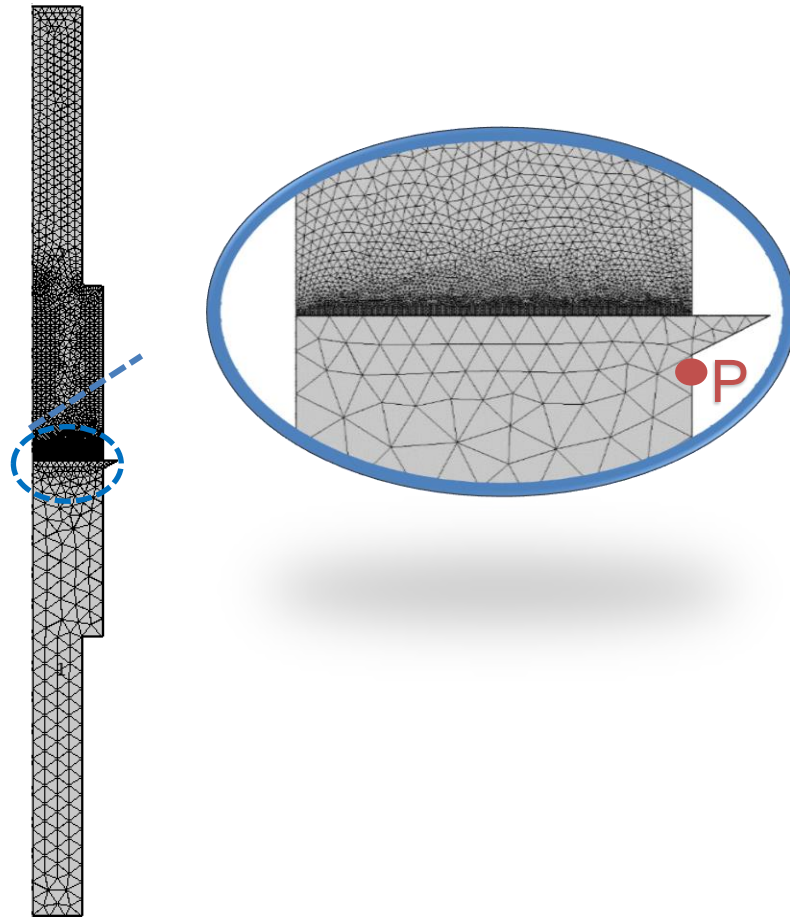
**Figura 4-26:** Forma y geometría de piezas a simular.

**Tabla 4-8:** Parámetros de operación en simulación **RFWDD** disímil [90].

Parámetro	Valor
Presión de fricción P1 [MPa]	28
Tiempo de Fricción t1 [s]	5
Velocidad angular [rpm]	1900

El proceso a evaluar mostró un comportamiento asimétrico en la zona de contacto. El labio de soldadura desarrollado en el cobre fue pronunciado y el labio desarrollado por el hierro fue leve. El mallado utilizado corresponde al mostrado en la Figura 4-27 donde la barra superior pertenece al cobre y la inferior al hierro. El dominio del cobre se consideró elastoplástico con una malla definida por los siguientes parámetros: tamaño máximo del elemento 1.3 [mm], tamaño mínimo del elemento 0.0026 [mm], tasa de crecimiento máxima del elemento 1.1 y factor de curvatura 1. Además, se asignó un tamaño en los elementos en el contorno de contacto de 0.05 [mm]. El dominio del hierro se consideró rígido con un pequeño labio predeterminado. La malla de este dominio fue definida por parámetros: tamaño máximo del elemento 2.6 [mm], tamaño mínimo del elemento 0.00975 [mm], tasa de crecimiento máxima del elemento 1.2 y factor de curvatura 0.25. Además, se impuso un tamaño de 0.8 [mm] en los elementos del contorno de contacto. El punto

P(10[mm],-1.5[mm]) está ubicado en la superficie del hierro a 1.5 [mm] de la interfaz de contacto.



**Figura 4-27:** Mallado de simulación disímil.

Las propiedades de poder calorífico  $C_p$  y conductividad térmica  $\kappa$  dependen de la temperatura y varían entre cobre y hierro. Para esta simulación, las propiedades se tomaron de la librería de COMSOL multiphysics y corresponden a las siguientes ecuaciones

$$\begin{aligned} \kappa_{Cobre} = & 423.7411 - (3.133575 \times 10^{-1})T + (1.013916 \times 10^{-3})T^2 - (1.570451 \times 10^{-6})T^3 \\ & + (1.06222 \times 10^{-9})T^4 - (2.64198 \times 10^{-13})T^5 \end{aligned} \quad (4.18)$$

$$C_{p,Cobre} = 342.764033 + (1.33834821 \times 10^{-1})T + (5.53525209 \times 10^{-5})T^2 - (1.97122089 \times 10^{-7})T^3 + (1.1407471 \times 10^{-10})T^4 \quad (4.19)$$

$$\kappa_{Hierro@T < 1183[K]} = 155.6355 - (4.470943 \times 10^{-1})T^1 + (8.9922 \times 10^{-4})T^2 - (9.859391 \times 10^{-7})T^3 + (4.862049 \times 10^{-10})T^4 - (7.562752 \times 10^{-14})T^5 \quad (4.20)$$

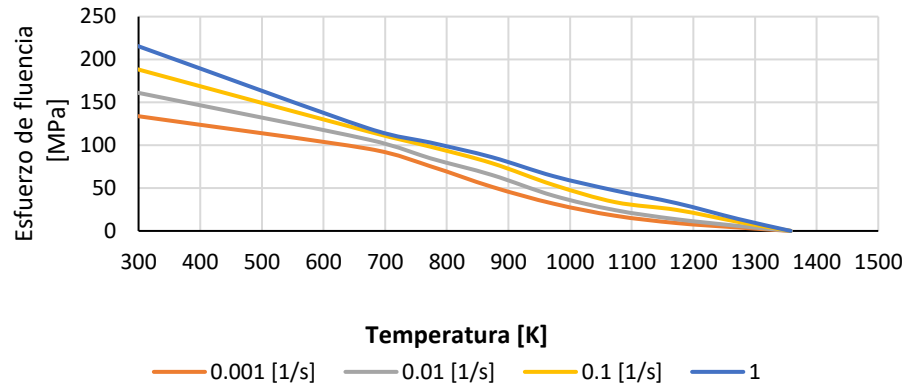
$$\kappa_{Hierro@T > 1183[K]} = -5.097463 + (3.983086 \times 10^{-2})T^1 - (9.936321 \times 10^{-6})T^2 \quad (4.21)$$

El módulo de Young  $E$  para el cobre fue definido como

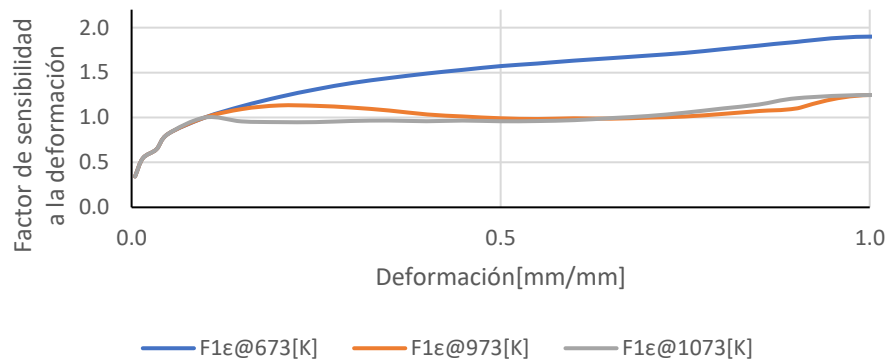
$$E_{Cobre} = 1.396274 \times 10^{11} - 5077626.0T^1 - 191131.5T^2 + 290.7333T^3 - 2.058552 \times 10^{-1}T^4 + 5.385261 \times 10^{-5}T^5 \quad (4.22)$$

Los coeficientes de convección utilizados fueron  $h_{Cu\_libre} = 18.62 [w/m^2]$ ,  $h_{Cu\_forzado} = 80.53 [W/m^2]$  y  $h_{Fe\_libre} = 20 [W/m^2]$  tomados de las referencias [91], [92] y [93] respectivamente. El calor generado por deformación se consideró igual que en las secciones anteriores. Para el enfriamiento se consideró una capa delgada con  $R_{eq} = 0.0008 [Km^2/W]$  que corresponde a la resistencia térmica de contacto entre dos superficies iguales de cobre en vacío [94].

Para estudiar el comportamiento mecánico se ingresaron de forma tabular los valores del esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$  evaluado en  $\epsilon=0.1$  [mm/mm] respecto a la temperatura a diferentes tasas de deformación, los cuales se muestran en la Figura 4-28a. En vista de la alta deformación presentada en este proceso, se utilizó un factor de sensibilidad a la deformación construido a partir de los datos encontrados en las referencias [95], [96], [97] y [98]. Este factor se obtuvo para condiciones de deformación equivalente inferiores a 0.9. Para valores superiores se proyectó de forma constante. La Figura 4-28b grafica el comportamiento de este factor con respecto a la deformación para diferentes temperaturas.



- a) Efecto térmico sobre el esfuerzo de fluencia a diferentes tasas de deformación para  $\epsilon=0.1$ .



- b) Factor de sensibilidad a la deformación a diferentes temperaturas

**Figura 4-28:** Esfuerzo de fluencia para el cobre puro, datos tomados de las referencias [95], [96], [97] y [98].

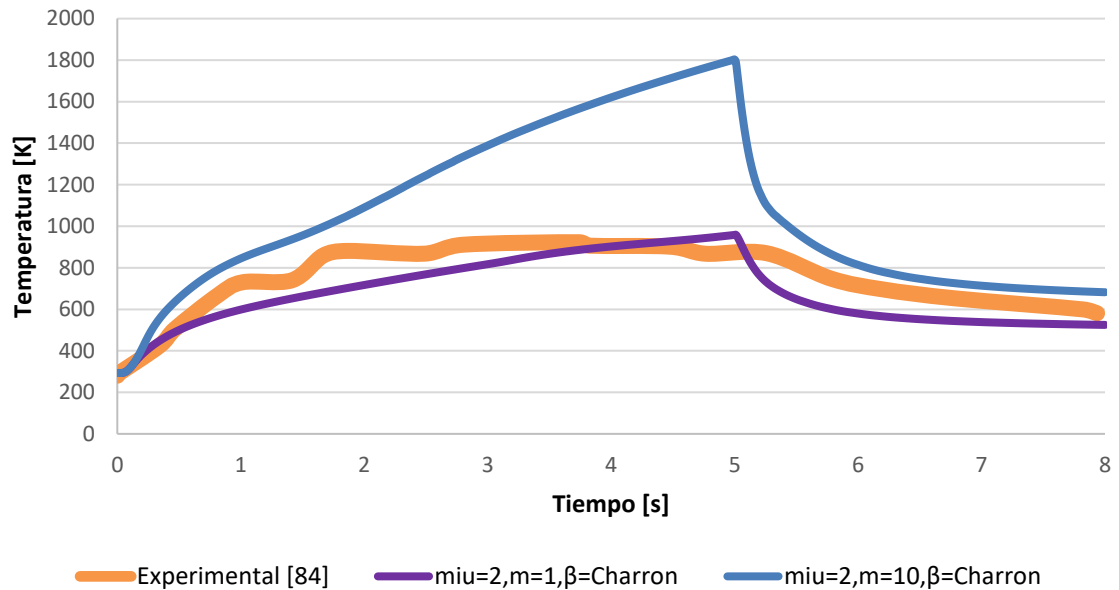
Para definir el coeficiente de fricción se consideró una condición de contacto sin presencia de aire. El cobre reacciona con el oxígeno del ambiente de forma inmediata y genera una capa de óxido en su superficie que aumenta de espesor con el paso del tiempo. Esta capa protege el material del desgaste y la adhesión al obstaculizar el contacto directo del cobre con su entorno e influye directamente en las condiciones de fricción. En condiciones de deslizamiento y vacío esta capa se desgasta y no se puede renovar por la ausencia de oxígeno. Como consecuencia, se da lugar al contacto directo del cobre con la otra superficie y esto permite la adhesión entre los materiales y el aumento del coeficiente de fricción. Por ejemplo, el coeficiente de fricción entre cobre-cobre aumenta de 0.5 en

presencia de aire hasta 4.5 en vacío [99] y en el caso de Cobre-acero 1020 Jellison [100] registró un coeficiente de fricción de 0.55 a presión atmosférica y 2.0 a  $10^{-4}$  Torricelli.

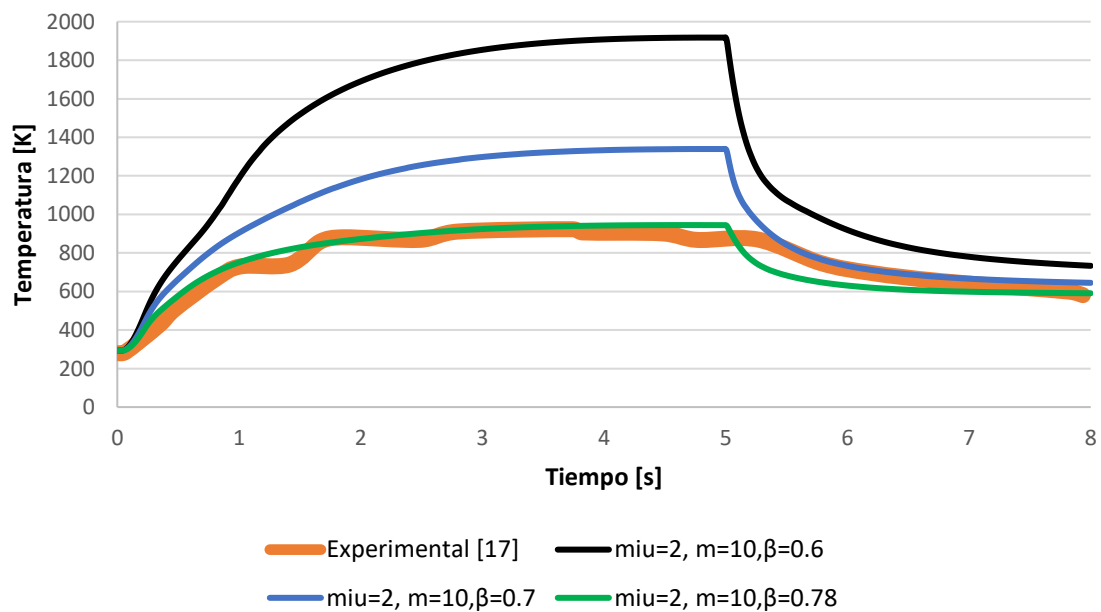
La generación de calor se calculó a partir de la Ecuación (3.6). Se utilizó un coeficiente de fricción  $\mu = 2.0$  y un factor de partición  $\beta$  definido a partir de la relación de Charron [42]. Esta relación se define como

$$\beta = \frac{1}{1 + \xi} \quad \text{donde } \xi = \sqrt{\frac{\rho_{Fe} C_{p,Fe} k_{Fe}}{\rho_{Cu} C_{p,Cu} k_{Cu}}} \quad (4.23)$$

El factor de fricción se consideró inicialmente como  $m = 1$  con un error en la predicción del acortamiento axial del 90%. Luego, se realizó un proceso iterativo que consistió en correr en múltiples ocasiones la simulación con diferentes valores de  $m$  para optimizar la predicción respecto al acortamiento axial. Se observó que el incremento de  $m$  aumentó el acortamiento axial sin influir significativamente en el comportamiento de la temperatura evaluada en el punto P. Para  $m = 10$  se obtuvo un error del 2% en el acortamiento de la barra. Sin embargo, la Figura 4-29a muestra cómo la temperatura calculada en el punto P no coincidió con la curva de temperatura reportada, alcanzó un valor máximo de 1796 [K] y no alcanzó una condición de estabilidad. Como alternativa a la relación de Charron se evaluaron coeficientes de partición constante de  $\beta_1=0.6$ ,  $\beta_2=0.7$  y  $\beta_3=0.78$ , tal como se muestra en la Figura 4-29b.



a) Temperatura calculada en el punto P(10[mm], -1.5[mm]) para diferentes factores de fricción.



b) Temperatura calculada en el punto P para diferentes factores de repartición.

**Figura 4-29:** Temperatura calculada en el punto P(10[mm], -1.5[mm]), curva experimental tomada de [90].

La Tabla 4-9 muestra los resultados calculados de acortamiento axial y temperatura de estabilidad con su respectivo error relativo para cada condición evaluada. En los casos en que  $\beta$  fue constante la curva de temperatura en el punto  $P$  mostro una tendencia a la estabilidad y su magnitud se redujo al aumentar  $\beta$ . El comportamiento térmico mostró una alta sensibilidad a la variación del parámetro  $\beta$  mientras que tuvo un leve impacto en el acortamiento axial con una variación de sólo  $0.1 [mm]$  entre  $\beta=0.6$  y  $\beta=0.78$ . La condición 5 predijo con mayor precisión los resultados térmicos y de acortamiento axial.

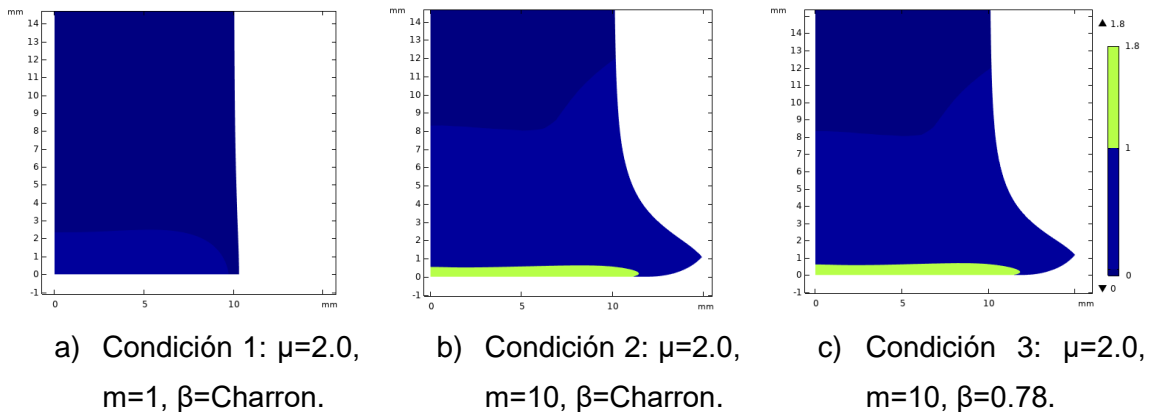
**Tabla 4-9:** Predicción del acortamiento axial en barra de cobre y temperaturas de estabilidad en **P**

Condición	$\mu$	m	$\beta$	Acortamiento axial		Temperatura de estabilidad	
				Magnitud [mm]	Error [%]	Magnitud [K]	Error [%]
1	2	1	Charron	0.45	90.0%	No alcanzada	NA
2	2	10	Charron	4.4	2.2%	No alcanzada	NA
3	2	10	0.6	4.4	2.2%	1905	110.5%
4	2	10	0.7	4.5	0.4%	1315	45.3%
5	2	10	0.78	4.5	0.0%	937	3.5%
Datos reportados [90]				4.5	NA	905	NA

La condición 1 desarrolló un leve labio de soldadura mientras que las condiciones con  $m=10$  desarrollaron un labio de soldadura similar que coincidió con el reportado y presentó una región completamente plastificada a lo largo de la zona de contacto con una profundidad de  $0.5 \pm 0.1 [mm]$ . La Figura 4-30 muestra la forma resultante del labio de soldadura bajo las condiciones 1, 2 y 5.



a) Junta experimental de soldadura, tomada de [90].



**Figura 4-30:** Forma del labio de soldadura a diferentes en las condiciones 1, 2 y 5, junta experimental de soldadura tomada de [90]

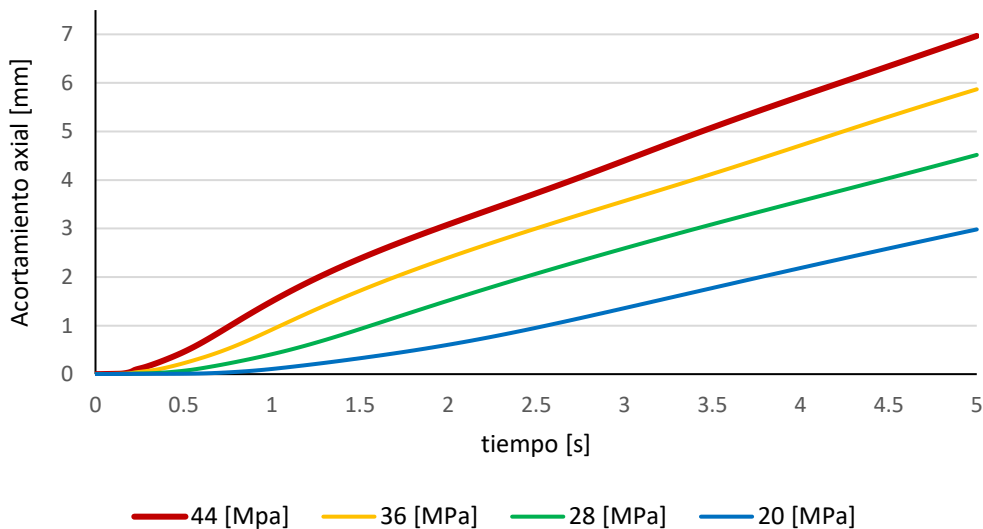
A partir de la condición 5 se evaluaron las presiones de fricción a 20 [MPa], 36 [MPa] y 44[MPa], sin modificar los demás parámetros del proceso. La Tabla 4-10 muestra la temperatura de estabilidad y el acortamiento axial alcanzados a diferentes presiones de fricción con su respectivo error. Todos los errores relativos fueron menores al 10% con excepción del acortamiento axial a una presión de 44 [MPa]. Sin embargo, las temperaturas de estabilización calculadas disminuyen de 970 [K] a 932 [K] al aumentar la presión de fricción de 20 [MPa] a 44 [MPa]. Esta disminución difiere con la tendencia reportada, donde la temperatura de estabilización incrementa con el aumento de la presión

de fricción. Es posible que esta discrepancia se deba a la suposición de un coeficiente  $\beta$  constante para todas las condiciones de presión. Como se mostró en la Figura 4-29b, la temperatura de estabilidad tiende a aumentar con un menor coeficiente  $\beta$  lo cual sugiere una reducción  $\beta$  por el aumento de la presión de fricción.

**Tabla 4-10:** Temperaturas de estabilidad a 1.5 [mm] en Fe y acortamiento axial.

Presión de fricción [MPa]	Temperatura de estabilidad [K]			Acortamiento axial [mm]		
	Referencia [90]	Simulación	Error [%]	Referencia [90]	Simulación	Error [%]
20	883	970	9.9%	2.9	3	3%
28	905	937	3.5%	4.5	4.5	0%
36	910	940	3.3%	6.4	5.9	8%
44	931	932	0.1%	11.5	7	64%

La Figura 4-31 muestra el comportamiento del acortamiento axial durante el proceso para las diferentes presiones de fricción evaluadas. El acortamiento axial muestra un comportamiento lineal que tarda menos tiempo en empezar y cuya pendiente aumenta al aumentar la presión de fricción aplicada.

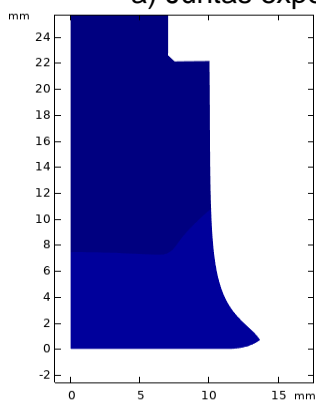


**Figura 4-31:** Acortamiento axial en proceso **FRWDD** disímil a diferentes presiones de fricción.

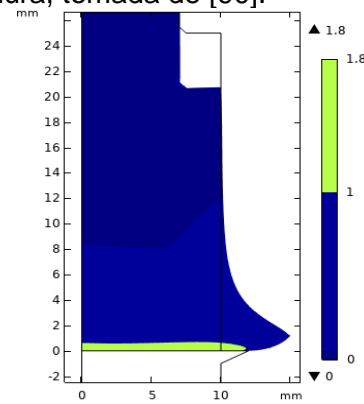
La Figura 4-32a muestra la apariencia de las juntas de soldadura reportadas por [90] para las diferentes presiones de fricción. Se observa cómo el labio de soldadura es más pronunciado al aumentar la presión aplicada, la primera pieza de la izquierda corresponde a  $P_{fr}=20$  [MPa] y la última de la derecha a  $P_{fr}=40$  [MPa]. Los ítems b, c, d y e de la Figura 4-32 corresponden a las formas de labio de soldadura calculadas donde la región completamente plastificada está en color verde y la región parcialmente plastificada en azul claro. La morfología de los labios de soldadura calculados en las condiciones de presión de fricción igual a 20 [MPa], 28 [MPa] y 36 [MPa] son similares a las reportadas. Sin embargo, la geometría reportada para  $P_{fr}=40$  [MPa] presenta una forma de riso con un doblez pronunciado hacia arriba, lo cual se aleja de la geometría del labio reportada. Por otra parte, la aplicación de una mayor presión de fricción aumentó las áreas de la región completamente plastificada y parcialmente plastificada.



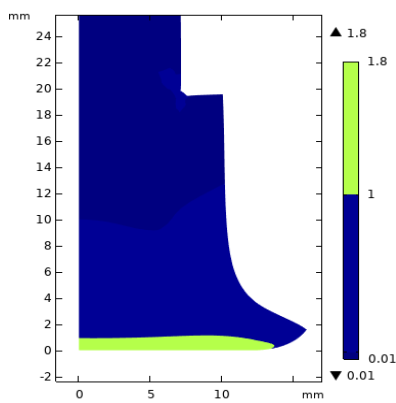
a) Juntas experimentales de soldadura, tomada de [90].



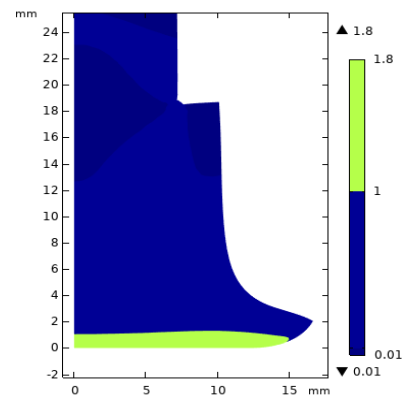
b) 20 [MPa].



c) 28 [MPa].



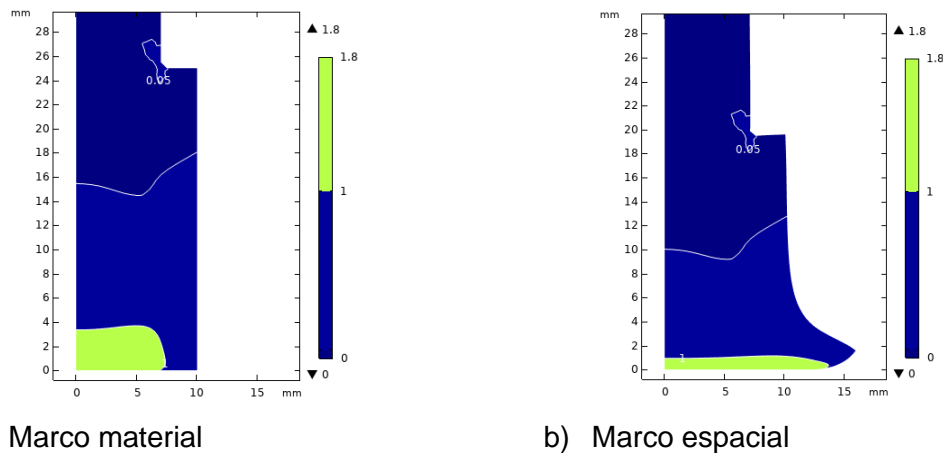
d) 36 [MPa].



e) 44 [MPa].

**Figura 4-32:** Forma de labio de soldadura a diferentes presiones de fricción, juntas experimentales de soldadura tomadas de [90]

La Figura 4-33 muestra la **ZATM** para  $P_{fr}=36$  [MPa]. En el marco material se puede apreciar el área que inicialmente ocupaba la región parcialmente plastificada y completamente plastificada antes que el material de trabajo sufriera la deformación, con una profundidad respectiva de 15.5 [mm] y 3.35 [mm] medidos en el eje. Estas regiones se deforman durante el proceso hasta alcanzar una distancia de 10[mm] y 0.9 [mm] de la interfaz de contacto. Se observa que el material que compone la **ZATM** completamente plastificada proviene del centro de la barra y es aplastada hasta ocupar toda la zona de contacto.



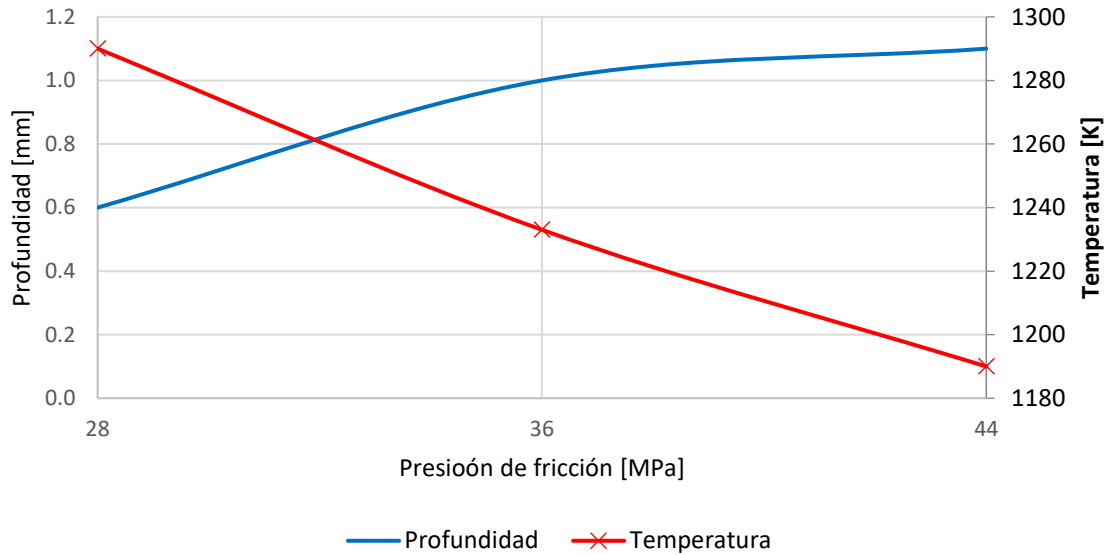
**Figura 4-33:** Zona afectada termomecánicamente para  $P_{fr}=36$  [MPa]

La Tabla 4-11 muestra para todas las presiones de fricción evaluadas la energía total generada por fricción, la repartición de energía entre cobre y hierro, la profundidad alcanzada por la región completamente plastificada y la temperatura alcanzada para  $\varepsilon_{pe} = 1$  [mm/mm] en  $t=50$  [s], las dos últimas medidas sobre el eje de la barra. También el esfuerzo último a tensión y el lugar de la ruptura reportada por Wei [90]. El aumento de la presión de fricción redujo la energía total generada por fricción y aumentó la profundidad de la región completamente plastificada. Este comportamiento coincide con el análisis paramétrico realizado.

**Tabla 4-11:** Resultados de energía y de región completamente plástica en  $t=50[s]$ .

Presión de fricción [MPa]	Energía generada por fricción [MJ]			Profundidad de región completamente plastificada [mm]	Temperatura de región completamente plastificada [K]	Esfuerzo último a tensión [Mpa] [90]	Lugar de ruptura [90]
	Total	Cu	Fe				
20	297	231	65	NA	NA	119.2	Interfaz
28	261	203	57	0.6	1290	151.5	Interfaz
36	231	180	51	1.0	1233	222.7	Matriz de Cu
44	207	161	46	1.1	1190	217.0	Matriz de Cu

Las dos presiones de fricción de 20 [MPa] y 28 [MPa] corresponden a las uniones más débiles con ruptura en la interfaz. En el primer caso, la **ZATM** no presentó una región completamente plastificada. En el segundo caso, la profundidad de esta región fue inferior a 1 [mm]. En la evaluación de presiones de 36 [MPa] y 40 [MPa] se observó una profundidad mayor a 1 [mm] con un esfuerzo último reportado muy superior a las otras dos presiones y una ruptura en la matriz de cobre. Lo anterior muestra un indicio de correlación entre el esfuerzo último a tensión y la profundidad de la región completamente plastificada donde una profundidad de 1 [mm] o mayor podría ser un buen referente de calidad en la soldadura. La Figura 4-34 muestra para el tiempo  $t=5 [s]$  la tendencia de la temperatura y de la profundidad alcanzada por la región completamente plastificada medida en  $\varepsilon_{pe} = 1[mm/mm]$  a una distancia  $R/2$  del centro. La temperatura disminuye y la profundidad aumenta con el incremento de la presión. La penetración alcanzada por la región completamente plastificada en la **ZATM** a una distancia  $R/2$  del centro fue de 0.6 [mm/mm] con una temperatura superior a 1290 [K], 1 [mm/mm] con una temperatura superior a 1233 [K] y 1.1 [mm/mm] con una temperatura superior a 1190 [K], para las presiones 28 [MPa] y 36 [MPa] y 40 [MPa] respectivamente. Un comportamiento similar de esta temperatura se encontró en el análisis paramétrico a diferentes temperaturas.



**Figura 4-34:** Profundidad y temperatura alcanzada para  $\varepsilon_{pe} = 1 [mm/mm]$  en el eje.

De la presente validación del proceso **FRWDD** disímil de alta deformación se destacan las siguientes observaciones. El factor de fricción  $m$  presentó una alta influencia sobre el acortamiento axial y el factor de distribución de calor  $\beta$  una alta influencia sobre la curva de temperatura en el punto  $P$ . Adicionalmente, se identificó que al aumentar la presión de fricción aplicada aumentó también la profundidad de la región completamente plastificada y se reducía la temperatura en la condición  $\varepsilon = 1 [mm/mm]$  medida a una distancia  $R/2$  del eje. Al comparar este resultado con la resistencia última a tensión de la junta reportada se encontró que las condiciones de mayor resistencia con ruptura sobre la matriz de cobre coincidieron con una profundidad mayor a  $1 [mm]$ . Esto último muestra un indicio de correlación entre el esfuerzo último a tensión y la profundidad de la región completamente plastificada donde una profundidad de  $1 [mm]$  o mayor podría ser un buen referente de calidad en la soldadura.



# 5 Conclusiones y recomendaciones

## 5.1 Conclusiones

En esta tesis se construyó un modelo matemático por el método de los elementos finitos que permitió estudiar el comportamiento termomecánico de la junta durante un proceso disímil de **FRWDD**. Inicialmente se identificaron los fenómenos físicos involucrados y se plantearon las ecuaciones constitutivas que gobiernan al proceso de soldadura. Luego se construyó un modelo que describe el comportamiento termomecánico de la junta. Después se simuló un proceso **FRWDD** símil de baja deformación con el fin de validar el modelo y explorar diferentes alternativas para definir el esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$ . Igualmente, se validó el modelo para una condición símil de grandes deformaciones plásticas. Posteriormente, se identificó la interacción de las variables de proceso con las características macroscópicas de la junta a través de un estudio paramétrico. Finalmente, se validó el modelo ante un proceso **RFWDD** disímil entre cobre y hierro puro, y se estudió su comportamiento termomecánico a diferentes condiciones de operación. El modelo 2D axisimétrico construido conforma un avance en la comprensión del proceso **FRWDD** disímil. El modelo acopla el fenómeno térmico y mecánico para realizar los cálculos y permite considerar diferentes condiciones de proceso como lo son los tiempos de proceso, presión de fricción, presión de forja, geometrías de las piezas de trabajo y materiales. Como resultado de la presente tesis, se plantean las siguientes conclusiones finales:

- Al implementar el modelo construido para simular un proceso **FRWDD** símil de baja deformación entre dos barras de Inconel 718 y evaluar diferentes formulaciones para describir el comportamiento del esfuerzo de fluencia respecto a la deformación, se observó que la formulación del esfuerzo de fluencia que mejor predijo el comportamiento termomecánico fue la condición A, la cual consideró la curva esfuerzo de fluencia a una deformación fija  $\varepsilon=0.2$  [mm/mm] respecto a la

temperatura. Esta condición predijo el comportamiento de la temperatura y el acortamiento axial con un error relativo de 3.5% y 10% respectivamente. Por otra parte, la predicción más deficiente del flujo del material fue la basada en la ley de Johnson-Cook, la cual no desarrollo labio de soldadura y presentó un error relativo en el acortamiento axial del 60%.

- Al utilizar el factor de sensibilidad a la deformación  $F_\epsilon$  para considerar el efecto de endurecimiento por deformación  $Ef_\epsilon$  en el proceso símil **FRWDD** de alta deformación entre barras de Inconel 718, se mejoró la predicción del modelo de la forma del labio de soldadura y el acortamiento axial.
- La generación de calor por fricción realizó una transición entre la ley de Coulomb y la ley de fricción del esfuerzo cortante donde pasó de depender de la presión aplicada a regirse por el esfuerzo cortante de fluencia. La etapa de fricción deslizante generó una mayor cantidad de calor y aumentó la temperatura hasta acercarse a la temperatura de fusión. Una vez alcanzada una condición de estabilidad en la temperatura de la zona de contacto, comenzó la transición a un proceso de fricción regido por la ley de esfuerzo cortante. En la condición simulada de validación símil de alta deformación, la magnitud del calor generado disminuyó hasta una octava parte y alcanzó una condición de estabilidad.
- El aumento de la velocidad angular en el proceso **FRWDD** símil adelantó la transición entre generación de calor por fricción por deslizamiento y generación de calor de acuerdo a la ley de esfuerzo cortante, esto acortó el tiempo necesario para alcanzar la temperatura de estabilidad en la zona de contacto. Como consecuencia se redujo la energía total entregada a las piezas de trabajo. También disminuyó el acortamiento axial. Adicionalmente, la profundidad de la **ZAT** aumentó 1.2 [mm] entre 600 [rpm] y 900 [rpm] a partir del cual se mostró estable. La profundidad de la **ZATM** permaneció estable con el aumento de la velocidad angular.
- El aumento de la presión de fricción en el proceso **FRWDD** símil acortó el tiempo necesario para alcanzar la temperatura de estabilidad y aceleró la transición de generación de calor por fricción deslizante a generación de calor por ley de fricción

del esfuerzo cortante. Ante una condición de presión demasiado baja no es posible alcanzar la temperatura de estabilidad, tampoco se presenta acortamiento axial en la etapa de fricción. El acortamiento axial total máximo se presentó en la menor presión evaluada que alcanzó la temperatura de estabilidad y coincidió con la mayor cantidad de energía entregada al material de trabajo. La **ZAT** aumentó hasta 2 [mm] en profundidad con el aumento de la presión aplicada mientras que la **ZATM** se mostró estable.

- El modelo construido permitió estudiar el comportamiento termomecánico de un proceso **FRWDD** disímil entre cobre y hierro puros. En los casos evaluados se observó que al aumentar la presión de fricción aplicada aumentaba la profundidad de la región completamente plastificada y se reducía la temperatura en la condición  $\varepsilon = 1$  [mm/mm] medida a una distancia  $R/2$  del eje. Al comparar este resultado con la resistencia última a tensión de la junta reportada se encontró que las condiciones de mayor resistencia con ruptura sobre la matriz de cobre coincidieron con una profundidad mayor a 1 [mm]. Esto último muestra un indicio de correlación entre el esfuerzo último a tensión y la profundidad de la región completamente plastificada, donde una profundidad de 1 [mm] o mayor podría ser un buen referente de calidad en la soldadura.

## 5.2 Recomendaciones

Conforme a los resultados obtenidos y a las diferentes etapas por las que se ha pasado en esta tesis se recomienda considerar los siguientes planteamientos para trabajos futuros que se propongan continuar con el estudio del proceso **FRWDD** por el método de los elementos finitos:

- En un trabajo futuro se recomienda explorar los indicios que correlacionan una alta resistencia última a la tensión de la junta y la penetración de la región completamente plastificada obtenida con la implementación del modelo construido.

- En el caso que se desee utilizar el modelo construido con un nuevo material es importante conocer el comportamiento de las propiedades térmicas y mecánicas del material respecto a la temperatura, siendo las más representativas el coeficiente de conducción, el poder calorífico y la elasticidad. También, se debe conocer el comportamiento del esfuerzo de fluencia respecto a la deformación, tasa de deformación y temperatura, preferiblemente con información más detallada que la ofrecida por el modelo de Johnson-Cook. Los datos requeridos de las pruebas de referencia para validación y ajuste del modelo son: parámetros de operación del proceso, dimensiones del material de trabajo, acortamiento axial al final de la etapa de fricción, acortamiento axial al final de la etapa de forja y comportamiento en el tiempo de una temperatura representativa del proceso. En caso de una condición disímil se recomienda medir el comportamiento de la temperatura en ambos materiales de trabajo.

## Bibliografía

- [1] International Energy Agency, "World Energy Outlook 2013," National Energy Information Center, 2013.
- [2] Grupo de las Naciones Unidas para el Desarrollo (UNDG), *Desafíos y estrategias para el Desarrollo Sostenible en América Latina y el Caribe*. 2018.
- [3] ONU, "Objetivos de desarrollo sustentable," *ExpoKnews*, 2015. [Online]. Available: <http://www.expoknews.com/20-ejemplos-de-empresas-que-trabajan-por-los-objetivos-de-desarrollo-sostenible/>.
- [4] REN21, *Renewables 2015-Global status report*, vol. 4, no. 3. 2015.
- [5] D. Baffari, G. Buffa, D. Campanella, L. Fratini, and F. Micari, "Friction based solid state welding techniques for transportation industry applications," *Procedia CIRP*, vol. 18, pp. 162–167, 2014, doi: 10.1016/j.procir.2014.06.125.
- [6] M. M. ATTALLAH and M. Preuss, *Welding and Joining of Aerospace Materials - 2 – Inertia friction welding (IFW) for aerospace applications*. Woodhead Publishing Limited, 2012.
- [7] A. W. Society, *Welding Handbook*, vol. 3. 2007.
- [8] E. T. Akinlabi, A. Andrews, and S. A. Akinlabi, "Effects of processing parameters on corrosion properties of dissimilar friction stir welds of aluminium and copper," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.)*, vol. 24, no. 5, pp. 1323–1330, 2014, doi: 10.1016/S1003-6326(14)63195-2.
- [9] G. Qin, P. Geng, J. Zhou, and Z. Zou, "Modeling of thermo-mechanical coupling in linear friction welding of Ni-based superalloy," *Mater. Des.*, vol. 172, p. 107766, 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.107766.
- [10] M. KIMURA, H. INOUE, M. KUSAKA, K. KAIZU, and A. FUJI, "Analysis Method of Friction Torque and Weld Interface Temperature during Friction Process of Steel Friction Welding," *J. Solid Mech. Mater. Eng.*, vol. 4, no. 3, pp. 401–413, 2010, doi: 10.1299/jmmp.4.401.
- [11] M. Maalekian, "Friction welding - Critical assessment of literature," *Sci. Technol. Weld. Join.*, vol. 12, no. 8, pp. 738–759, 2007, doi: 10.1179/174329307X249333.
- [12] Sander, "Power and heating in the friction welding of thick-walled steel pipes," *Weld. J. (Miami, Fla)*, pp. 53–61, 1959.

- 
- [13] A. Sluzalec, "Thermal effects in friction welding," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 32, no. 6, pp. 467–478, 1990, doi: 10.1016/0020-7403(90)90153-A.
- [14] W. Li and F. Wang, "Modeling of continuous drive friction welding of mild steel," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 18, pp. 5921–5926, 2011, doi: 10.1016/j.msea.2011.04.001.
- [15] S. De Ji, J. G. Liu, Y. M. Yue, Z. Lü, and L. Fu, "3D numerical analysis of material flow behavior and flash formation of 45# steel in continuous drive friction welding," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.)*, vol. 22, no. SUPPL.2, pp. 528–533, 2012, doi: 10.1016/S1003-6326(12)61756-7.
- [16] M. Asif, M. K. A. Shrikrishana, and P. Sathiya, "Finite element modelling and characterization of friction welding on UNS S31803 duplex stainless steel joints," *Eng. Sci. Technol. an Int. J.*, 2015, doi: 10.1016/j.jestch.2015.05.002.
- [17] L. Donati, E. Troiani, P. Proli, and L. Tomesani, *FEM Analysis and Experimental Validation of Friction Welding Process of 6xxx Alloys for the Prediction of Welding Quality*, vol. 2, no. 10. Elsevier Ltd., 2015.
- [18] K. Fraser, L. I. Kiss, L. St-Georges, and D. Drolet, "Optimization of friction stir weld joint quality using a meshfree fully-coupled thermo-mechanics approach," *Metals (Basel)*, vol. 8, no. 2, 2018, doi: 10.3390/met8020101.
- [19] D. Schmicker, K. Naumenko, and J. Strackeljan, "A robust simulation of Direct Drive Friction Welding with a modified Carreau fluid constitutive model," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 265, pp. 186–194, 2013, doi: 10.1016/j.cma.2013.06.007.
- [20] D. Schmicker, K. Naumenko, and J. Strackeljan, "A holistic Approach on the Simulation of Rotary-Friction-Welding," vol. 27, no. Thaut 2014, pp. 148–150, 2016.
- [21] W. Liu, F. Wang, X. Yang, and W. Li, "Upset prediction in friction welding using radial basis function neural network," *Adv. Mater. Sci. Eng.*, vol. 2013, 2013, doi: 10.1155/2013/196382.
- [22] S. A. A. Mousavi and A. R. Kelishami, "Experimental and numerical analysis of the friction welding process for the 4340 steel and mild steel combinations," *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 87, no. 7, 2008.
- [23] J. Zimmerman, W. Wlosinski, and Z. R. Lindemann, "Thermo-mechanical and diffusion modelling in the process of ceramic-metal friction welding," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 4, pp. 1644–1653, 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.04.012.
- [24] J. Leśniewski and A. Ambroziak, "Modelling the friction welding of titanium and tungsten pseudoalloy," *Arch. Civ. Mech. Eng.*, vol. 15, no. 1, pp. 142–150, 2015, doi: 10.1016/j.acme.2014.06.008.

- [25] A. Kurt, I. Uygur, and U. Paylasan, "Effect of friction welding parameters on mechanical and microstructural properties of dissimilar AISI 1010-ASTM B22 joints," *Weld. J.*, vol. 90, no. 5, pp. 102–106, 2011.
- [26] M. B. Uday, M. N. A. Fauzi, H. Zuhailawati, and A. B. Ismail, "Advances in friction welding process: A review," *Sci. Technol. Weld. Join.*, vol. 15, no. 7, pp. 534–558, 2010, doi: 10.1179/136217110X12785889550064.
- [27] V. T. Gaikwad, M. K. Mishra, V. D. Hiwarkar, and R. K. P. Singh, "Microstructure and mechanical properties of friction welded carbon steel (EN24) and nickel-based superalloy (IN718)," *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 28, no. 1, pp. 111–119, 2021, doi: 10.1007/s12613-020-2008-1.
- [28] J. A. James and R. Sudhish, "Study on Effect of Interlayer in Friction Welding for Dissimilar Steels: SS 304 and AISI 1040," *Procedia Technol.*, vol. 25, pp. 1191–1198, 2016, doi: 10.1016/j.protcy.2016.08.238.
- [29] E. oualid Bouarroudj, S. Chikh, S. Abdi, and D. Miroud, "Thermal analysis during a rotational friction welding," *Appl. Therm. Eng.*, vol. 110, pp. 1543–1553, 2017, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.09.067.
- [30] L. MTI Welding Technologies, "Direct Drive Friction Welding," 2019. [Online]. Available: <http://www.mtiwelding.co.uk/products/direct-drive>.
- [31] M. Kimura, K. Ohara, M. Kusaka, K. Kaizu, and K. Hayashida, "Effects of tensile strength on friction welding condition and weld faying surface properties of friction welded joints between pure copper and austenitic stainless steel," *J. Adv. Join. Process.*, vol. 2, no. July, p. 100028, 2020, doi: 10.1016/j.jajp.2020.100028.
- [32] A. Goedecke and F. A. Creep, *Transient Effects in Friction: Fractal Asperity Creep*. 2011.
- [33] V. L. Popov, *Contact Mechanics and Friction: Physical Principles and Applications*, Segunda Ed. 2017.
- [34] COMSOL Multiphysics®, *Structural Mechanics Module*. Estocolmo, 2018.
- [35] L. Qinghua, L. Fuguo, L. Miaoquan, W. Qiong, and F. Li, "Finite element simulation of deformation behavior in friction welding of Al-Cu-Mg alloy," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 15, no. 6, pp. 627–631, 2006, doi: 10.1361/105994906X150821.
- [36] A. W. Society, *Friction Welding of Metals*. 1962.
- [37] F. F. Wang, W. Y. Li, J. L. Li, and A. Vairis, "Process parameter analysis of inertia friction welding nickel-based superalloy," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 71, no. 9–12, pp. 1909–1918, 2014, doi: 10.1007/s00170-013-5569-6.
- [38] H. Seli, A. I. M. Ismail, E. Rachman, and Z. A. Ahmad, "Mechanical evaluation and thermal modelling of friction welding of mild steel and aluminium," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 210, no. 9, pp. 1209–1216, 2010, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.03.007.

- 
- [39] K. Fraser, "ROBUST AND EFFICIENT MESHFREE SOLID THERMO-MECHANICS SIMULATION OF FRICTION STIR WELDING," Université du Québec à Chicoutimi (UQAC), 2017.
- [40] X. Yang *et al.*, "Finite element modeling of the linear friction welding of GH4169 superalloy," *Mater. Des.*, vol. 87, pp. 215–230, 2015, doi: 10.1016/j.matdes.2015.08.036.
- [41] G. Ravichandran, A. J. Rosakis, J. Hodowany, and P. Rosakis, "ON THE CONVERSION OF PLASTIC WORK INTO HEAT DURING HIGH-STRAIN-RATE DEFORMATION," 2001.
- [42] COMSOL Multiphysics, "Heat Transfer Module," *Manual*, pp. 1–222, 2015.
- [43] A. Foley, "Thermal contact resistance simulation." [Online]. Available: <https://www.comsol.com/blogs/thermal-contact-resistance-simulation/>.
- [44] X. Oliver and C. Agelet De Saracibar, *Mecánica de medios continuos para ingenieros*. 2010.
- [45] J. M. Gere and B. J. Goodno, *Mecánica de materiales*, 7ma ed. .
- [46] J. F. Shakelford, *Introducción a la ciencia de materiales para ingenieros*, 4th ed. .
- [47] G. E. Dieter, "Mechanical metallurgy.," *Mechanical metallurgy*. 1988, doi: 10.5962/bhl.title.35895.
- [48] P. Prat, *Ecuaciones Constitutivas, ELASTICIDAD y PLASTICIDAD*. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya, 2006.
- [49] R. Hill, "A VARIATIONAL PRINCIPLE OF MAXIMUM PLASTIC WORK IN CLASSICAL PLASTICITY," *Q. J. Mech. Appl. Math.*, vol. 1, no. October, pp. 18–28, 1947.
- [50] L. Yang, "Modelling of the Inertia Welding of Inconel 718," University of Birmingham, 2010.
- [51] B. Zhu, *The Finite Element Method: Fundamentals and Applications in Civil, Hydraulic, Mechanical and Aeronautical Engineering*, 1st ed. 2018.
- [52] Comsol, "Elastoplastic Material Models." [Online]. Available: [https://doc.comsol.com/5.5/doc/com.comsol.help.sme/sme\\_ug\\_theory.06.29.html](https://doc.comsol.com/5.5/doc/com.comsol.help.sme/sme_ug_theory.06.29.html).
- [53] G. R. Johnson and W. H. Cook, "Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 21, no. 1, pp. 31–48, 1985, doi: 10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [54] A. Iturbe *et al.*, "Mechanical characterization and modelling of Inconel 718 material behavior for machining process assessment," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 682, pp. 441–453, 2017, doi: 10.1016/j.msea.2016.11.054.

- [55] A. Iturbe *et al.*, "Corrigendum to 'Mechanical characterization and modelling of Inconel 718 material behavior for machining process assessment,'" *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 756, no. April, pp. 562–563, 2019, doi: 10.1016/j.msea.2019.02.026.
- [56] S. Rolshoven and M. Jirasek, *Introduction to the mechanics of a continuous medium*. 1969.
- [57] C. Garcia, "Mecánica de medios continuos-15904 Esfuerzo," 2010.
- [58] W. B. Castello, "Análisis numérico de sólidos bidimensionales en grandes deformaciones elasto-viscoplásticas con acoplamiento termomecánico," 2012.
- [59] J. Aboudi, "The effect of evolving damage on the finite strain response of inelastic and viscoelastic composites." 2009.
- [60] WANG KK and NAGAPPAN P, "Transient Temperature Distribution in Inertia Welding of Steels," *Weld J*, vol. 49, no. 9, pp. 419–426, 1970.
- [61] E. Bouarroudj, "Thermal analysis during a rotational friction welding," *Appl. Therm. Eng.*, vol. 110, no. 7, pp. 2543–2553, 2017, doi: 10.1016/S1359-4311(02)00018-2.
- [62] N. T.C. and W. D.C., "A thermal and microstructure evolution model of direct-drive friction welding of plain carbon steel," *Metall. Mater. Trans. B Process Metall. Mater. Process. Sci.*, vol. 37, no. 2, pp. 275–292, 2006.
- [63] V. Balasubramanian *et al.*, "New friction law for the modelling of continuous drive friction welding: Applications to 1045 steel welds," *Mater. Manuf. Process.*, vol. 14, no. 6, pp. 845–860, 1999, doi: 10.1080/10426919908914877.
- [64] M. Maalekian, E. Kozeschnik, H. P. Brantner, and H. Cerjak, "Comparative analysis of heat generation in friction welding of steel bars," *Acta Mater.*, vol. 56, no. 12, pp. 2843–2855, 2008, doi: 10.1016/j.actamat.2008.02.016.
- [65] W. Li, S. Shi, F. Wang, Z. Zhang, T. Ma, and J. Li, "Numerical simulation of friction welding processes based on ABAQUS environment," *J. Eng. Sci. Technol. Rev.*, vol. 5, no. 3, pp. 10–19, 2012.
- [66] A. Can, M. Sahin, and M. Kucuk, "Modelling of Friction Welding," *Unitech '10*, pp. 135–142, 2010.
- [67] A. Can, M. Sahin, and M. Kucuk, "Thermically evaluation and modelling of friction welding," *Strojarstvo*, vol. 51, no. 1, pp. 5–13, 2009.
- [68] H. Seli, M. Awang, A. I. M. Ismail, E. Rachman, and Z. A. Ahmad, "Evaluation of properties and FEM model of the friction welded mild steel-Al6061-alumina," *Mater. Res.*, vol. 16, no. 2, pp. 453–467, 2013, doi: 10.1590/S1516-14392012005000178.
- [69] A. B. Dawood, S. I. Butt, G. Hussain, M. A. Siddiqui, A. Maqsood, and F. Zhang, "Thermal model of rotary friction welding for similar and dissimilar metals," *Metals (Basel)*, vol. 7, no. 6, 2017, doi: 10.3390/met7060224.
- [70] A. Vairis, G. Papazafeiropoulos, and A. M. Tsainis, "A comparison between friction

- stir welding, linear friction welding and rotary friction welding,” *Adv. Manuf.*, vol. 4, no. 4, pp. 296–304, 2016, doi: 10.1007/s40436-016-0163-4.
- [71] R. P. Turner, D. Howe, B. Thota, R. M. Ward, H. C. Basoalto, and J. W. Brooks, “Calculating the energy required to undergo the conditioning phase of a titanium alloy inertia friction weld,” *J. Manuf. Process.*, vol. 24, pp. 186–194, 2016, doi: 10.1016/j.jmapro.2016.09.008.
- [72] C. Bennett, “Finite element modelling of the inertia friction welding of a CrMoV alloy steel including the effects of solid-state phase transformations,” *J. Manuf. Process.*, vol. 18, pp. 84–91, 2015, doi: 10.1016/j.jmapro.2015.01.003.
- [73] C. J. Bennett, T. H. Hyde, and E. J. Williams, “Modelling and simulation of the inertia friction welding of shafts,” *Proc. Inst. Mech. Eng. Part L J. Mater. Des. Appl.*, vol. 221, no. 4, pp. 275–284, 2007, doi: 10.1243/14644207JMDA154.
- [74] A. Moal and E. Massoni, “Finite element simulation of the inertia welding of two similar parts,” *Eng. Comput.*, vol. 12, p. 6, 1995.
- [75] L. D’Alvise, E. Massoni, and S. J. Walloe, “Finite element modelling of the inertia friction welding process between dissimilar materials,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 125–126, pp. 387–391, 2002, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00349-7.
- [76] P. Geng, G. Qin, J. Zhou, and Z. Zou, “Hot deformation behavior and constitutive model of GH4169 superalloy for linear friction welding process,” *J. Manuf. Process.*, vol. 32, pp. 469–481, 2018, doi: 10.1016/j.jmapro.2018.03.017.
- [77] M. Asif. M, K. A. Shrikrishana, and P. Sathiya, “Finite element modelling and characterization of friction welding on UNS S31803 duplex stainless steel joints,” *Eng. Sci. Technol. an Int. J.*, vol. 18, no. 4, pp. 704–712, 2015, doi: 10.1016/j.jestch.2015.05.002.
- [78] Q. Z. Zhang, L. W. Zhang, W. W. Liu, X. G. Zhang, W. H. Zhu, and S. Qu, “3D rigid viscoplastic FE modelling of continuous drive friction welding process,” *Sci. Technol. Weld. Join.*, vol. 11, no. 6, pp. 737–743, 2006, doi: 10.1179/174329306X153222.
- [79] P. Geng, G. Qin, L. Chen, J. Zhou, and Z. Zou, “Simulation of plastic flow driven by periodically alternating pressure and related deformation mechanism in linear friction welding,” *Mater. Des.*, vol. 178, p. 107863, 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.107863.
- [80] E. P. Alves, F. P. Neto, and C. Y. An, “Welding of AA1050 aluminum with AISI 304 stainless steel by rotary friction welding process,” *J. Aerosp. Technol. Manag.*, vol. 2, no. 3, pp. 301–306, 2010, doi: 10.5028/jatm.2010.02037110.
- [81] COMSOL Multiphysics, “AutoRemesh.” [Online]. Available: [https://doc.comsol.com/5.5/doc/com.comsol.help.comsol/comsol\\_api\\_solver.42.18.html#4838671](https://doc.comsol.com/5.5/doc/com.comsol.help.comsol/comsol_api_solver.42.18.html#4838671).

- [82] X. Nan *et al.*, "Modeling of rotary friction welding process based on maximum entropy production principle," *J. Manuf. Process.*, vol. 37, no. April 2018, pp. 21–27, 2019, doi: 10.1016/j.jmapro.2018.11.016.
- [83] L. W. Zhang *et al.*, "The coupled fem analysis of the transient temperature field during inertia friction welding of GH4169 alloy," *Acta Metall. Sin. (English Lett.)*, vol. 20, no. 4, pp. 301–306, 2007, doi: 10.1016/S1006-7191(07)60043-X.
- [84] S. Tabaie, "Linear Friction Welding of AD730 TM Ni-Based Superalloy to Additively Manufactured Inconel 718 by," 2021.
- [85] K. Yuan, W. Guo, P. Li, Y. Zhang, X. Li, and X. Lin, "Thermomechanical behavior of laser metal deposited Inconel 718 superalloy over a wide range of temperature and strain rate: Testing and constitutive modeling," *Mech. Mater.*, vol. 135, no. April, pp. 13–25, 2019, doi: 10.1016/j.mechmat.2019.04.024.
- [86] M. S. Lewandowski and R. A. Overfelt, "High temperature deformation behavior of solid and semi-solid alloy 718," *Acta Mater.*, vol. 47, no. 18, pp. 4695–4710, 1999, doi: 10.1016/S1359-6454(99)00252-9.
- [87] R. P. Turner, B. Perumal, Y. Lu, R. M. Ward, H. C. Basoalto, and J. W. Brooks, "Modeling of the Heat-Affected and Thermomechanically Affected Zones in a Ti-6Al-4V Inertia Friction Weld," *Metall. Mater. Trans. B Process Metall. Mater. Process. Sci.*, vol. 50, no. 2, pp. 1000–1011, 2019, doi: 10.1007/s11663-018-1489-z.
- [88] S. I. Okeke, N. Harrison, and M. Tong, "Thermomechanical modelling for the linear friction welding process of Ni-based superalloy and verification," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part L J. Mater. Des. Appl.*, vol. 234, no. 5, pp. 796–815, 2020, doi: 10.1177/1464420719900780.
- [89] C. Slama, "Aging of the Inconel 718 alloy between 500 and 750 ±C," *J. Mater. Res.*, vol. 235, no. 4784, pp. 2298–2316, 1997, doi: 10.1126/science.235.4784.9.
- [90] Y. Wei and F. Sun, "Microstructures and Mechanical Properties of Al/Fe and Cu/Fe Joints by Continuous Drive Friction Welding," *Adv. Mater. Sci. Eng.*, vol. 2018, 2018, doi: 10.1155/2018/2809356.
- [91] S. Jimenez and C. Rativa, "Determinación experimental del coeficiente de transferencia de calor por convección natural en la superficie de un esfera de cobre," pp. 19–30, 2014.
- [92] J. Rojas, "DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DEL COEFICIENTE DE TRANSFERENCIA DE CALOR CONVECTIVO EN LA SUPERFICIE DE UNA ESFERA DE COBRE," *Rev. Electrónica*, vol. 11, no. 11, pp. 33–43, 2009.
- [93] R. Bhadra, P. Pankaj, and P. Biswas, "Thermo - Mechanical Analysis of - CO 2 Laser Butt Welding on AISI 304 Steel Thin Plates," *Int. J. Steel Struct.*, no. 2010, 2018, doi: 10.1007/s13296-018-0085-z.
- [94] S. Works, "Solidworks Help 2011," 2011. [Online]. Available:

---

[http://help.solidworks.com/2011/english/solidworks/cworks/legacyhelp/simulation/analysisbackground/thermalanalysis/thermal\\_contact\\_resistance.htm](http://help.solidworks.com/2011/english/solidworks/cworks/legacyhelp/simulation/analysisbackground/thermalanalysis/thermal_contact_resistance.htm).

- [95] S. H. Huang, S. X. Chai, X. S. Xia, Q. Chen, and D. Y. Shu, "Compression Deformation Behavior and Processing Map of Pure Copper," *Strength Mater.*, vol. 48, no. 1, pp. 98–106, 2016, doi: 10.1007/s11223-016-9743-6.
- [96] J. Y. Yang and W. J. Kim, "Examination of high-temperature mechanisms and behavior under compression and processing maps of pure copper," *J. Mater. Res. Technol.*, vol. 9, no. 1, pp. 960–968, 2020, doi: 10.1016/j.jmrt.2019.11.036.
- [97] B. Banerjee and N. Zealand, "An evaluation of plastic flow stress models for the simulation of high-temperature and high-strain-rate deformation of metals," no. February, 2014, doi: 10.13140/RG.2.1.4289.9285.
- [98] J. Croteau, E. Cantergiani, N. Jacques, A. E. M. Malki, and G. Mazars, "Mechanical characterization of OFE-Cu at low and high strain rates for SRF cavity fabrication by electro-hydraulic forming Résumé : Abstract :," pp. 1–12, 2019.
- [99] I. Iliuc, "Tribology of thin layer," 1980, pp. 81–103.
- [100] J. Jellison, R. Predmore, and C. L. Staugaitis, "Sliding friction of copper alloys in vacuum," *ASLE Trans.*, vol. 12, no. 2, pp. 171–182, 1968, doi: 10.1080/05698196908972259.