



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

**MODELO ACOPLADO DE TRANSFERENCIA DE CALOR Y
DEFORMACIÓN PLÁSTICA EN SOLDADURA POR FRICCIÓN-AGITACIÓN
(FSW)**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERA CIVIL MECÁNICA

Tiare Andrea Susana Pérez Neira

PROFESOR GUÍA:
Patricio Mendez Pinto

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
Rubén Fernandez Urrutia
Williams Calderón Muñoz

Este trabajo ha sido parcialmente financiado por el Gobierno Canadiense a través de la beca "Emerging Leaders in the Americas Program"

SANTIAGO DE CHILE
2022

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR
AL TÍTULO DE MAGÍSTER EN CIENCIAS
DE LA INGENIERÍA
POR: **Tiare Andrea Susana Pérez Neira**
FECHA: 2022
PROF. GUÍA: Patricio Méndez Pinto

MODELO ACOPLADO DE TRANSFERENCIA DE CALOR Y DEFORMACIÓN PLÁSTICA EN SOLDADURA POR FRICCIÓN-AGITACIÓN (FSW)

El propósito de esta tesis es comprender uno de los procesos de soldadura más recientes, el proceso de soldadura por fricción y agitación (FSW por sus siglas en inglés, Friction Stir Welding). Dado que, a pesar de tener gran relevancia para la industria aeroespacial y otras industrias de última generación, actualmente no se puede predecir sus resultados con herramientas de ingeniería como fórmulas o datos tabulados.

Esta tesis se centra en explicar, corroborar, reformular y corregir el modelo propuesto por Mendez et al.[1], centrado en la transferencia de calor y la deformación plástica en metales. Enfocada en proporcionar un conjunto cuantitativo general de fórmulas y datos tabulados útiles tanto para investigación como en la industria. Buscando validar la generalización de estas fórmulas; a través del uso y revisión de la base de datos de FSW actual. Al contrastar los resultados estimados por las fórmulas, con los reportados en la base de datos, se espera corroborar la aplicación del modelo.

El trabajo realizado consistió en la revisión de resultados experimentales y de simulación de torque total, temperatura máxima y espesor de la capa de cizalle extraídos de publicaciones relacionadas a FSW. Estos, fueron contrastados con resultados calculados a través de fórmulas derivadas del modelo acoplado. Dónde, los resultados reportados se derivan de una base de datos existente de estudios sobre FSW, que fue corregida para esta tesis; y los resultados estimados fueron derivados en base a datos iniciales de estos mismos estudios.

Los resultados obtenidos, indican que el modelo acoplado es capaz de predecir con un 1 % a 30 % de error para el caso del torque, 20 % a 60 % de error para la temperatura máxima y un 25 % en promedio para el caso del espesor de la capa de deformación plástica.

*i dive into the well of my body
and end in another world
everything i need
already exists in me
there's no need
to look anywhere else*

home body - rupi kaur

Agradecimientos

Quiero agradecerle a muchísima gente que me ayudó a lograr el desarrollo de esta tesis y mi vida académica. ¡Muchísima! así que agárrense que esto dará para largo.

En primer lugar, debo agradecerles a mis papás. Primero porque siempre han estado ahí para mí y segundo porque me dieron todo para poder viajar a Canadá y hacer este trabajo. Por apoyarme a lo largo de toda mi carrera, sobretodo cuando estuve deprimida y quería tirar la toalla. ¿Qué serían ustedes sin mi molestándolos y queriéndolos? bueno serían hartito igual, pero no se reirían tanto. Gracias por quererme, con todo mis problemas. Yo también los amo.

Quiero agradecerles a mis hermanos, en especial a mi hermana Tiffany. Porque siempre será una hermana mayor que es un rol estupendo a seguir. Te quiero mucho, me gusta mucho salir contigo y que te rías mientras te cuento puras incoherencias. Ah y gracias por los pasajes, no andemos con tonteras jejeje.

Encuentro muy importante agradecerle a mi psicóloga Elsa que llegó en los momentos más oscuros de mi vida universitaria. Me ayudó muchísimo a crecer como persona y mantenerme estable todos estos años. Gracias por tanto, perdón por tan poco.

Quiero agradecerle a mis amigas y amigos. A la gente bonita del cuarto, quienes alegraron toda mi vida mecánica en Beauchef. ¿Qué sería yo sin las tardes de papas fritas, los jueves de oncecita, los carretes astrales?. Algún día derrocaremos al quinto y lo volveremos el cuarto más uno como siempre lo soñamos. También le agradezco a mis amigos de plan común, que me apoyaron cuando era una mechona que se echó la vida en plan común. En especial al Nico Nico Nii que estuvo en cada una de mis caídas y logros, eres un sol amiguito.

A mis amigas brujas las oreo cookies, que nos conocimos en el liceo y nos mantuvimos juntas, transformándonos en las adultas que somos hoy en día. Es como si cada vez que nos viéramos mi energía volviera a cuando tenía dieciséis (juventud divino tesoro). Que pasemos toda nuestra vida juntas y seamos unas viejas de mierda tomando once juntas, pasándolo bien.

Canadá no fue exactamente fácil para mí, pero pudo ser más divertido junto a mis canadian girls que me ayudaron a crecer tanto en esta última patita de la vida universitaria. En especial te doy gracias a ti Vale, gracias por llevarme a conocer los lugares más hermosos de tu país y darme tu amistad.

No puedo dejar fuera a mi amiga Bay, que estando en la misma etapa de vida que yo, me entendió en mis noches más oscuras y creyó siempre en mí. También le agradezco a mi mejor

amiga Javi, que volvió a mi vida como un ángel que me vino a alegrar mis tardes. Las quiero mucho, estos últimos años no hubieran sido lo mismo sin ustedes. Las quiero demasiado, BTS y Monsta x por siempre.

Aprovecho de agradecerle a mi obsesión de estos últimos años: el k-pop. Gracias BTS por meterme a la pasta máxima, J-hope llegó a mi para hacerme feliz. Gracias NCT por ser mi grupo favorito y hacerme reír y sufrir con su sistema. En especial a WayV que, a pesar de que casi me hago pis de la risa con sus videos, me entregaron canciones que resonaron mucho con mi persona y me ayudaron a sanar heridas. Hoy en día el k-pop es básicamente un rasgo de mi personalidad, y estoy bien con ello. Si no hubiera aparecido en mi vida, hubiera perdido mi pasión por dibujar debido al estrés de la universidad; además de que me ayudó a conocer gente muy bonita. Le agradezco también a todos mis amorcitos idols, que hacen excelente su pega de emotional support kpop boys. Gracias BTS, NCT, Monsta x, SHINee, Stray Kids, Mamamoo, TXT, Blackpink, Itzy y tantos otros que me regalaron serotonina estos últimos años de mi carrera.

El k-pop me entregó gente muy hermosa en mi camino; a las amigas que ya nombré y a las ami boxef que me alegraban con sus mensajitos. Esta es por ustedes y nuestras tardes hablando tonteras, ¡gracias por todo su apoyo!

También quiero agradecer a las personas que estuvieron en algún punto en mi vida y nos dejamos de hablar por diferencias irremediables. Miren, no les voy a mentir. Me caen pésimo ojalá nunca jamás verlos de nuevo. Ya mentira, no todos; pero los que sí ya saben ya. Bueno, gracias por haber estado ahí en su momento. No vuelvan jamás.

Mi trabajo no estaría terminado sin el apoyo de mi comisión. Gracias profe Patricio, por entregarme la oportunidad de viajar y vivir nuevas experiencias. Gracias profe Rubén, porque me hizo disfrutar la ingeniería cuando estaba decepcionada. Gracias profe Williams, porque es uno de los profesores que más ha creído en mi a pesar de que no soy la luz más brillante en mecánica. La oportunidad que me dio para enseñar, me hizo darme cuenta cuanto adoro ayudar a otros alumnos y verlos mejorar.

Esta tesis no estaría completa sin el apoyo de la pandilla. Gracias por todas esas noches que me acompañaron, nuestras noches cursed hablando, jugando y dibujando me permitieron seguir literalmente viva. Creo que simplemente, fueron la mejor cosa de toda la pandemia. Sobretudo quiero agradecerle a mi mejor amigo Tomo, con quién nos hemos apoyados desde nuestros años de adolescencia. Eres una constante en mi vida y sin ti nada sería lo mismo. Te quiero mucho.

Pero más que nada, quiero agradecerme a mí misma por amar y preocuparme siempre con todo mi corazón. Por trabajar duro para lograr los sueños que se plantaron en mi cabeza, incluso si en algún momento perdí la pasión. Quiero agradecerme a mí misma por intentarlo, incluso si en el momento no sirvió de nada.

Quiero agradecerme por seguir en este plano astral, aunque a veces no sea la mejor línea de tiempo. Para la Tiare del pasado que no se rindió, y para la Tiare del futuro que vea esto y siga sin rendirse.

Dedicada a la Pandilla, quiénes no saben sumar. Dedicada a la Larita, que llegó a mi vida cuando me estaba echando mecánica y se fue a los cielos mientras tomaba la decisión más importante de mi vida. Te extraño todos los días y espero que donde sea que estés, sepas que te amo muchísimo mi gatita. Dedicado al Lokito, que me esperó en mi viaje y sigue cuidando mi sueño y mi corazón. Sin ti la vida no tendría tanto sentido, te amo mi gatito.

Tabla de Contenido

1. Introducción	1
1.1. Motivación	1
1.2. Objetivos	2
1.3. Alcances	2
2. Antecedentes específicos	4
2.1. Soldadura en Aluminio	4
2.2. Friction Stir Welding	5
2.3. Modelos de FSW	6
2.4. Estudios previos del modelo acoplado	7
3. Metodología	8
4. Modelo acoplado para soldadura por fricción-agitación	10
4.1. Descripción del Sistema	10
4.2. Suposiciones	13
4.2.1. El avance del pasador se considera estable	14
4.2.2. Se considera un avance bajo por revolución	14
4.2.3. La capa de mezcla es delgada	14
4.2.4. El calor producido por el hombro no afecta significativamente el peak de temperatura	15
4.3. Análisis adimensional del problema acoplado	15
4.3.1. Transferencia de calor en la zona de mezcla	15
4.3.2. Generación de calor en la capa de mezcla	20
4.3.2.1. Esfuerzo de corte en FSW	22
4.3.3. Ecuación constitutiva en la capa de mezcla	23
4.3.4. Conducción de calor fuera de la capa de mezcla	25
4.4. Solución al problema de las ecuaciones escaladas	27
5. Base de datos	29
5.1. Selección de Experimentos	29
5.2. Formas de Medición	30
5.2.1. Medición de Temperatura	30
5.2.2. Medición de Fuerza y Torque	30
5.2.3. Medición de la Zona de Deformación	30
5.2.4. Base de Datos	31
6. Propiedades de los Materiales	33

6.1. Propiedades Térmicas y Mecánicas	33
6.1.1. Constantes de Zener-Hollomon	34
7. Resultados y Discusión	39
7.1. Explicación de la Base de Datos	39
7.2. Razón de mediciones y resultados numéricos a estimaciones	44
7.2.1. Razones	44
7.2.2. Comparación de razones con supuestos	53
7.2.3. Comparación con distintos porcentajes de aporte del hombro	56
8. Conclusiones	58
8.1. Trabajo a futuro	59
Bibliografía	60

Índice de Tablas

6.1.	Propiedades Térmicas y Mecánicas de los Materiales Trabajados	34
6.2.	Constantes de Zener-Hollomon para diversos materiales	36
7.1.	Constantes comunes para todos los experimentos.	39
7.2.	Extracto de la base de datos, sección caracterización del estudio.	40
7.3.	Extracto de la base de datos, sección parámetros a comparar.	41
7.4.	Extracto de la base de datos, sección características del material.	41
7.5.	Extracto de la base de datos, sección propiedades mecánicas.	42
7.6.	Extracto de la base de datos, sección constantes de Zenner-Hollomon.	42
7.7.	Extracto de la base de datos, sección características del estudio.	43
7.8.	Extracto de la base de datos, variables calculadas útiles.	43
7.9.	Temperaturas máximas reportadas y estimadas.	45
7.10.	Torque total reportado y estimado.	49
7.11.	Espesores de capa de mezcla reportados y estimados.	52
7.12.	Valores de ϵ para distintos aportes del hombro.	56

Índice de Ilustraciones

2.1.	Esquema del proceso de FSW y herramienta típica.	5
4.1.	Esquema 3D del proceso de FSW.	11
4.2.	Esquema transversal del avance del pin en la soldadura incluyendo la capa de mezcla.	11
4.3.	Gráfico esquemático del proceso de deformación.	12
4.4.	Correlación entre la capa deformada y el perfil de temperaturas del proceso. .	13
4.5.	Perfil de temperatura para la zona de trabajo en FSW.	16
4.6.	Perfil de velocidad para la zona de trabajo en FSW.	17
4.7.	Comportamiento constitutivo del material y su Aproximación Lineal	24
4.8.	Comportamiento de la función de Bessel K_0 (Pe) y la lineación asintótica valida para números de Peclet bajos.	27
5.1.	Ejemplo del Corte Transversal de 2 materiales soldados por FSW	31
5.2.	Ejemplificación para medición de Capa de Deformación	31
6.1.	Curvas de esfuerzo versus tasa de deformación para el Aluminio AA5059 utilizando el caso general y de bajos esfuerzos de Z-H.	37
6.2.	Curvas de esfuerzo versus tasa de deformación para el Aluminio AA2024 utilizando el caso general y de bajos esfuerzos de Z-H.	38
7.1.	Temperaturas máximas reportadas y estimadas versus la razón de temperaturas Ω	48
7.2.	Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques.	51
7.3.	Espesores de capa reportados y estimados versus la razón de espesores de capa. .	53
7.4.	Razón de torques versus número de Peclet.	54
7.5.	Razón de torques versus $V/\delta w$	54
7.6.	Razón de torques versus δ/a	55
7.7.	Razón de torques versus suposición de temperaturas.	55
7.8.	Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques con $f = 0.1$. .	56
7.9.	Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques con $f = 0.5$. .	57

Lista de Símbolos

Símbolo	Unidad	Descripción
a	m	Radio del pin
b	m	Radio del hombro
d	m	Espesor de la placa base
w	1/s	Velocidad angular de la herramienta
V	m/s	Velocidad de avance de la herramienta
δ	m	Espesor de la capa de deformación
T_{max}	K	Temperatura máxima dentro de la capa de deformación
T_{δ}	K	Temperatura de interfase donde la deformación cobra relevancia
T_p	K	Temperatura asociada a la fricción del hombro
T_{∞}	K	Temperatura de la placa lejos de la herramienta giratoria
T_s	K	Temperatura del material base que está en contacto con el pin
Pe	Adimensional	Número de Peclet
α_{δ}	m ² /s	Difusividad térmica del material base evaluada a T_{δ}
$q(x)$	W/m ³	Calor volumétrico generado por la deformación plástica
$k(T)$	W/mK	Conductividad térmica del material base
q_{out}	W/m ²	Flujo de calor desde la capa de deformación, hacia el pin
k_{δ}	W/mK	Conductividad térmica del material base evaluada a T_{δ}
q_c	W/m ³	Calor volumétrico máximo
η	Adimensional	Eficiencia térmica global del proceso
θ	Adimensional	Aproximación parabólica del perfil de temperaturas en la zona de deformación
ΔT_{max}	K	$T_{max} - T_{\delta}$
η_s	Adimensional	Eficiencia que refleja las pérdidas por dislocaciones y deformación del material
$\tau(x)$	Pa	Esfuerzo de corte
$\dot{\gamma}(x)$	1/s	Tasa de deformación plástica
τ_c	Pa	Esfuerzo de corte máximo
$\dot{\gamma}_c$	1/s	Tasa de deformación plástica máxima

Símbolo	Unidad	Descripción
A	1/s	Constante de la ley de Zener-Hollomon
n	Adimensional	Constante de la ley de Zener-Hollomon
Q	J/mol	Energía de Activación del material
σ_R	Pa	Esfuerzo normal de referencia, equivalente al esfuerzo de fluencia
τ_R	Pa	Esfuerzo de corte de referencia derivado de σ_R
R	J/molK	Constante universal de los gases
T_m	K	Temperatura de solidus del material
ε	Adimensional	Valor de la tasa de deformación adimensional, asociada a T_δ
T_1	K	Temperatura donde la aproximación lineal de ε es tangente a la del modelo constitutivo entre T_δ y T_{max}
Q_f	W/m ²	Flujo de calor de la fuente generado por la rotación del pin
K_o	Adimensional	Función de Bessel de segunda especie y orden cero
h	W/m ² K	Coefficiente convectivo de pérdida de calor en la parte superior de la placa
h'	W/m ² K	Coefficiente convectivo de pérdida de calor en la parte inferior de la placa
r	m	Distancia radial de la fuente de calor
M	Nm	Torque total generado por la soldadura
M_s	Nm	Torque generado por el hombro durante la soldadura
M_p	Nm	Torque generado por el pin durante la soldadura
f	Adimensional	Factor de torque que agrega el aporte producido por el hombro
$T(x)$	K	Perfil de temperatura dentro de la capa de deformación
ρ	g/cm ³	Densidad
c_p	J/kg ^o K	Capacidad calórica

Capítulo 1

Introducción

El aluminio y las aleaciones de aluminio son materiales ampliamente utilizados en la ingeniería aeroespacial. Lo ideal de este material se basa en ser liviano pero muy fuerte en relación a su densidad. Esto, hace que el metal y sus aleaciones sean ideales para aplicaciones donde se requieren estructuras livianas pero robustas. Convirtiéndolo en un material preciado para la ingeniería aeroespacial ya que el peso es fundamental para producir aeronaves eficientes.

Sin embargo, las propiedades del aluminio que lo hacen valioso para producir vehículos ligeros también son un obstáculo en la fabricación. La soldadura en aluminio se considera un poco más difícil de realizar que la del acero; esto debido a su alta conductividad térmica y eléctrica, alto coeficiente de expansión térmica, su tendencia a la formación de óxidos (alúmina) y su baja rigidez. Esto significa que es un desafío usar enfoques de soldadura por fusión convencionales; ya que es susceptible a defectos, tensiones residuales y deformación alrededor de la unión. No obstante, el aumento de aplicaciones de aleaciones de aluminio en todos los sectores de la industria, ha sido una fuerza impulsora para el desarrollo de tecnologías viables y eficientes para la unión de aluminio que no generen efectos adversos sobre sus propiedades mecánicas, químicas y metalúrgicas; rendimientos deseados para una vida más longeva.

Debido a la alta demanda en generar productos de manera rápida y eficiente, se ha optado por explorar nuevos métodos para unir fuselajes, tal y como la soldadura por fricción-agitación (FSW). Esta soldadura es un enfoque innovador para unir las aleaciones estructurales utilizadas en aviones y cohetes[2]. Es un método relativamente nuevo, altamente automatizado y que entrega propiedades y terminaciones mejores que la usual soldadura con arco. Pese a que, su reciente implementación ha provocado que no existan fórmulas o datos generalizados para su uso en la industria, generando que sea un método considerado de 'prueba y error' para ciertos materiales, como el aluminio. Por ello, nace la necesidad de estudiar a fondo esta soldadura y encontrar métodos de estandarizar sus resultados.

1.1. Motivación

En manufactura, muchas industrias están fuertemente ligadas al desarrollo de los conocimientos en soldadura. Ejemplos de esto es el caso de la industria aeronáutica, náutica y de transporte; dónde se están integrando poco a poco en sus procesos la soldadura por fricción-agitación para aleaciones de aluminio de alta resistencia, ya que permite obtener una serie

de ventajas mecánicas comparada con otras tecnologías de soldadura.

Estas ventajas, son similares a las de la soldadura por fricción. Habilidad para unir materiales disimilares; el no necesitar hilo de relleno ni gas protector (a menos que se suelden materiales reactivos como aleaciones de titanio); generan una alta resistencia mecánica en la unión a la fatiga, tracción y torsión; bajas tensiones de soldadura, y permiten el ahorro de material y operaciones. Además, se puede realizar en casi todo tipo de geometría y no necesita ni lijado ni cepillado posterior.

Según TWI [3], entre las ventajas de FSW en comparación con otros tipos de soldadura, esta posee buenas propiedades mecánicas en el estado de as-welded. Problemas como la porosidad, presencia de granos gruesos, distorsiones, etc.; son evitados debido al enfriamiento del fluido. Además, FSW puede ser automatizado fácilmente en fresadoras sencillas y permite la operación en todo tipo de posiciones.

Sin embargo, a pesar de estas ventajas, la FSW posee ciertas restricciones como la necesidad de que las piezas a unir estén firmemente ancladas, no permite soldaduras que necesiten deposición, etc. Pero, su restricción más importante hoy en día, es el no poseer ecuaciones o fórmulas generalizadas para ser usadas de manera rápida y sencilla en la industria, tal y como la soldadura en arco. Generando que sea importante explorar e investigar el modelamiento de esta técnica de soldadura, dado el potencial que posee en diversas industrias de gran envergadura.

1.2. Objetivos

El objetivo principal de esta tesis es explicar, corroborar y levantar las diferencias principales entre el modelo fenomenológico propuesto por Mendez et al.[1] y la base de datos experimental; con el fin de permitir mejorar el modelo.

- Ordenar y complementar base de datos existente, mediante el estudio de literatura y recopilación de experimentos ya realizados en el laboratorio.
- Determinar ecuaciones que calculen torque total, temperatura máxima y espesor de capa de corte en base al modelo acoplado actual, con el fin de evaluar estos en la base de datos.
- Comparar estimaciones del modelo con parámetros medidos.
- Determinar puntos de mejoría en el modelo actual, para lograr un mejor ajuste de los datos experimentales.

1.3. Alcances

Los alcances de esta memoria consisten en desarrollar, expandir y limpiar la base de datos existente de FSW; mediante adquisición de datos encontrados en la literatura y experimentos realizados en esta soldadura, y la comparación de estos con los parámetros relevantes para definir el proceso. Con esta base de datos corregida, se espera hacer un análisis de los resultados entregados por las ecuaciones desarrolladas por el Dr. Mendez en su modelo acoplado[1],

buscando validar sus aproximaciones e hipótesis, indicando puntos de mejoría en el modelo actual.

Las ecuaciones que rigen la soldadura por fricción-agitación estarán enfocadas en este trabajo en el acoplamiento entre la deformación plástica y la transferencia de calor. Dejando fuera del alcance de este trabajo, fenómenos como la re-cristalización, la precipitación, formación de inter-metálicos, etc.

Se considerará el proceso de manera general, dado que se espera esté sujeto a la implementación industrial en forma de fórmulas, tablas y gráficos de uso simple para ingenieros. Se busca encontrar expresiones explícitas para el torque total, temperatura máxima y espesor de deformación en la soldadura.

Capítulo 2

Antecedentes específicos

2.1. Soldadura en Aluminio

El aluminio y las aleaciones de aluminio tienen una estructura de red cristalina cúbica centrada en sus caras (FCC), que se mantiene hasta sus respectivos puntos de fusión. Las aleaciones poseen baja densidad, alrededor de un tercio de la del acero o el cobre, y excelente resistencia a la corrosión. A su vez, el aluminio resiste la corrosión por aire, agua, aceites y muchos otros productos químicos debido a su capacidad de formar rápidamente una película de óxido refractaria tenaz sobre una superficie limpia al aire. Como este óxido es prácticamente insoluble en el aluminio fundido, inhibe la humectación por metales fundidos de relleno.

El aluminio es un conductor de energía térmica y eléctrica, aproximadamente cuatro veces más rápido que el acero. Como resultado, en ciertos tipos de soldadura, las secciones gruesas pueden necesitar precalentamiento. Por ejemplo, para soldadura por fusión es necesaria una entrada de calor alta; y para soldaduras por puntos de resistencia se requiere una corriente más alta y un tiempo de soldadura más corto que para las soldaduras de acero de espesor equivalente. Además, como este metal es no magnético, tiene la ventaja de que en soldadura al arco, el golpe de arco no es problema. El aluminio es altamente reflectante de la radiación y no cambia de color antes de la fusión, que se produce en aproximadamente a los 650°C.

El aluminio se fortalece al mediante las aleaciones, el trabajo en frío, los tratamientos térmicos y combinaciones de estos métodos. Calentamiento durante la soldadura, la soldadura fuerte o la soldadura blanda; puede ablandar las aleaciones de aluminio que fueron previamente reforzadas por tratamiento térmico o trabajo en frío. Este comportamiento debe ser considerado al diseñar estructuras, y seleccionar el proceso de unión adecuado para cada procedimiento de fabricación.

Las aleaciones de aluminio son principalmente con cobre, magnesio, manganeso, silicio, zinc y litio. Pequeñas adiciones de cromo, hierro, níquel, titanio y litio se realizan en sistemas de aleación específicos para obtener propiedades deseadas y refinar el grano. Solo o en varias combinaciones, el magnesio, manganeso, silicio y hierro se utilizan para fortalecer el aluminio por solución sólida o por dispersión de compuestos intermetálicos dentro de la matriz. La adición de silicio también reduce el punto de fusión y aumenta la fluidez de la aleación fundida.

Las adiciones de cobre, magnesio, silicio, zinc y litio producen aleaciones que son tratables

térmicamente. Estos elementos se vuelven más solubles a medida que aumenta la temperatura. Estas aleaciones pueden reforzarse mediante tratamientos térmicos apropiados, que pueden complementarse con trabajo en frío. Sin embargo, el tratamiento térmico y el trabajo en frío pueden ser anulados por el ciclo térmico de una unión soldada. Al tratamiento térmico junto con o luego de la soldadura, se le debe proporcionar un paso intermedio para restaurar las propiedades mecánicas óptimas de la aleación.

2.2. Friction Stir Welding

El instituto de soldadura en Cambridge, Inglaterra, inventó este proceso en 1991. Es un proceso de soldadura donde los metales son unidos a través de deformación mecánica. Consiste en el uso de una herramienta cilíndrica que posee un perno que gira a altas velocidades (o bien, 'pin'), generando calor a través del roce producido entre la herramienta y los materiales [4].

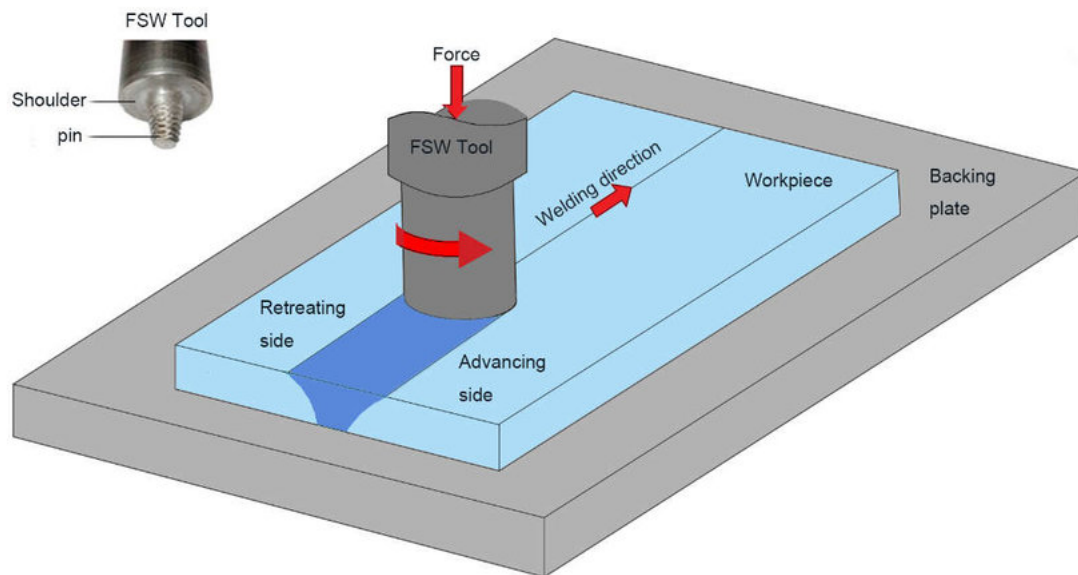


Figura 2.1: Esquema del proceso de FSW y herramienta típica.

Como se ve en la figura 2.1 [5], la herramienta giratoria corresponde a un pasador que está sujeto a un cilindro que se suele llamar 'hombro'. La herramienta posee una dirección de soldadura, la cual genera un lado de avance y otro de retroceso en la superficie a soldar (relacionadas con las zonas de giro que empujan al metal fluidizado en la misma dirección del pasador y otra contraria, respectivamente). También, la zona donde ocurre la soldadura suele llamarse de mezcla o deformación.

La unión entre placas ocurre al girar la herramienta a altas revoluciones, insertando el pasador entre ambas placas a unir. La gran velocidad de esta, es lo que provoca fricción y calor en la zona del material, generando un comportamiento fluidizado debido a la alta temperatura local. El roce y deformación de las placas provocadas por el pasador, generan altas temperaturas que permiten que los metales se mezclen y provoquen la soldadura.

Este proceso puede unir aleaciones de aluminio como las de la serie 2xxx y 7xxx [2], consideradas insoldables en estructuras de aviación. Su resistencia es 30 % a 50 % mayor que la soldadura con arco, y su vida a la fatiga es comparable a paneles (fuselaje) remachados. Posee una alta capacidad de automatización, evita defectos de porosidad y altas distorsiones en los granos. Generando que la soldadura por fricción-agitación sea altamente usada en la industria aeroespacial, naval y automotriz.

2.3. Modelos de FSW

No existen muchas fórmulas sencillas para predecir los resultados de un proceso de soldadura por fricción-agitación. Al ser la soldadura un recurso interdisciplinario que combina la resistencia de los materiales, la mecánica de fluidos y la transferencia de calor; una manera hipotética para generalizar estos fenómenos, podría ser a través de fórmulas expresadas en forma de leyes de escala. En la teoría, las leyes de escalado entregan estimaciones precisas de una magnitud en función de sus parámetros, poseyendo una forma funcional como leyes de potencia. Estas, proporcionarían aproximaciones precisas y servirían para mostrar claramente las tendencias de un problema. Sin embargo, estas son escasas en la soldadura [6], dado que, a pesar del esfuerzo que se ha realizado a lo largo de los años para desarrollar leyes de escalado específicas para este ámbito; la complejidad para modelar la soldadura solo ha aumentado.

Esto se debe a la complejidad y cantidad de parámetros utilizados en soldadura. En esta área, los parámetros no son solo los obvios como voltaje, corriente, velocidad, etc; sino que también incluyen propiedades termofísicas de los materiales (la conductividad, densidad, calor específico, etc), del tipo de soldadura y recursos utilizados. Incluso, los parámetros pueden variar según el dominio del problema.

Por otro lado, existe el análisis dimensional, donde todos los parámetros relevantes deben ser incluídos. Así, por ejemplo, en problemas no muy complejos de aerodinámica en mecánica de fluidos, todos los problemas de geometría similar pueden ser completamente descritos a través de las propiedades del fluido de trabajo, una longitud característica y una velocidad. Lo cuál no sería posible en la soldadura, debido a la gran cantidad de parámetros que rigen este fenómeno. Así, se hace notable la importancia de conseguir maneras de modelar ciertos fenómenos implicados en la soldadura; bajo la lógica de 'dividir y vencer'. Buscando una cantidad apropiada de grupos dimensionales y clasificarlos según relevancia. Todo esto a través de un sistema que sea metódico y utiliza la adimensionalización de las variables que se utilizan en las ecuaciones fundamentales de la física del proceso.

Bajo esa idea, se utiliza actualmente el Modelo Acoplado para soldadura por fricción-agitación desarrollado por Méndez, Tello y Lienart [1] que, utilizando el método de escalamiento de orden de magnitud (OMS) [7], logra obtener una estimación de la máxima temperatura, torque y espesor de la capa de corte o de deformación de la soldadura. A través de los parámetros de operación al soldar y las condiciones ambientales de trabajo. La generalización (a materiales, condiciones, equipos, etc) de este tipo de modelo es importante, dado que lograrlo implicaría un avance importante para la industria; permitiendo tabulación y mejor entendimiento de los parámetros detrás de la soldadura.

2.4. Estudios previos del modelo acoplado

En su tesis de doctorado Karem Tello [8] propone un un modelo para el comportamiento acoplado del calor y el flujo de metal alrededor del pin a través de leyes de escala. El modelo generaba expresiones para el esfuerzo de corte en el metal, el espesor de la capa de corte, la temperatura máxima y la generación de calor volumétrico. Este modelo solo usaba parámetros conocidos sin la necesidad de medir el torque o temperaturas para el funcionamiento de este.

Tal estudio, usaba como simplificación que la diferencia entre el radio del pin y el hombro tenía que ser menor al espesor de capa de deformación. Simplificación que no era satisfecha en todos los casos. Sugiriendo que el hombro de la herramienta tiene algún grado de influencia sobre las estimación del espesor de capa.

Tomando esto en consideración, Benjamin Vergara en su tesis de pregrado [9] define que el aporte del hombro no debe ser sobrevalorado. Indica que considerando un aporte del 10 % por parte del hombro, se obtienen resultados que se ajustan mejor a los datos experimentales. Reflejando valores físicos lógicos.

Capítulo 3

Metodología

Este trabajo de título, está basado en el modelo planteado por Mendez et al. [1] y el estudio posterior realizado por Vergara [9]. Por ello, el desarrollo de esta tesis consiste en una serie de actividades centradas en la recopilación de información y la comparación de esta con el modelo propuesto de soldadura por fricción-agitación.

La metodología llevada para este estudio, se presenta a continuación:

- Revisar el modelo acoplado propuesto para FSW, haciendo hincapié en las estimaciones que entrega y características que necesita para funcionar. Es necesario identificar los parámetros mínimos que necesita el modelo, debido a que estos serán los que se conservarán en la base de datos.
- Ordenar base de datos actual de estudios realizados para FSW, procurando clasificar los parámetros relevantes comunes y obtenidos por estudio, según sea el caso. La base de datos existentes posee variados estudios que no existe claridad si poseen insuficientes parámetros para el modelo; o bien se encuentran sobrecargados de antecedentes irrelevantes para comparar.
- Examinar bibliografía (tesis, papers, artículos) relevante sobre soldadura por fricción-agitación, con el objetivo de expandir la base de datos existente en base a materiales y propiedades de estos.
- Conseguir constantes del modelo constitutivo de Zenner-Hollomon para el caso de bajos esfuerzos comparándolo con el caso general para cada material presente en la base de datos. El modelo desarrollado en esta tesis depende de Zenner-Hollomon para bajos esfuerzos, no obstante, se tienen solo las constantes para el caso general. Compararlas es necesario debido a que hay que revisar si gráficamente, ambos modelos constitutivos funcionan en los límites que actúa el modelo acoplado.
- Aplicar ecuaciones del modelo acoplado a la base de datos, sujeto a disponibilidad de información según el estudio usado. Se busca conseguir con las ecuaciones la temperatura máxima, el espesor de capa de deformación y el torque total. Debido a que cada estudio en la base de datos se enfoca en algo distinto, no necesariamente poseen datos suficientes para ser utilizado por el modelo acoplado; o al menos, no para obtener todos los parámetros buscados.

- Contrastar los resultados obtenidos con la información almacenada en la base de datos, en base a tres tipos de razones: razón de temperatura máxima, razón de espesor de capa de deformación y razón de torque total. Buscando encontrar tendencias o comportamientos interesantes según el material o estudio utilizado.
- Corroborar las estimaciones calculadas para estas razones con los supuestos del modelo, buscando comprobar si estos se cumplen. Debido a que el modelo funciona en base a ciertas simplificaciones, si estas no se satisfacen indica que los resultados calculados no serían fiables.
- Hacer una re-formulación de las ecuaciones en caso de ser necesario, revisando factores de corrección que permitan mejorar la precisión de los resultados del modelo, con respecto a los datos experimentales.
- Iterar sobre los datos en base a esas correcciones. Determinando posibles puntos de mejoría para lograr un mejor ajuste de los datos experimentales.

Se debe agregar que el resultado y actividad final de todos los puntos anteriores, corresponde al a escritura y entrega de esta tesis.

Como último punto de esta sección, se hace mención a los recursos utilizados para la realización de estos estudios:

- Matlab, software utilizado para cálculo y modelamiento de ingeniería.
- Excel, software utilizado para la base de datos y estudio sobre el comportamiento de las aproximaciones y funciones presentes en las ecuaciones que modelan la FSW.
- Material bibliográfico, principalmente papers que permitan reunir información experimental de la soldadura FSW y que permitan entender en mayor profundidad las formas de modelamiento existente de soldadura.

Capítulo 4

Modelo acoplado para soldadura por fricción-agitación

Tratar la transferencia de calor y la deformación plástica de manera acoplada en FSW es un problema extremadamente complejo. Para hacer que el problema sea manejable, el alcance del modelo presentado aquí está limitado al área deformada que rodea al pin. Esta aproximación es una representación realista para materiales como aluminio 6061, aluminio 2024, aluminio 7075, aluminio 7050, aluminio 5083, acero bajo carbono y acero inoxidable [8]. Además, reconociendo que existen diferentes geometrías para el pin que podrían influir en el proceso, este trabajo considerara un pin cilíndrico sin hilo ni hombro. A pesar de ser la geometría más simple, matemáticamente hablando, logra proporcionar una visión general de los mecanismos fundamentales de deformación plástica y transferencia de calor compartida por todos los procesos en FSW.

4.1. Descripción del Sistema

Para el caso de estudio de esta tesis, es necesario indicar las partes del sistema involucrado en la soldadura por fricción-agitación. Como fue visto en antecedentes, la soldadura se realiza a través de una herramienta giratoria definida como pasador, tornillo o pin, la cual está sujeta a un cilindro que llamamos hombro. Esta es la encargada de avanzar a través del material a unir (por lo general, placas metálicas), generando la soldadura. En el caso puntual de este estudio, el pin de la herramienta se considera como un cilindro liso de radio a .

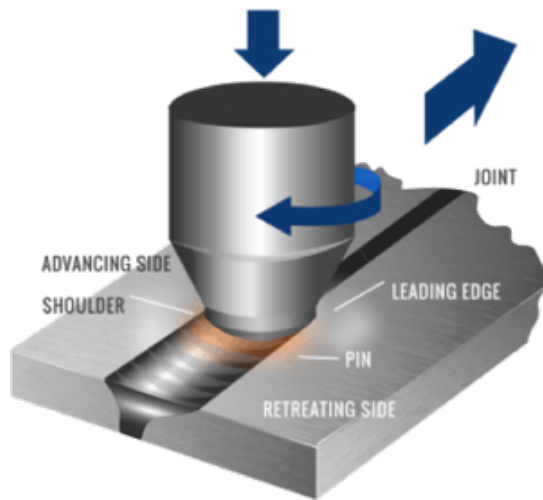


Figura 4.1: Esquema 3D del proceso de FSW.

Como se indicará más adelante, en los elementos involucrados en la transferencia de calor y deformación plástica para este trabajo; no se considerará el aporte del hombro. Es por ello que en la Figura 4.2 [8] se detalla transversalmente sólo el pin en la soldadura. Esta, indica las variables y parámetros relevantes para la soldadura por fricción agitación.

Para comprender la zona que considera el modelo, la Figura 4.2 presenta una vista esquemática del proceso de soldadura como se ve desde arriba a cierta profundidad en la placa, más allá de la influencia del hombro. En este esquema, el pasador está rodeado por la 'capa de cizallamiento' (o bien, de deformación, de corte o de mezcla). Dentro de esta, se observa una deformación plástica significativa, mientras que fuera de la capa de cizallamiento, se considera que la placa permanece esencialmente sin deformar.

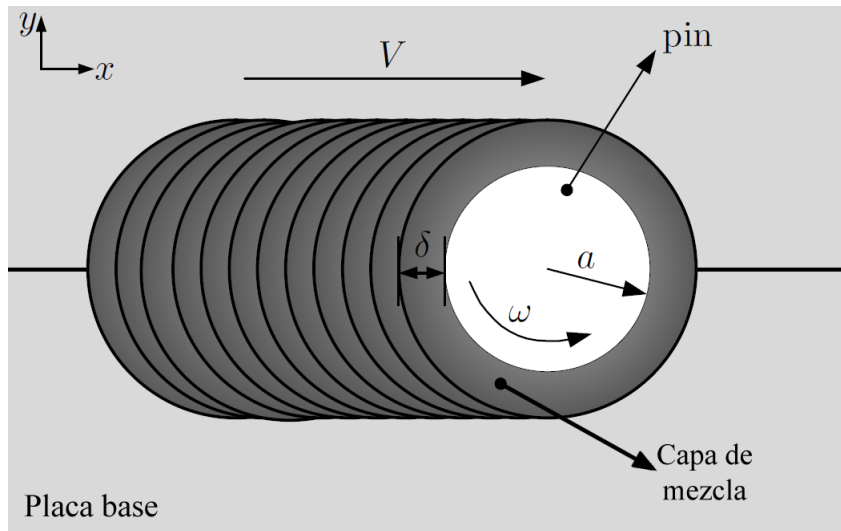


Figura 4.2: Esquema transversal del avance del pin en la soldadura incluyendo la capa de mezcla.

En la Figura 4.2 se tiene:

- a : Radio del pin.
- x : Dirección de avance.
- w : Velocidad angular.
- V : Velocidad de avance.
- δ : Espesor capa de deformación, corte, mezcla o cizalle.

Donde el término δ corresponde al espesor de la capa de material deformada por el paso de la herramienta. Esta inicia desde el contacto del pin con el material debido a la fuerza de corte ejercida por esta, y termina en un punto donde se considera que ya no existe deformación importante en el material. La descripción de este lugar, es tocado en mayor profundidad en secciones posteriores.

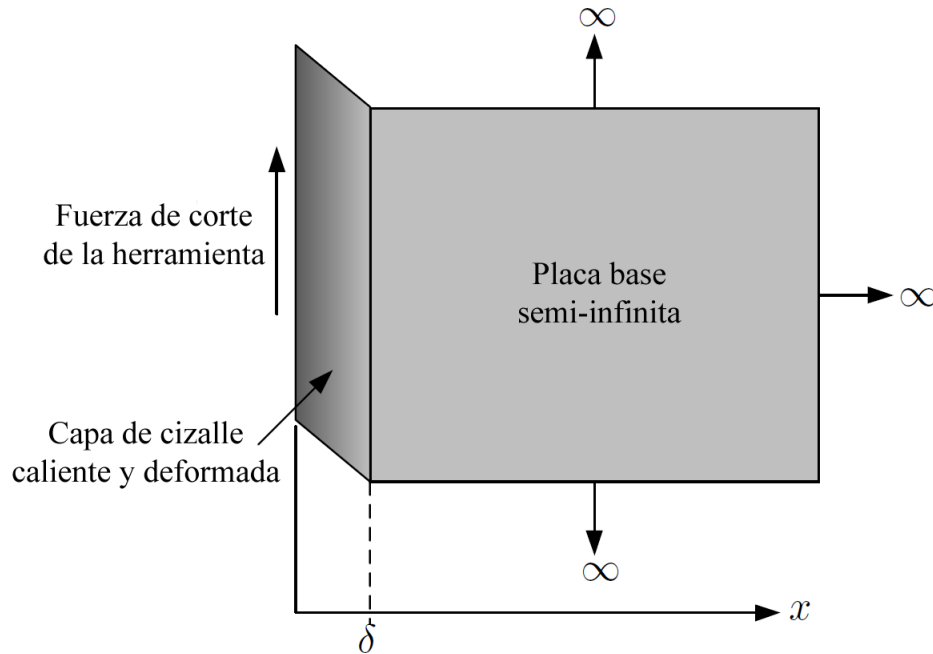


Figura 4.3: Gráfico esquemático del proceso de deformación.

Además, se presenta la correlación entre los límites de la capa de corte y sus respectivas temperaturas. El cómo se llega a este perfil, nuevamente, será explicado en secciones posteriores. Para este punto, solo es de interés que la temperatura máxima T_{max} ocurre dentro de la capa de deformación y no en alguno de los extremos de esta.

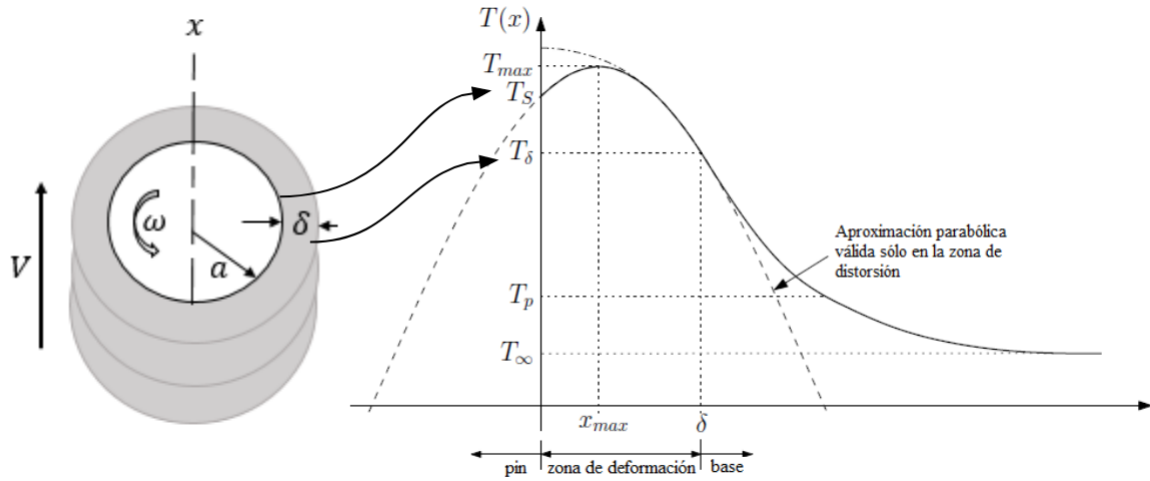


Figura 4.4: Correlación entre la capa deformada y el perfil de temperaturas del proceso.

En la Figura 4.4 se tiene:

- T_{max} : Temperatura máxima.
- T_{δ} : Temperatura de interfase deformación/no deformación.
- T_p : Temperatura de precalentamiento por el hombro.
- T_{∞} : Temperatura ambiente.
- T_s : Temperatura interfase pin/material base.

4.2. Suposiciones

Como fue mencionado, alrededor del pasador se encuentra una fina capa de corte que lo rodea. Esta, puede considerarse análoga a la capa límite viscosa que rodea un cuerpo que se mueve a través de un fluido, debido a que la capa límite se define como la región donde las fuerzas inerciales y viscosas se equilibran entre sí. De la misma manera, la capa de cizallamiento en FSW se puede definir como la región en la que la generación de calor está equilibrado por la conducción de calor. En el problema de la capa límite viscosa, la región exterior está dominado por un flujo no viscoso más simple; de manera similar, en FSW, la región exterior está dominada por la conducción de calor. De esta forma, se puede encontrar una solución asintótica para cada región: una "solución interna" para la capa de corte y una "solución exterior" para la placa base. Donde, el único requisito es que ambas soluciones deben coincidir en su límite (condición de borde).

En matemáticas aplicadas, este enfoque se denomina "matched asymptotics". Por ello y por simplicidad, este problema se restringirá matemáticamente a sistemas que cumplan con las siguientes simplificaciones:

4.2.1. El avance del pasador se considera estable

La velocidad de avance del pasador se aproxima a una condición estacionaria, considerándola una fuente de calor de lento avance. En este caso, se considera la isoterma cercana al pasador como casi circular y la transferencia de calor en la placa puede ser aproximada utilizando las soluciones de Rosenthal.

Esta condición se puede describir a través del número de *Peclet*.

$$Pe = \frac{Va}{2\alpha_\delta} \leq 1 \quad (4.1)$$

En donde V es la velocidad de avance del pasador, a es el radio del pasador, α_δ es la difusividad térmica de la placa de material a una cierta temperatura T_δ crítica, que corresponde a la temperatura en la interfaz entre la placa de material inmóvil y la zona de deformación de la soldadura.

4.2.2. Se considera un avance bajo por revolución

En este caso, se considera poca diferencia en el espesor de la capa de mezcla entre el lado de avance y el de retroceso de la soldadura. Esto se asocia a que la cantidad de masa entrante ($\approx Va$) es mucho menor a la que se mueve en la capa de material deformado ($\approx w\delta$). Es decir:

$$Va \ll w\delta \quad (4.2)$$

En donde w es la velocidad angular del pasador y δ es el espesor de la capa de mezcla o de deformación.

Esta condición permite considerar simetría radial para la capa de mezcla. Se debe reconocer que los lados de avance y retroceso del pasador tienen distintos comportamientos; por ello, cuanto más extrema es esta desigualdad, más se asemeja el sistema a la simetría radial.

4.2.3. La capa de mezcla es delgada

Esta hipótesis es similar a la de la capa límite viscosa, lo que significa que la zona de mezcla rodea el pasador; pero no tiene una geometría propia. La condición se puede expresar como:

$$\delta \ll a \quad (4.3)$$

4.2.4. El calor producido por el hombro no afecta significativamente el peak de temperatura

Esta hipótesis no significa que el calor generado por el hombro es insignificante; al contrario, se sabe que este puede ser muy grande. Lo que establece esta hipótesis es que la temperatura máxima cerca del pasador se ve más afectada por el calor concentrado de deformación alrededor del pasador que por el gran, pero distribuido, calor del hombro. Esta condición se puede expresar como:

$$T_p - T_\infty \ll T_s - T_\infty \quad (4.4)$$

Donde T_p es la temperatura de pre-calentamiento debida al hombro, T_∞ es la temperatura de la placa lejos del pasador y el hombro, y T_s es la temperatura de la superficie del material en la interfaz con el pasador.

4.3. Análisis adimensional del problema acoplado

El modelo considera que la transferencia de calor y el flujo plástico están acoplados en la capa de corte, de tal manera que las variaciones de temperatura y velocidad ocurren con la misma escala: el espesor de esta capa, δ . Esta hipótesis implica que la deformación y la generación de calor suceden simultáneamente en la capa de corte. A diferencia de los modelos isotérmicos de la capa de corte que utilizan la suposición implícita de que la escala de longitud característica para la transferencia de calor es mucho más grande que para el flujo plástico.

La metodología empleada para analizar este problema es la del análisis de escala. La cual ha sido descrito por Dantzig et al. [10], Krantz et al. [11] y Mendez et al. [7]. Siguiendo este procedimiento, las ecuaciones diferenciales ordinarias que describen el problema pueden sustituirse mediante un sistema de cuatro ecuaciones algebraicas con cuatro incógnitas, cada una de las cuales es un valor característico de una función o expresión diferencial. Las siguientes subsecciones describen el procedimiento para obtener estas ecuaciones algebraicas, analizando la transferencia de calor y flujo plástico en la capa de cizallamiento, transferencia de calor en la placa base, restricciones cinemáticas para la deformación plástica y el comportamiento constitutivo del material de la placa base.

4.3.1. Transferencia de calor en la zona de mezcla

En la figura 4.5 se ilustra el perfil de temperatura en la capa de corte. En él, se puede ver que la temperatura sube ligeramente desde una temperatura T_s ($x = 0$, en la interfaz herramienta/capa de corte) a medida que se aleja de la herramienta giratoria y luego decae de forma monótona, desde un valor máximo (T_{max} en x_{max}) hasta un valor T_δ ($x = \delta$, en la interfaz capa de corte/placa base). Así, la placa base puede dividirse en dos regiones: la de corte, donde ocurre la mayor parte de la deformación, y el resto de la placa base, donde se considera que no existe deformación significativa. La transición entre estas dos regiones no es brusca, pero gradual dentro de un rango estrecho; y T_δ , es una aproximación de esta transición pues, en la realidad, el punto en que esto ocurre no es exacto, ni ocurre a una distancia

radial constante para todo punto. T_δ se considera una estimación representativa del fenómeno.

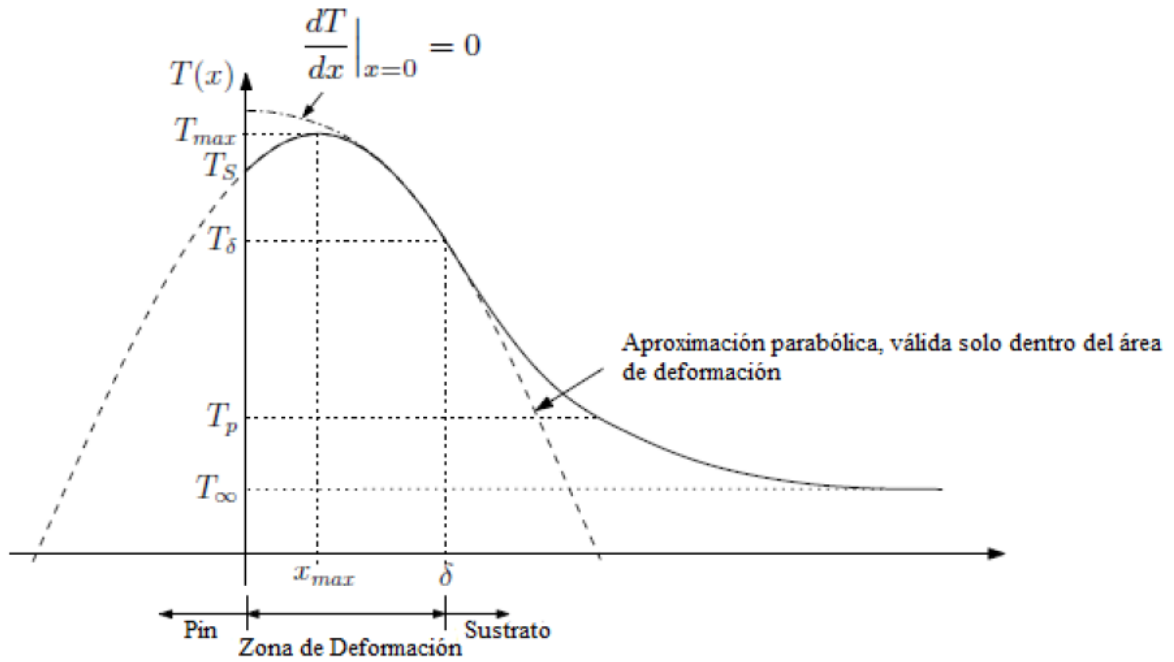


Figura 4.5: Perfil de temperatura para la zona de trabajo en FSW.

La figura 4.6 ilustra el perfil de velocidad tangencial en la capa de corte. En este caso, esta disminuye gradualmente desde un valor máximo en la interfaz herramienta/capa de corte (w_a en $x = 0$) a cero, lejos de la capa de cizallamiento. Así, como para la distribución de temperatura, la velocidad de transición entre la capa de cizallamiento y la placa base es gradual pero, idealmente, el modelo asume que la velocidad tangencial es cero en la interfaz capa de corte/placa base ($x = \delta$).

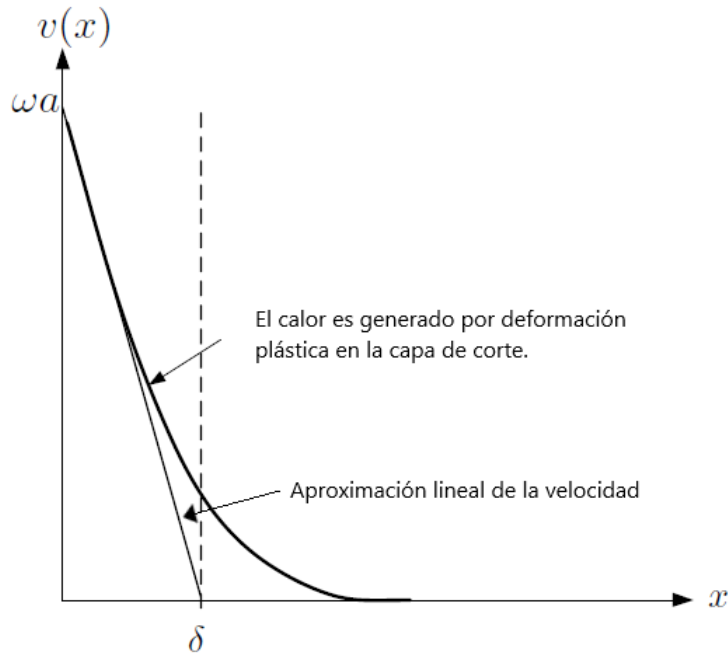


Figura 4.6: Perfil de velocidad para la zona de trabajo en FSW.

La ecuación de conservación de energía para el problema en estado estacionario, de bajo Peclet y unidimensional discutido anteriormente, viene dado por la Ecuación 4.5:

$$\frac{d^2T}{dx^2} + \frac{q(x)}{k(T)} = 0 \quad (4.5)$$

Donde $T(x)$ es el perfil de temperatura en la capa de cizallamiento, $q(x)$ es la generación de calor volumétrico debido a la deformación plástica, y $k(T)$ es la conductividad térmica de la placa base. Esta ecuación asume un equilibrio entre la conducción de calor (el primer término) y la generación de calor volumétrico (el segundo término). Las condiciones de borde son:

$$\left[k(T) \frac{dT}{dx} \right]_{x=0} = q_{out} \quad (4.6)$$

$$T|_{x=\delta} = T_\delta \quad (4.7)$$

La primera condición de borde establece que la pérdida de calor a la herramienta no afecta significativamente el perfil de temperatura. La cual, es una buena aproximación para FSW de aluminio, pero quizás necesitaría revisión para las aleaciones con menor conductividad térmica, como el titanio, que tienen pérdidas de calor más importantes en la herramienta. La segunda condición de borde contiene a T_δ , que es la temperatura por debajo de la cual no hay una velocidad de cizallamiento significativa. Se utiliza el parámetro T_δ para que coincidan la 'solución interna' con la 'solución externa' del problema de transferencia de calor. En ecuación 4.6, q_{out} es el flujo de calor que sale de la capa de mezcla hacia el pin. Los dos

términos de la Ecuación 4.5 se pueden normalizar mediante una estimación de sus valores máximos dados por:

$$x = \delta x^* \quad (4.8)$$

$$\frac{d^2T}{dx^2} = \left(\frac{d^2T}{d^2x}\right)_c \left(\frac{d^2T}{d^2x}\right)^* \quad (4.9)$$

$$q(x) = q_c(x^*)q^* \quad (4.10)$$

$$k(T) = k_\delta k^* \quad (4.11)$$

Donde las cantidades con un asterisco son funciones normalizadas. Reemplazando las expresiones anteriores en la Ecuación 4.5 se obtiene una ecuación normalizada de conservación de energía:

$$\left(\frac{d^2T}{d^2x}\right)_c \left(\frac{d^2T}{d^2x}\right)^* + \frac{q_c(x^*)}{k_\delta} \left(\frac{q}{k}\right)^* = 0 \quad (4.12)$$

En donde $(d^2T/dx^2)_c$ y q_c son las constantes desconocidas del valor máximo de la segunda derivada de la temperatura y del calor volúmetrico, mientras que k_δ es la conductividad térmica asociada a la temperatura en $x=\delta$. Las cantidades con un asterisco son a su vez funciones adimensionales con valores extremos aproximados a -1 o 1 .

Para despejar las constantes desconocidas, primero se hace necesario definir ciertas relaciones. La primera de ellas es la eficiencia térmica del proceso, la cual está relacionada a cuánto del calor que se produce se utiliza finalmente para calentar el material base. Restando de esta la energía que se escapa a través de la herramienta, lo que se traduce en:

$$\eta = \frac{q_{in}}{q_{in} + q_{out}} \quad (4.13)$$

Se debe hacer notar que el valor de q_{out} está asociado a una de las condiciones de borde presentadas previamente, mientras que para q_{in} se tiene:

$$q_{in} = \left[-k(T) \frac{dT}{dx} \right]_{x=\delta} \quad (4.14)$$

Para que se cumplan estas condiciones, es importante la aproximación de que la zona de deformación es delgada, para que el flujo de calor existente en la dirección axial sea despreciable.

Ahora, se ha de pasar a definir las condiciones y parámetros que modelan el perfil de temperatura, de tal manera que se puedan obtener expresiones de mayor simplicidad al

momento de trabajar con ellas. Para ello se desarrolla un perfil de temperaturas parabólico con la siguiente expresión:

$$T(x) = T_\delta + (T_{max} - T_\delta)\theta^*(x^*) \quad (4.15)$$

En donde a su vez se define la función theta, (θ^*), de la forma:

$$\theta^*(x^*) \approx \left[1 - \left(\frac{x^* - x_{max}^*}{1 - x_{max}^*} \right)^2 \right] \quad (4.16)$$

Estas relaciones están definidas considerando $x = \delta x^*$, $x_{max} = \delta x_{max}^*$ y que su valor máximo se encuentra cuando $x^* = x_{max}^*$ (ver Figura 4.2).

Con todo lo anterior, se pasa a calcular los valores que se necesitan para despejar las constantes desconocidas. Lo primero es conocer el valor de la primera derivada de la temperatura, que por regla de la cadena, se tiene que:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{dT}{d\theta^*} \frac{d\theta^*}{dx^*} \frac{dx^*}{dx} = (T_{max} - T_\delta) \frac{d\theta^*}{dx^*} \frac{1}{\delta} \quad (4.17)$$

En donde,

$$\frac{d\theta^*}{dx^*} = \frac{-2(x^* - x_{max}^*)}{(1 - x_{max}^*)^2} \quad (4.18)$$

Y por último se define:

$$\eta = 1 - x_{max}^* \quad (4.19)$$

Con lo cual se pasa a despejar las condiciones de q_{in} y q_{out} :

$$q_{in} = k_\delta \frac{T_{max} - T_\delta}{\delta} \frac{2}{\eta} \quad (4.20)$$

$$q_{out} = k_\delta \frac{T_{max} - T_\delta}{\delta} \frac{2x_{max}^*}{\eta^2} \quad (4.21)$$

Con lo cual se puede calcular:

$$\frac{d^2T}{dx^2} = \frac{d}{dx^*} \left(\frac{dT}{d\theta^*} \frac{d\theta^*}{dx^*} \frac{dx^*}{dx} \right) \frac{dx^*}{dx} \quad (4.22)$$

$$= \frac{dT}{d\theta^*} \frac{d^2\theta^*}{dx^{*2}} \left(\frac{dx^*}{dx} \right)^2 \quad (4.23)$$

$$= \frac{T_{max} - T_{\delta}}{\delta^2} \left(\frac{-2}{\eta^2} \right) \quad (4.24)$$

Ya con este valor, se puede estimar una de las constantes desconocidas:

$$\left(\frac{d^2T}{dx^2} \right)_c = -2 \frac{T_{max} - T_{\delta}}{\delta^2 \eta^2} \quad (4.25)$$

Y ahora reemplazando estos valores en la ecuación 4.12, queda:

$$-2 \frac{(T_{max} - T_{\delta})}{\delta^2 \eta^2} \left(\frac{d^2T}{dx^2} \right)^* + \frac{q_c}{k_{\delta}} \left(\frac{q(x^*)}{k(T^*)} \right) = 0 \quad (4.26)$$

A continuación, el análisis de escala se realiza reemplazando las funciones normalizadas por -1 o 1 dependiendo del signo de la función normalizada. De esta forma, la Ecuación 4.12 se convierte en la siguiente ecuación algebraica basada en valores estimados de sus respectivos valores característicos:

$$-2 \frac{\Delta T_{max}}{\delta^2 \eta^2} + \frac{q_c}{k_{\delta}} = 0 \quad (4.27)$$

Con $\Delta T_{max} = T_{max} - T_{\delta}$.

La ecuación 4.27 implica tres estimaciones desconocidas de valores característicos ΔT_{max} , δ y q_c .

4.3.2. Generación de calor en la capa de mezcla

Reconociendo que existe un debate sobre la condición de borde en la interfaz placa base/herramienta, se considera restricción de adherencia entre el pin y la capa de cizallamiento. Bajo esta condición, el calor generado alrededor del pin se debe únicamente a la deformación plástica, sin contribución por parte de la fricción. El calor volumétrico generado por la deformación plástica se puede calcular entonces como:

$$q(x) = \eta_s \tau(x) \dot{\gamma}(x) \quad (4.28)$$

Donde $\tau(x)$ es el esfuerzo cortante experimentado por un elemento de volumen en la coordenada x y $\dot{\gamma}(x)$ es la tasa de corte. La eficiencia η_s representa la fracción de energía mecánica que se convierte en calor; excluyendo la pequeña cantidad de energía mecánica que se acumula como energía potencial en forma de dislocaciones.

Para normalizar esta ecuación, es necesario reemplazar cada una de las variables por un valor constante que represente el máximo valor alcanzable medido; y una función homóloga pero adimensional, cuyo máximo valor es 1, tal como se presenta a continuación:

$$q(x) = q_c q^* \quad (4.29)$$

$$\tau(x) = \tau_c \tau^* \quad (4.30)$$

$$\dot{\gamma}(x) = \dot{\gamma}_c \dot{\gamma}^* \quad (4.31)$$

Con lo que la ecuación gobernante queda como se observa:

$$q_c q^* = \eta_s \tau_c \tau^* \dot{\gamma}_c \dot{\gamma}^* \quad (4.32)$$

Luego, reemplazando las variables adimensionales por uno, queda la siguiente expresión algebraica:

$$q_c = \eta_s \tau_c \dot{\gamma}_c \quad (4.33)$$

Donde q_c , $\dot{\gamma}_c$ y τ_c son valores estimados desconocidos considerando una variación parabólica de temperatura dentro de la capa de corte, además q_c es la constante desconocida de la sección anterior.

En esta ecuación, no hay manera obvia de estimar $\dot{\gamma}_c$; sin embargo, tomando las relaciones cinemáticas de mecánica de medios continuos, se puede definir que $\dot{\gamma}_c = -(dv/dx)$, en donde $v(x)$ es la velocidad transversal a la que gira el material deformado por la soldadura. Con lo que se puede definir:

$$\dot{\gamma}_c = - \left(\frac{dv}{dx} \right)_c \quad (4.34)$$

$$\dot{\gamma}^* = - \left(\frac{dv}{dx} \right)^* \quad (4.35)$$

Para continuar, se toma la definición de la integral de la derivada de una función, la cuál entrega los valores de la función base evaluada en los límites de la integral. Con lo cual se puede despejar el valor de $(dv/dx)_c$. Además se puede aproximar $v(\delta) = 0$ y $v(0) = wa$ (revisar Figura 4.3), por lo tanto:

$$v(\delta) - v(0) = 0 - wa = \int_0^\delta \left(\frac{dv}{dx} \right) dx \quad (4.36)$$

Entonces, reemplazando el valor constante multiplicado por el adimensional y haciendo un cambio de variables, se tiene:

$$wa = -\delta \left(\frac{dv}{dx} \right)_c \int_0^1 \left(\frac{dv}{dx} \right)^* dx^* \quad (4.37)$$

$$wa = -\delta \left(\frac{dv}{dx} \right)_c \int_0^1 \dot{\gamma}^* dx^* \quad (4.38)$$

Ahora, dado que en FSW se trabaja a altas temperaturas, se hace una aproximación sobre el comportamiento de $\dot{\gamma}$, (para entender con mayor profundidad se ha de ver el siguiente punto del informe, pero que de igual manera se presenta a continuación:

$$\dot{\gamma}^* = \exp \left(-\frac{Q}{R} \left[\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{max}} \right] \right) \quad (4.39)$$

$$\dot{\gamma}^* \approx \frac{T - T_\delta}{T_{max} - T_\delta} = \theta^*(x^*) \quad (4.40)$$

En donde la definición de $\theta^*(x^*)$ ya ha sido entregada en la sección anterior, Q es la energía de activación del material y R es la constante universal de los gases. Ya con esta aproximación, se reemplaza en la integral y se calcula su valor:

$$wa = \delta \left(\frac{dv}{dx_c} \right) \int_0^1 \left[1 - \left(\frac{x^* - x_{max}^*}{1 - x_{max}^*} \right)^2 \right] \quad (4.41)$$

$$wa = \delta \left(\frac{dv}{dx_c} \right) \left[1 - \frac{1}{\eta^2} \left(\frac{1}{12} + \left(\eta - \frac{1}{2} \right)^2 \right) \right] \quad (4.42)$$

Definiendo la constante:

$$\zeta = \left[1 - \frac{1}{\eta^2} \left(\frac{1}{12} + \left(\eta - \frac{1}{2} \right)^2 \right) \right] \quad (4.43)$$

Queda finalmente la expresión:

$$\left(\frac{dv}{dx} \right)_c = \frac{wa}{\delta \zeta} \quad (4.44)$$

Lo que finalmente puede ser reemplazado en la ecuación 4.34, quedando al expresión final del calor volumétrico como:

$$q_c = \eta_s \tau_c \frac{wa}{\delta \zeta} \quad (4.45)$$

4.3.2.1. Esfuerzo de corte en FSW

En este punto, se agrega la forma en que se calcula el esfuerzo de corte τ_c , el cual es necesario más adelante. Para ello se necesita la definición del torque total M :

$$M_{total} = M_{pin} + M_{shoulder} \quad (4.46)$$

En donde, se tiene que:

$$M_{pin} = 2\pi\tau_c a^2 t \quad (4.47)$$

$$M_{shoulder} = \frac{2}{3}\pi\tau_c t f [b^3 - a^3] \quad (4.48)$$

En donde t corresponde al espesor de la placa base, b es el radio del hombro de la herramienta y f es un factor que expresa cuánto participa el hombro en el esfuerzo de corte.

Finalmente con esto, se puede despejar el valor de τ_c :

$$\tau_c = \frac{M_{Total}}{2\pi a^2 t \left(1 + \frac{af}{3t} \left[\left(\frac{b}{a}\right)^3 - 1\right]\right)} \quad (4.49)$$

4.3.3. Ecuación constitutiva en la capa de mezcla

Actualmente, no existen mediciones directas del comportamiento mecánico de metales sometidos a deformación a las temperaturas y tasas de deformación esperadas en FSW. Aunque FSW se considera un proceso en estado sólido, la evidencia reciente muestra que algunas aleaciones de aluminio pueden experimentar la fusión de pequeñas cantidades de segundas fases [12], lo cuál indica posibles implicaciones para el comportamiento termomecánico de la capa de cizallamiento.

Es por ello que en el modelo se supone que el material sigue un comportamiento de Zener-Hollomon. Este modelo constitutivo tiene en cuenta los efectos combinados de la temperatura y la tasa de deformación. De hecho, al tener una interpretación intuitiva basada en la energía de activación y el endurecimiento por velocidad de deformación, proporciona un muy buen ajuste para las mediciones existentes de alta temperatura y velocidad de deformación. Es importante señalar que este modelo constitutivo no es válido en la presencia de algunas transformaciones de fase, como cualquier cantidad de refundición en la placa base. Además se considera que el esfuerzo de corte varía de manera despreciable dentro de una capa de deformación tan delgada, por lo que puede ser considerado constante. La expresión del comportamiento constitutivo de Zener-Hollomon viene dada por:

$$\dot{\gamma} = A \left(\frac{\tau}{\tau_R}\right)^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (4.50)$$

Donde A , Q y n son los parámetros del modelo constitutivo, R es la constante de los gases y τ_R es un esfuerzo de referencia arbitraria que da unidades significativas a A . Este modelo constitutivo es el caso de 'Bajos Esfuerzos' que es un caso simplificado del modelo 'General'.

Se puede apreciar entonces que al dividir $\dot{\gamma}$ por un $\dot{\gamma}_c$, se obtiene la expresión adimensional de la ecuación 4.50.

La Figura 4.3 ilustra como la componente exponencial de la ecuación constitutiva se puede

dividir en dos regímenes asintóticos. Uno a altas temperaturas donde la tasa de cizallamiento es significativa, donde este régimen corresponde a la capa de corte. El otro régimen se encuentra a bajas temperaturas, donde hay un cizallamiento insignificante, este segundo régimen corresponde al material base. Si bien no existe una transición brusca entre ambos regímenes, una temperatura característica T_δ puede considerarse representativa del límite entre los dos regímenes. Cerca de la temperatura de incipiente fusión, la expresión de Arrhenius puede linealizarse como:

$$\exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \approx \begin{cases} 0 & \text{if } T \leq T_\delta \\ \frac{T-T_\delta}{T_1-T_\delta} \exp\left(\frac{Q}{RT_1}\right) & \text{if } T > T_\delta \end{cases} \quad (4.51)$$

Que, como se puede observar, se obtiene de la división entre $\dot{\gamma}$ y un valor constante de este $\dot{\gamma}_c$. Además se introduce la variable T_1 , que es la temperatura a la cuál la aproximación lineal de la tasa de deformación adimensional es tangente a la función del modelo constitutivo. Para entender mejor cómo se comporta la función adimensional de gamma, se puede observar la figura 4.7:

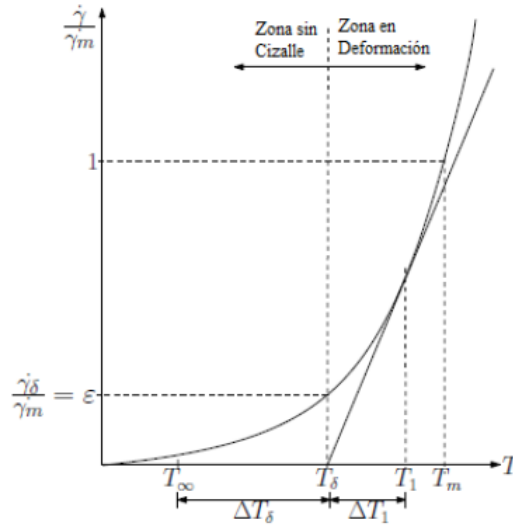


Figura 4.7: Comportamiento constitutivo del material y su Aproximación Lineal

Se introduce también en este punto, el término epsilon (ϵ), que es el valor de la tasa de deformación adimensional, en la cual se considera que se pasa de no haber cizalle (o que este es despreciable), a la fase en distorsión de la capa de deformación. Este valor a su vez está asociado a la temperatura T_δ , definida como se muestra a continuación:

$$T_\delta = T_m \left(1 - \frac{RT_m}{Q} \ln(\epsilon)\right)^{-1} \quad (4.52)$$

Donde T_m es la temperatura de 'Solidus' del material (temperatura a la cual empieza a aparecer la fase líquida en el metal sólido). Ya presentados los términos T_δ y T_1 , se puede

presentar la relación que cumplen estas temperaturas:

$$T_1 - T_\delta = \frac{RT_1^2}{Q} \quad (4.53)$$

Que al despejar T_1 , entrega:

$$T_1 = \frac{Q}{2R} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4T_\delta R}{Q}} \right] \quad (4.54)$$

Esta relación, se obtiene de volver tangentes la función $\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_c$ con una función lineal (nuevamente, referirse a la Figura 4.3).

Por último, reemplazando las ecuaciones 4.44 y 4.51 en la ecuación 4.50 (esta última evaluada en T_{max} , se obtiene:

$$\frac{wa}{\delta\zeta} = AB' \left(\frac{\tau_c}{\tau_R} \right)^n \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_1} \quad (4.55)$$

En donde $\Delta T_{max} = T_{max} - T_\delta$ y $B' = \exp(-Q/RT_1)$. Lo más importante en esta sección corresponde a la introducción del término ε , pues esta variable es una de las partes estudiadas en esta tesis para conocer el comportamiento de las ecuaciones en base a los datos recopilados y a los materiales utilizados.

4.3.4. Conducción de calor fuera de la capa de mezcla

Fuera de la capa de cizallamiento, el calor se transmite por conducción al material base. Analizar la transferencia de calor en esta región proporciona una relación entre la temperatura característica T_δ y la velocidad de desplazamiento de la herramienta. El desacoplamiento del modelo de FSW en regiones internas y externas permite la consideración de diferentes condiciones de borde térmicas en la placa base; tales como el enfriamiento convectivo a la atmósfera, enfriamiento por conducción a la placa de respaldo, y la presencia de fuentes de calor secundarias.

Independiente de las condiciones de contorno elegidas, la hipótesis de una fuente de calor de lento movimiento asegura que las isothermas correspondientes a la capa de corte son aproximadamente circulares y concéntrica con el eje de rotación del pasador. Por simplicidad, en este trabajo vamos a utilizar la solución de placa delgada de Rosenthal basada en una fuente de calor lineal [13], que considera que la transferencia de calor solo ocurre en el plano de la placa. Así, las pérdidas de calor por convección a la atmósfera y por conducción a la placa de respaldo no son consideradas. Además, la solución de Rosenthal asume propiedades constantes de los materiales y una temperatura inicial uniforme T_∞ . La expresión de la solución de Rosenthal está dada por:

$$T(x') - T_\infty = \frac{Q_f}{2\pi k_\delta} \exp\left(-\frac{Vx'}{2\alpha}\right) K_0(\xi) \quad (4.56)$$

En donde Q_f es el flujo de calor de la fuente, x' es la distancia a la que queremos evaluar, en la misma dirección que el movimiento de la fuente de calor y que igualamos a 0 (con lo que la exponencial se iguala a 1), k_δ es la conductividad térmica, mientras que $K_0(\xi)$ corresponde a la función de Bessel modificada de segunda especie y orden 0 evaluada en ξ , que corresponde a:

$$\xi = \sqrt{\left(\frac{V}{2\alpha_\delta}\right)^2 + \frac{h+h'}{k_\delta d}} r \quad (4.57)$$

Con h y h' los coeficientes de la pérdida de calor por convección en la parte superior e inferior de la placa respectivamente, d es el espesor de la placa y r una distancia radial con respecto a la fuente de calor, que corresponde al valor de “ a ” y α_δ es la difusividad térmica del material evaluada a T_δ .

A su vez, se define el calor de la fuente a través del calor generado por la rotación del pin, por lo que se tiene:

$$Q_f = \eta_s (M_{pin}) w = \eta_s (2\pi a^2 \tau_c) w \quad (4.58)$$

Finalmente se despeja la siguiente ecuación, dadas todas estas condiciones:

$$\Delta T_\delta = T_\delta - T_\infty = \eta \eta_s \frac{w a^2 \tau_c}{k_\delta} K_0(\xi) \quad (4.59)$$

La cual contiene además el término η para reflejar la eficiencia térmica del proceso.

La ecuación 4.59 no agrega ninguna nueva incógnita y, junto con las ecuaciones 4.27, 4.45, y 4.55 da un sistema completo de cuatro ecuaciones con cuatro incógnitas, útil para obtener una ley de potencia final basada en el comportamiento asintótico y válida para números de Peclet menores que 1, típico de FSW.

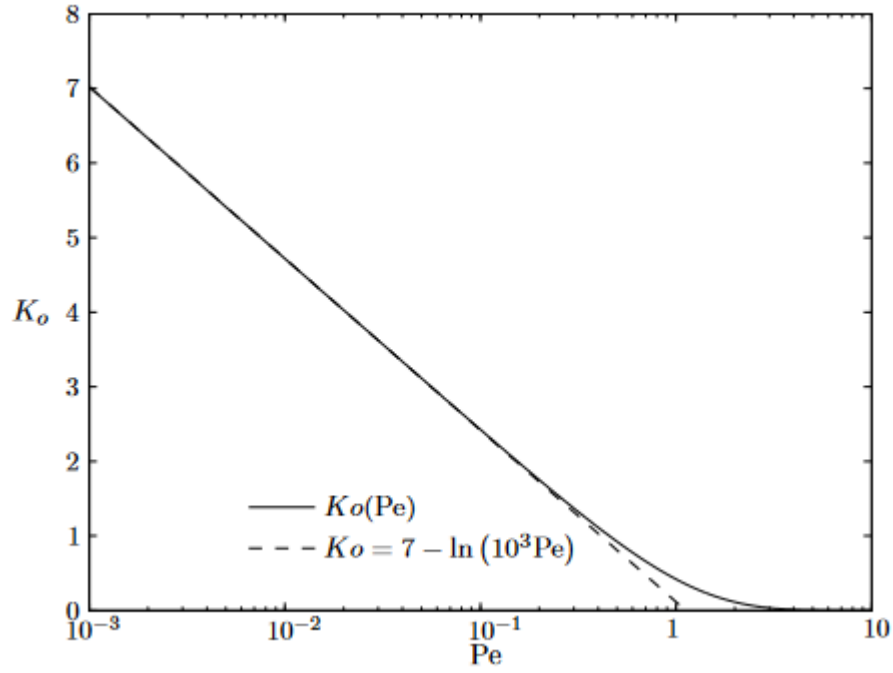


Figura 4.8: Comportamiento de la función de Bessel K_0 (Pe) y la lineación asintótica valida para números de Peclet bajos.

4.4. Solución al problema de las ecuaciones escaladas

Los resultados que se obtienen del análisis de escalamiento del modelo acoplado, permiten obtener una aproximación del esfuerzo de corte τ_c , el espesor de la capa de deformación δ , la diferencia de temperatura dentro de la capa de deformación ΔT_{max} y el calor volumétrico generado por la deformación plástica q_c , que se presentan a continuación:

Con las ecuaciones 4.19, 4.37, 4.45 y 4.49 se tienen entonces 4 ecuaciones y 4 incógnitas a despejar, las cuales al resolverlas entregan finalmente:

$$\tau_c = \frac{k_\delta \Delta T_\delta}{\eta \eta_s w a^2 K_0} \quad (4.60)$$

$$\delta = a \left[2 \frac{\Delta T_1}{AB'} \left(\frac{a^2 \tau_R \eta_s}{k_\delta} \right)^n \left(\frac{K_0 w}{\Delta T_\delta} \right)^{n+1} \eta^{n-1} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.61)$$

$$\Delta T_{max} = \Delta T_1 \left[\frac{1}{2AB' \Delta T_1 \zeta^2} \left(\frac{K_0}{\Delta T_\delta} \right)^{n-1} \left(\frac{a^2 \tau_R \eta_s}{k_\delta} \right)^n (w \eta)^{n+1} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.62)$$

$$q_c = \left[\frac{AB'}{2\Delta T_1 \zeta^2} \left(\frac{1}{\tau_R \eta_s} \right)^n \left(\frac{1}{w\eta} \right)^{n+1} \left(\frac{k_\delta}{a^2} \right)^{n+2} \left(\frac{\Delta T_\delta}{K_0} \right)^{n+3} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.63)$$

Con esto se han despejado 4 parámetros de gran utilidad para la FSW, los cuales dependen solamente de ciertas características de cada material y de los parámetros con los que se trabaja al soldar, pudiendo saber entonces que resultados esperar dada esta información.

Las ecuaciones 4.60, 4.61, 4.62 y 4.63 son expresiones novedosas de forma cerrada que tienen el beneficio de estar en la forma de leyes de poder.

A continuación se presentan algunas características únicas de estas soluciones:

- Son independientes del material base elegido.
- Se basan en parámetros que se tabulan independientemente del proceso: comportamiento termo-mecánico de la placa base, propiedades termofísicas de la placa base, y variables de proceso (velocidades y dimensiones). Por lo tanto, no se requiere medir torque o temperaturas para realizar predicciones. La eficiencia del proceso es el único parámetro que es específico de FSW, y debe ser determinado para cada material.
- Son muy útiles durante la etapa de diseño del proceso de soldadura. En la etapa de diseño las preguntas generalmente involucran el problema inverso, como "¿qué velocidad de traslación y velocidad de rotación dará como resultado la temperatura deseada?". Como las leyes de poder pueden ser fácilmente invertidas, la respuesta a tales preguntas es directa.

Capítulo 5

Base de datos

En esta sección, se explican las consideraciones para la selección de estudios que se incluyen en la base de datos de esta tesis. Por otro lado, se presentan algunas de las diferentes maneras en que actualmente son medidos los datos de temperatura, zona de deformación y fuerza, que son los resultados más importantes utilizados para los análisis de este trabajo.

5.1. Selección de Experimentos

En la actualidad se pueden encontrar una cantidad considerable de experimentos desarrollados por diversas investigaciones sobre la soldadura por fricción-agitación. En ellos se pueden encontrar estudios sobre características como la dureza, tamaño de grano y microdureza, [14, 15] perfil de temperatura en diferentes puntos de la soldadura, [16, 17] medidas del torque utilizado [18, 19] e incluso la potencia y parámetros asociados para la automatización del proceso[20].

Existen experimentos para conocer el efecto que ejercen diferentes geometrías de la herramienta giratoria en los resultados obtenidos al soldar[21, 22], o del comportamiento y propiedades obtenidas al mezclar distintos materiales con este tipo de soldadura[23, 24].

A su vez, se tienen diversos estudios enfocados en la modelación; desde softwares especializados[22, 25], hasta modelos matemáticos y físicos como es el de escalamiento, que es la base de esta tesis.

Con respecto a los datos seleccionados para este estudio, la base de datos consiste en investigaciones tanto experimentales como de simulación. Para poder hacer uso de los datos, las investigaciones requerían la siguiente información: Material base utilizado con sus dimensiones, parámetros del proceso (velocidad de avance, RPM, medidas de la herramienta) y resultados que podían ser de temperatura máxima (con información de la zona de medición), tamaño de la zona deformada y/o torque medido.

Los papers que cumplían con estas condiciones fueron seleccionados para la creación de la base de datos.

5.2. Formas de Medición

En esta sección se presentan algunas de las técnicas utilizadas para tomar los datos en las investigaciones, ya que es importante conocer la procedencia de la información trabajada, además de entender cómo se realizan los experimentos y mediciones para este tipo de soldadura. Principalmente se presentan técnicas de medición para temperatura y fuerza. También se indica como se realiza la medición del tamaño de la zona de deformación, ya que fue necesario obtener este parámetro en ciertas investigaciones.

5.2.1. Medición de Temperatura

En general, la mayoría de las mediciones de temperatura, se realizan utilizando termocoplas incorporadas en el material base, las cuales son distribuidas a distintas alturas en este y a distintas distancias con respecto al pin, buscando obtener un perfil y una evolución de estas en el tiempo. También se han hecho medidas en que la termocupla es instalada dentro de la herramienta giratoria, lo cual muestra efectivamente variaciones en los valores medidos con respecto a hacerlos desde el material base.

Además, existen otros métodos menos comunes que se llevan a cabo. El primero corresponde a la medición a través de métodos termoeléctricos y el segundo corresponde al uso de cámaras infrarojas.

5.2.2. Medición de Fuerza y Torque

Para la medición de estas magnitudes, se han utilizado diversos métodos como: Células de carga, dinamómetros y extensómetros. Cabe mencionar que algunos papers además miden energías asociadas a la fuerza y torque ejercidas, desde los cuales indirectamente se calculan también estos valores.

5.2.3. Medición de la Zona de Deformación

El largo de la zona de deformación se mide tomando una muestra en corte transversal del recorrido realizado por la herramienta giratoria, a la cual se le realiza un ataque químico que permite diferenciar la zona deformada por la soldadura, de la no deformada. Ya con esto hecho, se obtiene una imagen como la de la Figura 5.1 [26]:

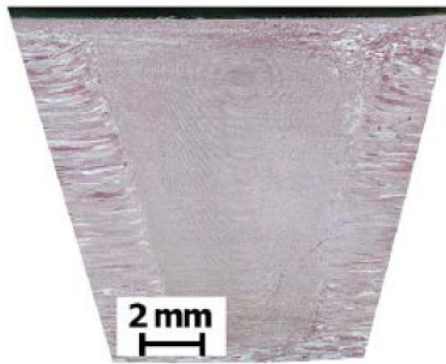


Figura 5.1: Ejemplo del Corte Transversal de 2 materiales soldados por FSW

Una vez diferenciadas estas zonas, lo que se hace es medir el ancho de la zona deformada a un cuarto de la altura de la placa base y considerando que esa medida es la suma de dos veces el radio del pin y dos veces el espesor de la capa de deformación, se puede despejar el valor de δ . Se añade la siguiente figura [27] para ilustrar esta explicación

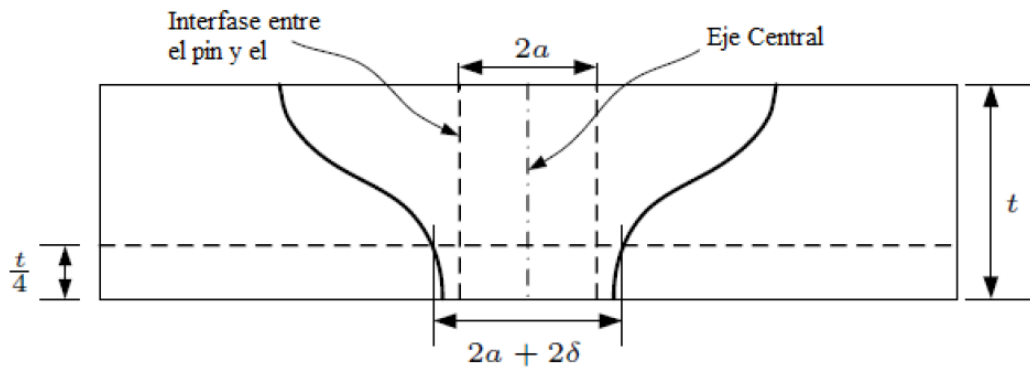


Figura 5.2: Ejemplificación para medición de Capa de Deformación

La importancia de mencionar la técnica de medición, nace debido a que en gran cantidad de papers no se tiene esta información medida, pero si las imágenes que permiten calcularlo.

5.2.4. Base de Datos

Para poder desarrollar los estudios de esta tesis, ha sido necesario recopilar todos los experimentos que cumplieren con las indicaciones mencionadas previamente, y organizarlos en una base de datos que permitiese trabajarlos de la manera más eficiente posible. Lo que finalmente entrega como resultado una tabla con datos de 44 papers, 213 datos de experimentos y más de 60 columnas con información del material, del proceso de soldadura y cálculos de ciertos factores y ecuaciones. Los materiales encontrados para trabajar fueron:

- Aluminio AA2024 [15, 28, 29, 30, 31]

- Aluminio AA2195 [32, 33, 14]
- Aluminio AA5083 [34, 35, 36, 18, 19]
- Aluminio AA5059 [27]
- Aluminio AA6061 [18, 37, 38, 39, 40, 41, 42, 35, 22, 43, 44, 45]
- Aluminio AA6082 [18, 46]
- Aluminio AA7050 [19, 47, 48]
- Aluminio AA7075 [18, 49, 22]
- Aluminio AA7108 [50, 46]
- Latón CW505L [51]
- Magnesio AZ31 [52, 53]
- Magnesio AZ61 [54]
- Acero SAE1018 [43, 18, 41]
- Acero 304 [55, 43, 41]

Para una idea más certera de la forma de esta base de datos, se ejemplifican las tablas en la sección de Resultados.

Capítulo 6

Propiedades de los Materiales

Para poder utilizar las cuatro expresiones obtenidas como resultado del análisis de escala, es necesario conocer algunas propiedades de los materiales. Por ello se especifican las propiedades y sus respectivos valores utilizados para cada material.

Las propiedades con las cuales se trabaja corresponden a constantes térmicas, mecánicas y del modelo constitutivo de Zener-Hollomon (de ahora en adelante Z-H). Los valores de las constantes de Z-H han sido transformados para los estudios de análisis de escala. La forma en como esto se realizó, se desarrolla junto con la presentación de sus valores. Por último se presentan los datos con los cuales se hace la mayor parte de la sección de resultados, ya que presentan toda la información necesaria para desarrollar los estudios de esta tesis.

6.1. Propiedades Térmicas y Mecánicas

Las propiedades térmicas en función de la temperatura y la temperatura de solidus de cada materiales han sido reunidas gracias al trabajo de otros investigadores ([8], [9]), y son resumidas en la tabla 6.1.

Para el mejor entendimiento del desarrollo del modelo, se agregan las siguientes ecuaciones:

La primera es la relación entre la difusividad térmica, la densidad, la conductividad térmica y la capacidad calórica.

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (6.1)$$

Y la segunda es la relación del esfuerzo de referencia normal σ_R , con el esfuerzo de referencia de corte τ_R , que en este caso se relaciona simplemente a través de Von Mises con esfuerzo uniaxial y corte puro.

$$\tau_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{3}} \quad (6.2)$$

Se cree que en FSW ocurre esfuerzo de corte puro, y varios autores utilizan esta simplificación para modelar el proceso. El esfuerzo de referencia normal σ_R se asumió como el esfuerzo de fluencia de cada material.

La eficiencia termal η varía entre los materiales analizados. En cambio, la eficiencia η_s se asume que es del 100 % para todos los materiales.

Tabla 6.1: Propiedades Térmicas y Mecánicas de los Materiales Trabajados

Material	$T_{Solidus}$ [°K]	k [W/mK]	c_p [J/kgK]	α [m ² /s]	ρ [kg/m ³]	η_s	η	Ref.
AA2024	2.670,0	185,0	1.100,0	6,30E-05	2.670,0	1	0,9	[8]
AA2195	2.770,0	196,0	1.338,0	5,29E-05	2.770,0	1	0,9	[8]
AA5083	2.552,8	146,9	1.261,4	4,56E-05	2.552,8	1	0,9	[8]
AA6061	2.590,0	200,0	1.160,0	6,66E-05	2.590,0	1	0,9	[8]
AA6082	2.590,0	200,0	1.160,0	6,66E-05	2.590,0	1	0,9	[8]
AA7050	2.827,0	180,0	861,0	7,40E-05	2.827,0	1	0,9	[8]
AA7075	2.693,0	192,0	1.109,0	6,43E-05	2.693,0	1	0,9	[8]
AA7108	2.590,0	200,0	1.160,0	6,66E-05	2.590,0	1	0,9	[56]
CuZn30	8.530,0	120,0	375,0	3,75E-05	8.530,0	1	0,9	[56]
AZ31	1.696,0	114,3	1.446,3	4,66E-05	1.696,0	1	0,9	[8]
AZ61	1.800,0	80,0	1.050,0	4,23E-05	1.800,0	1	0,9	[8]
SAE1018	7.314,0	33,1	699,0	6,47E-06	7.314,0	1	0,75	[8]
SS 304	7.350,0	33,5	720,0	6,33E-06	7.350,0	1	0,5	[8]
AA5059	2.552,8	146,9	1.261,4	4,56E-05	2.552,8	1	0,9	*

*Para el caso del AA5059, se desconocen sus valores, por lo que se ocupan las del AA5083.

6.1.1. Constantes de Zener-Hollomon

Según Sellars y Tegart [57], los mecanismos de deformación que operan en procesos de trabajo en caliente con bajo nivel de estrés se pueden describir mediante el modelo constitutivo de Zener-Hollomon. El cual, relaciona la tasa de deformación con los esfuerzos de corte, temperatura y propiedades del material deformado. La ecuación para bajos esfuerzos es la siguiente:

$$\dot{\epsilon} = A \left(\frac{\sigma}{\sigma_R} \right)^n \exp \left(-\frac{Q}{RT} \right) \quad (6.3)$$

Donde A , n y Q son constantes propias del modelo. Es importante notar que la Ecuación 6.3 puede ser fácilmente simplificada en una expresión algebraica usando análisis de escala (como se vio en el Capítulo 4). Sin embargo, esta ecuación no captura el comportamiento de los materiales en altos esfuerzos. Por lo tanto, los autores propusieron una ecuación constitutiva empírica aplicable a bajo y alto nivel de estrés; capaz de correlacionar datos en una amplia gama de tasas de deformación. Esta relación general viene dada por la Ecuación 6.4:

$$\dot{\epsilon}' = A' \left[\sinh \left(\frac{\sigma'}{\sigma'_R} \right) \right]^{n'} \exp \left(-\frac{Q'}{RT} \right) \quad (6.4)$$

Donde A' , n' y Q' son constantes.

Como se ha enunciado previamente, no se trabaja con la versión general de este modelo, si no que con la versión simplificada para bajos esfuerzos (Ecuación 4.50). Las constantes que se utilizan para este trabajo [8], tienen su valor definido para el caso general. Por lo tanto, para introducir el efecto de la Ecuación 6.3 en FSW, es necesario encontrar una relación entre esta y la Ecuación 6.4.

Para despejar las constantes, se sigue el siguiente algoritmo:

1. Se linealizan la ecuación general y la ecuación de bajos esfuerzos aplicando la función logaritmo sobre ambas.

$$\ln(\dot{\epsilon}) = \ln A + n \ln \left(\frac{\sigma}{\sigma_R} \right) - \frac{Q}{RT} \quad (6.5)$$

$$\ln(\dot{\epsilon}') = \ln A' + n' \ln \left[\sinh \left(\frac{\sigma'}{\sigma'_R} \right) \right] - \frac{Q'}{RT} \quad (6.6)$$

2. Luego se calculan las derivadas parciales de ambas ecuaciones, con respecto a $1/T$ y $\ln(\sigma)$:

$$\frac{\partial \ln(\dot{\epsilon})}{\partial 1/T} = -\frac{Q}{RT} \quad (6.7)$$

$$\frac{\partial \ln(\dot{\epsilon})}{\partial \ln(\sigma)} = n \quad (6.8)$$

$$\frac{\partial \ln(\dot{\epsilon}')}{\partial 1/T} = -\frac{Q'}{RT} \quad (6.9)$$

$$\frac{\partial \ln(\dot{\epsilon}')}{\partial \ln(\sigma')} = \frac{n' \sigma'}{\sigma'_R} \frac{1}{\tanh \left(\frac{\sigma'}{\sigma'_R} \right)} \quad (6.10)$$

3. Se deben evaluar estas ecuaciones a la temperatura de solidus del material y a una tasa de deformación igual a $300 [s^{-1}]$, que es un valor promedio de tasa de deformación alcanzada durante la FSW y que fue utilizada por Tello [8] para sus estudios. Este valor medio está dentro de los rangos indicados para tasa de deformación plástica estudiada

por Mcneally et al.[58] y Masaki et al.[59]. Igualando las respectivas derivadas parciales:

$$\frac{Q}{RT} = \frac{Q'}{RT} \Rightarrow Q = Q' \quad (6.11)$$

$$n = \frac{n'\sigma'}{\sigma'_R} \frac{1}{\tanh\left(\frac{\sigma'}{\sigma'_R}\right)} \quad (6.12)$$

Cabe destacar que los valores de σ y σ' se obtienen de evaluar la función en estos valores mencionados. Así, los valores de las constantes n y Q pueden calcularse usando las ecuaciones 6.11 y 6.12.

4. Finalmente, se puede despejar la constante A de la Ecuación 6.5 utilizando los valores calculados de n y Q .

$$\ln(A) = \ln(\dot{\epsilon})|_{300s^{-1}} - n \ln\left(\frac{\sigma'}{\sigma_R}\right)\Big|_{(T_{solidus}^{300s^{-1}})} + \frac{Q}{RT_{solidus}} \quad (6.13)$$

Sobre este modelo se han hecho múltiples estudios buscando conocer las constantes que definen a diversos materiales, incluyendo desde comunes aluminios [60], pasando por aceros super-austeníticos [15] y llegando hasta materiales de deformación superplástica [61]. Gracias a los cuales, se han podido obtener los datos con los que se han calculado las constantes A , n y Q . En la siguiente tabla, se presentan estos datos y los valores despejados:

Tabla 6.2: Constantes de Zener-Hollomon para diversos materiales

Material	A' [1/s]	n'	Q'=Q [kJ/mol]	σ_R [MPa]	$\sigma(300s^{-1})$ [MPa]	A [1/s]	n	Ref.
AA2024	2,29x10 ¹¹	5,46	178	47,4	95,9	9,31x10 ¹⁰	11,45	[62]
AA2195	2,37x10 ¹³	3,54	161,8	47,4*	31,74	3,78x10 ¹³	4,05	[8]
AA5083	1,64x10 ¹⁰	2,44	173	34,8	120,43	3,84x10 ⁸	8,46	[62]
AA6061	1,63x10 ¹³	5,33	191	60,7	72,43	3,63x10 ¹³	7,65	[62]
AA6082	1,72x10 ¹³	7,68	191,3	60,7*	61,69	5,94x10 ¹³	10,16	[8]
AA7050	3,28x10 ⁵	2,59	123	20,1	110,5	2,4x10 ⁰	14,24	[62]
AA7075	5,34x10 ⁸	3,47	160	33,9	133,59	2,96x10 ⁵	13,69	[62]
AA7108	1,72x10e13	7,68	191,3*	60,7*	51,6	3,10x10 ¹³	12,85	[56]
CuZn30	1,63x10 ¹⁰	5,03	170,8	-	-	-	-	[56]
AZ31	7,78x10 ⁸	4,36	129	53,5	84,75	9,81x10 ⁸	7,53	[62]
AZ61	7,8x10 ⁹	3,9	143	54,5	74,98	1,24x10 ¹⁰	6,1	[62]
SAE1018	2,63x10 ¹³	4,32	371	56,6	56,24	4,74x10 ¹³	5,66	[62]
SS 304	1,62x10 ¹⁶	4,69	441	119	106,42	3,4x10 ¹⁶	5,88	[62]
AA5059	1,64x10 ¹⁰	2,44	173	34,8	120,43	3,84x10 ⁸	8,46	[56]

*Valores tomados de otros materiales con composición química parecida.

Se debe mencionar que para los valores de AA5059 no se obtuvieron los valores para

exactamente ese material, por lo que se utilizan los valores del AA5083 que presenta una composición química parecida, y lo mismo ocurre para otros materiales dentro de la base de datos, cuyas propiedades fueron aproximadas en base a algún otro material con similitud química.

Las figuras 6.1 y 6.2 son una representación gráfica del comportamiento de las fórmulas general y de bajos esfuerzos para Z-H, para los materiales Al2014 y AA5059. La extensa superposición de las curvas demuestra la similitud de las ecuaciones 6.3 y 6.4, validando la relación entre las constantes de los modelos. Cabe señalar que esta coincidencia entre curvas no es necesariamente un ajuste perfecto ni similar para todos los materiales trabajados (en la Figura 6.2, se ve que la similitud entre las curvas para el Aluminio AA2024 es menor que la de las curvas del AA5059 en la Figura 6.2).

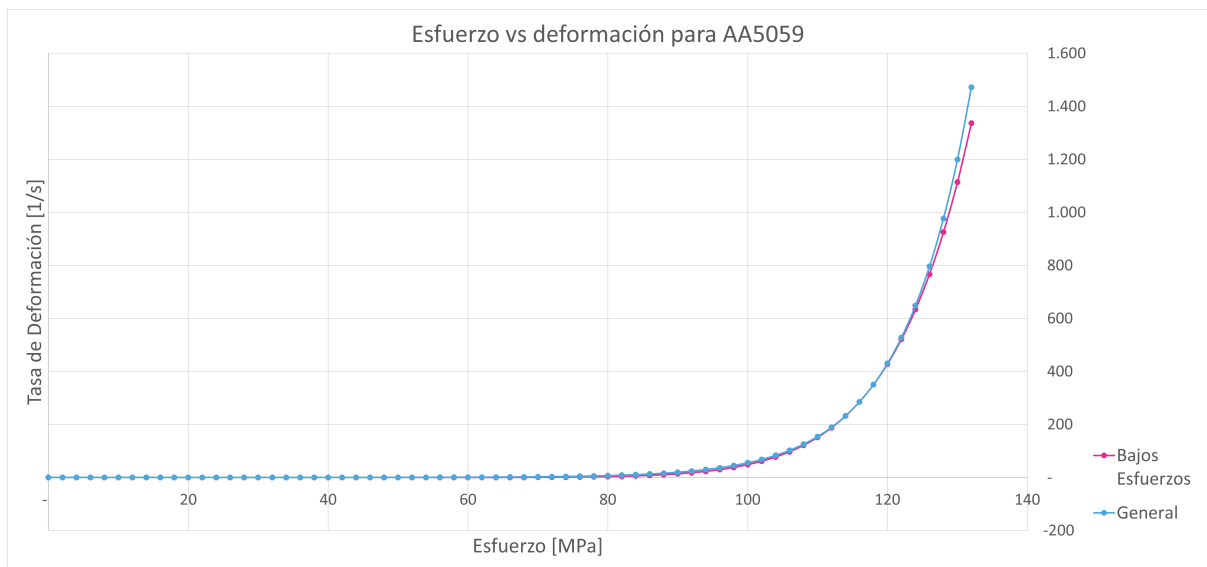


Figura 6.1: Curvas de esfuerzo versus tasa de deformación para el Aluminio AA5059 utilizando el caso general y de bajos esfuerzos de Z-H.

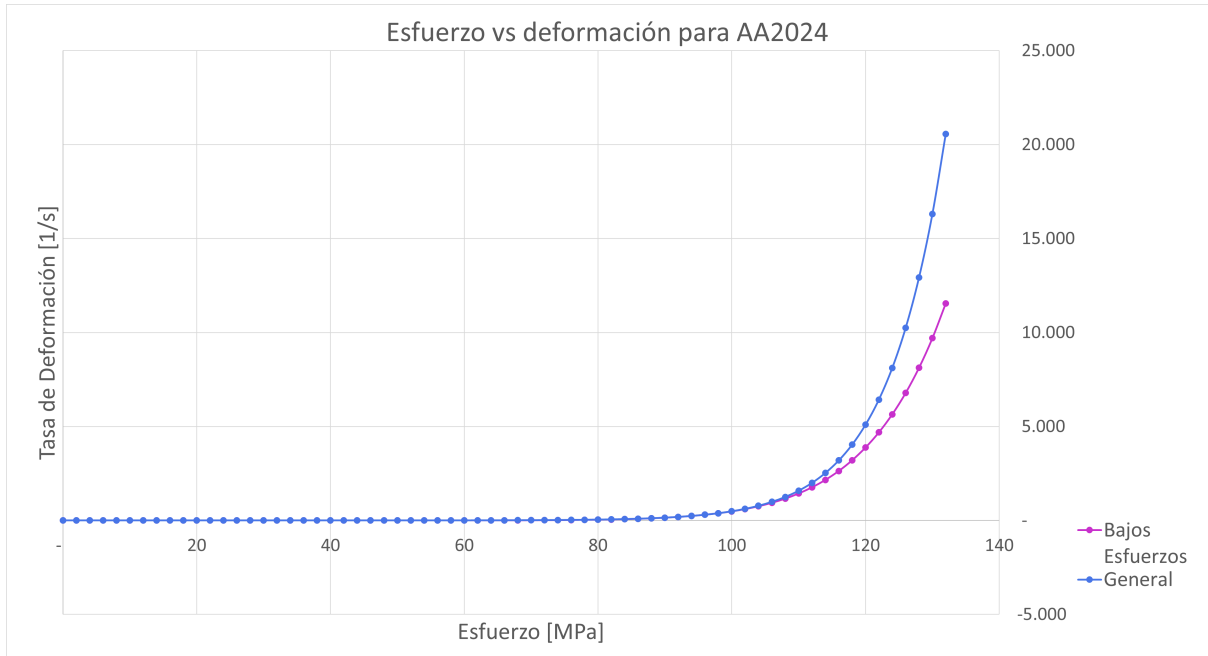


Figura 6.2: Curvas de esfuerzo versus tasa de deformación para el Aluminio AA2024 utilizando el caso general y de bajos esfuerzos de Z-H.

Capítulo 7

Resultados y Discusión

Como fue indicado en el capítulo de Metodología, fue necesario ordenar la base de datos existente haciendo el enlace entre los estudios y los datos necesitados. Con ellos fueron estimados el torque total M , la temperatura máxima T_{max} y el espesor de la capa de deformación δ con la intención de compararlos con los mismos datos medidos en la base de datos. El calor volumétrico generado por la deformación plástica q_c no fue comparado debido a que no es un factor comúnmente estudiado en este tipo de investigaciones.

7.1. Explicación de la Base de Datos

A continuación se presentan extractos de la base de datos, con la intención de ilustrar su estructura, de manera que sea simple y útil de estudiar para futuros estudios. Debido al considerable ancho de esta, se divide en distintas secciones.

Para la realización de cálculos, se consideró que todos los experimentos funcionaban a una eficiencia η_s del 100% y una temperatura ambiente T_∞ de 25 [°C], dado que es una temperatura usual de trabajo para este tipo de soldadura. El factor de aporte del hombro del pin se considera de 10% dado que es un porcentaje adecuado para representarlo, según las conclusiones de Vergara en su tesis [9], las cuales serán revisadas posteriormente.

Tabla 7.1: Constantes comunes para todos los experimentos.

R [J/mol°K]	η_s	T_∞ [°K]	f
8,314	100 %	298	10 %

La base de datos inicia con una sección que permite identificar el estudio de donde fueron extraídos los datos. Indicando nombre del estudio, su número identificador (vinculado al DOI de la investigación respectiva), si es experimental o numérico, el tipo de pin usado, la ubicación del sensor y el material utilizado. Dada la naturaleza ilustrativa de esta sección y que el material posee 213 filas con datos, se entrega solo un extracto de los datos.

Tabla 7.2: Extracto de la base de datos, sección caracterización del estudio.

Estudio	ID	Data	Tipo de estudio	Tipo de pin	Sensor	Material	Especificación
Jordan Thesis	[1]	1	Exp	Smooth	Pin	Aluminio	AA5059
		2	Exp	Smooth	Pin	Aluminio	AA5059
		3	Exp	Smooth	Pin	Aluminio	AA5059
		4	Exp	Smooth	Pin	Aluminio	AA5059
		5	Exp	Smooth	Pin	Aluminio	AA5059
		6	Exp	Threaded	Pin	Aluminio	AA5059
		7	Exp	Threaded	Pin	Aluminio	AA5059
		8	Exp	Threaded	Pin	Aluminio	AA5059
		9	Exp	Threaded	Pin	Aluminio	AA5059
		10	Exp	Threaded	Pin	Aluminio	AA5059
An analytical...	[2]	11	Exp	Threaded	NS	Aluminio	AA2024
Material Flow...	[3]	12	Exp	Threaded	NS	Aluminio	AA2024
				Threaded,			
Texture variations	[4]	13	Exp	frustrum shaped	NS	Aluminio	AA2195

El modelo numérico predice estimaciones para cuatro parámetros (Ecuaciones 4.60-63), de las cuáles, tres pueden ser encontradas en los estudios usados. Es importante notar que no siempre eran entregados todos los datos necesarios para esta tesis, debido a la naturaleza propia de cada experimento; provocando una brecha entre parámetros al momento de comparar. Específicamente, el espesor de la capa de deformación δ tiende a poseer menos datos reportados debido a no ser el foco usual de las investigaciones utilizadas. La 'limpieza' de la base de datos es uno de los objetivos de esta tesis, lo cual la falta de este parámetro se especifica en tablas posteriores.

Tabla 7.3: Extracto de la base de datos, sección parámetros a comparar.

δ [m]	T_{max} [$^{\circ}K$]	M [Nm]
3,74E-04	668,10	6,70
6,05E-04	718,20	6,00
	761,60	10,00
1,85E-04	708,10	10,30
2,50E-04	760,90	8,00
	695,40	3,20
2,60E-04	726,70	5,70
6,40E-04	730,70	12,40
7,50E-05	712,10	6,70
1,06E-03	747,60	7,40
	673,00	40,00
6,00E-04		
1,11E-03		

Además, se necesita saber los valores de las propiedades de los materiales investigados, para manipularlos posteriormente:

Tabla 7.4: Extracto de la base de datos, sección características del material.

ρ [kg/m ³]	C_p [J/kg $^{\circ}K$]	k_{δ} [W/m $^{\circ}K$]	α [m ² /s]	τ_y [Pa]	η
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.552,8	1.261,4	146,9	4,56E-05	1,23E+08	0,9
2.670,0	1.100,0	185,0	6,30E-05	5,97E+07	0,9
2.670,0	1.100,0	185,0	6,30E-05	5,97E+07	0,9
2.770,0	1.338,0	196,0	5,29E-05	4,00E+08	0,9

Tabla 7.5: Extracto de la base de datos, sección propiedades mecánicas.

$\mathbf{T}_m [^\circ K]$	$\sigma_{yield} [MPa]$	$\tau_R [\mathbf{Pa}]$
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
847,0	34,8	20.091.789,4
775,0	47,7	27.539.607,8
775,0	47,7	27.539.607,8

Tabla 7.6: Extracto de la base de datos, sección constantes de Zenner-Hollomon.

A	n	Q	B	B'
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
3,84E+08	8,46	173.000,0	2,14E-11	3,57E-23
9,31E+10	11,45	178.000,0	9,78E-13	7,89E-15
9,31E+10	11,45	178.000,0	9,78E-13	1,49E-18
2,37E+13	3,54	161.777,2	4,03E-11	5,98E-17

Por último, se agregan los parámetros propios de los distintos estudios, además de otros parámetros calculados que serán útiles para la siguiente parte del trabajo.

Tabla 7.7: Extracto de la base de datos, sección características del estudio.

V [m/s]	RPM	w [1/s]	a [m]	b [m]	Altura [m]	t [m]	Ko(ξ_a)
1,50E-02	1723	180,4	1,50E-03	4,50E-03	4,00E-03	6,50E-03	1,40
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	6,00E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
1,50E-02	1225	128,3	2,50E-03	7,50E-03	6,70E-03	6,50E-03	0,95
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	4,50E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	7,50E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
1,50E-02	1723	180,4	1,50E-03	4,50E-03	4,00E-03	6,50E-03	1,40
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	6,00E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
1,50E-02	1225	128,3	2,50E-03	7,50E-03	6,70E-03	6,50E-03	0,95
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	4,50E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
1,50E-02	1225	128,3	2,00E-03	7,50E-03	5,30E-03	6,50E-03	1,14
2,00E-03	400	41,9	3,00E-03	9,00E-03	3,50E-03	3,00E-03	1,10
2,00E-03	400	41,9	3,00E-03	9,00E-03		3,00E-03	1,10
1,70E-03	180	18,8	5,80E-03	1,53E-02		2,50E-02	1,44

Tabla 7.8: Extracto de la base de datos, variables calculadas útiles.

$\mathbf{T}_\delta[^\circ K]$	$\mathbf{T}_1[^\circ K]$	$\mathbf{T}_p[^\circ K]$	$\tau_c[Nm]$
394,8	402,6	315,05	40.203.893,0
394,8	402,6	307,06	39.013.353,1
394,8	402,6	310,16	29.996.854,0
394,8	402,6	308,77	39.013.353,1
394,8	402,6	311,49	39.013.353,1
394,8	402,6	306,14	40.203.893,0
394,8	402,6	306,61	39.013.353,1
394,8	402,6	313,08	29.996.854,0
394,8	402,6	305,00	39.013.353,1
394,8	402,6	310,48	39.013.353,1
639,0	659,3	367,42	168.693.253,4
508,8	521,6	298,00	160.654.260,2
506,9	520,9	298,00	80.050.956,5

Es importante destacar de la Tabla 7.8, que τ_c se calcula con la Ecuación 4.60, el cuál posteriormente es usado para calcular el torque total \widehat{M} ; expandiendo los errores de cálculo en los resultados. Sería interesante revisar la propagación de errores de este parámetro en futuras iteraciones del estudio.

7.2. Razón de mediciones y resultados numéricos a estimaciones

Para tener una idea de cómo se comparan las estimaciones con las mediciones y los resultados numéricos, se utiliza la relación X/\widehat{X} . Tres proporciones que se definen como: relación de temperatura máxima Ω , relación de espesor de capa de cizallamiento $\delta/\widehat{\delta}$ y relación de torsión M/\widehat{M} ; dadas por las ecuaciones 4.60, 4.61 y 4.62 respectivamente (la torsión, se deriva del uso de la Ecuación 4.60 en la Ecuación 4.49.). Dónde los términos sin el sombrero corresponden a los resultados medidos y numéricos reportados en la literatura.

$$\Omega = \frac{T_{max} - T_{\infty}}{\widehat{T_{max}} - T_{\infty}} \quad (7.1)$$

7.2.1. Razones

Las siguientes tablas resumen se presentan en su longitud total, obviando estudios que no entregaran los datos suficientes para obtener los resultados buscados. Es importante destacar que mientras un estudio puede tener todos los datos relevantes para la estimación del torque, por ejemplo, perfectamente podría no tener datos suficientes para el resto de parámetros buscados. Por ello, en cada tabla se obvian estudios con datos faltantes según el parámetro estudiado.

En primera instancia, se presentan los resultados de comparación de la temperatura máxima T_{max} reportada (entregada por la base de datos) y estimada (a través de la Ecuación 4.60). También se indica el porcentaje de error entre ambas temperaturas.

Tabla 7.9: Temperaturas máximas reportadas y estimadas.

Estudio	Material	Especificación	Ω	$T_{max}[K]$	$\widehat{T_{max}}[K]$	Error
R. Nandan	Steel	304SS	0,4	570	1030,2	81 %
Gerlich	Magnesium	AZ31	0,4	506	839,0	66 %
Gerlich	Aluminum	AA7108	0,5	533	748,0	40 %
T.J. Lienert	Titanium	Ti-6Al-4V	0,5	1143	1877,0	64 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6082	0,5	521	707,2	36 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA7108	0,6	563	748,0	33 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6082	0,6	548	707,2	29 %
Razal Rose	Magnesium	AZ61	0,7	709	883,0	25 %
X.K. Zhu	Steel	304SS	0,7	813	1030,2	27 %
X.K. Zhu	Magnesium	AZ61	0,7	720	883,0	23 %
Frigaard, O.	Aluminum	AA6082	0,7	598	707,2	18 %
Frigaard, O.	Magnesium	AZ61	0,7	733	883,0	20 %
Frigaard, O.	Magnesium	AZ61	0,8	742	883,0	19 %
Frigaard, O.	Magnesium	AZ61	0,8	745	883,0	19 %
Frigaard, O.	Aluminum	AA7108	0,8	648	748,0	15 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6082	0,8	626	707,2	13 %
T.J. Lienert	Steel	304SS	0,8	898	1040,1	16 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	0,9	865	923,5	7 %
R. Nandan	Aluminum	AA7050	0,9	478	490,5	3 %
R. Nandan	Aluminum	AA2024	0,9	603	622,7	3 %
Zhenzhen Yu	Magnesium	AZ31	1,0	816	839,0	3 %
Zhenzhen Yu	Aluminum	AA7050	1,0	483	490,5	2 %
Zhenzhen Yu	Aluminum	AA7050	1,0	493	490,5	1 %
Zhenzhen Yu	Aluminum	AA7050	1,0	498	490,5	2 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA5083	1,1	623	600,0	4 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,1	506	490,5	3 %
H. Schmidt	Aluminum	AA2024	1,1	673	639,0	5 %
H. Schmidt	Aluminum	AA5083	1,1	847	785,0	7 %
H. Schmidt	Aluminum	AA2195	1,1	678	634,1	6 %
Yuh J. Chao	Aluminum	AA2195	1,2	698	634,1	9 %
Yuh J. Chao	Steel	SAE1018	1,2	1061	931,6	12 %
P. Ulysse	Aluminum	AA7050	1,2	533	490,5	8 %
P. Ulysse	Steel	SAE1018	1,3	1097,2	932,9	15 %
H. Schmidt	Aluminum	AA2024	1,3	708	622,7	12 %
H. Schmidt	Steel	SAE1018	1,3	1106,9	931,7	16 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6061	1,3	625	549,8	12 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,3	1128,3	934,0	17 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,3	1137,6	931,7	18 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,3	1140,1	932,9	18 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,3	1152,3	935,1	19 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,4	1168	932,9	20 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,4	1170	934,1	20 %

Estudio	Material	Especificación	Ω	$T_{max}[K]$	$\widehat{T}_{max}[K]$	Error
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,4	1170	931,7	20 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,4	1193,2	935,1	22 %
C.M. Chen	Aluminum	AA6061	1,4	658	549,8	16 %
C.M. Chen	Aluminum	AA2024	1,4	763	622,7	18 %
C.M. Chen	Steel	SAE1018	1,4	1210,5	934,1	23 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,4	663	549,8	17 %
Khandkar	Aluminum	AA7050	1,5	578	490,5	15 %
H. Schmidt	Aluminum	AA2024	1,5	773	622,7	19 %
H. Schmidt	Steel	SAE1018	1,5	1229,2	932,9	24 %
H. Schmidt	Aluminum	AA6061	1,5	668	549,8	18 %
H. Schmidt	Steel	SAE1018	1,5	1236	930,5	25 %
S. SATO	Aluminum	AA6063	1,5	672	549,8	18 %
S. SATO	Steel	SAE1018	1,5	1253,9	935,1	25 %
Bangcheng Yang	Aluminum	AA2024	1,5	788	622,7	21 %
Bangcheng Yang	Aluminum	AA7050	1,5	589	490,5	17 %
Bangcheng Yang	Aluminum	AA6061	1,5	688,2	549,9	20 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA7075	1,6	604	494,6	18 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,6	1286	931,8	28 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,6	1292,7	934,1	28 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6061	1,6	694,4	549,9	21 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	1,6	1301	931,4	28 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6061	1,6	700,2	549,9	21 %
G.G. Roy	Steel	304SS	1,6	1430	999,1	30 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,7	1350,6	935,1	31 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,7	1349	932,6	31 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,7	1359	932,8	31 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,7	1361	932,2	32 %
G.G. Roy	Aluminum	AA6063	1,7	725	549,8	24 %
G.G. Roy	Aluminum	AA7050	1,8	638	490,5	23 %
G.G. Roy	Aluminum	AA6063	1,8	743	549,8	26 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,8	1423	933,7	34 %
G.G. Roy	Steel	SAE1018	1,8	1428	933,7	35 %
G.G. Roy	Aluminum	AA6061	1,8	749,6	549,9	27 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,8	753	549,8	27 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,8	755	549,9	27 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,8	756	549,9	27 %
Khandkar	Aluminum	AA5083	1,8	733	535,7	27 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,8	762,7	549,9	28 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,9	766	549,9	28 %
Khandkar	Aluminum	AA5083	1,9	740	535,7	28 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,9	768	549,8	28 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,9	770	549,9	29 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,9	773	549,9	29 %
Khandkar	Aluminum	AA6063	1,9	775	549,8	29 %

Estudio	Material	Especificación	Ω	$T_{max}[K]$	$\widehat{T}_{max}[K]$	Error
Khandkar	Aluminum	AA7050	1,9	663	490,5	26 %
Khandkar	Steel	SAE1018	1,9	1506	934,7	38 %
Khandkar	Aluminum	AA6063	1,9	780	549,8	30 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	1,9	781	549,8	30 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	2,0	790	549,9	30 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	2,0	797,3	549,9	31 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	2,0	801,5	549,9	31 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	2,0	803	549,8	32 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	2,0	807,4	550,0	32 %
R. Nandan	Aluminum	AA6061	2,1	820	550,0	33 %
G.G. Roy	Aluminum	AA6061	2,1	820	549,9	33 %
Assidi	Aluminum	AA6061	2,1	820	549,8	33 %
Dongun Kim	Aluminum	AA5083	2,1	798	535,7	33 %
Dongun Kim	Aluminum	AA5083	2,1	798	535,7	33 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA5083	2,1	813	540,4	34 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA5083	2,1	803	535,7	33 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA5083	2,2	813	535,7	34 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA5083	2,2	823	540,0	34 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA7075	2,2	738	494,7	33 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA5083	2,3	853	539,5	37 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA7075	2,3	758	494,7	35 %
Kevin J. Colligan	Aluminum	AA7075	2,4	773	494,7	36 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,4	773	494,6	36 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	803	499,3	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	798	496,9	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	803	498,7	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	793	494,7	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	798	496,1	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	803	497,7	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,5	808	499,4	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,6	808	497,3	38 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,6	813	498,5	39 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,6	813	498,2	39 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	2,6	823	497,2	40 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	2,6	668,1	438,2	34 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	2,8	695,4	438,2	37 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	2,9	708,1	438,2	38 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,0	712,1	438,2	38 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,0	718,2	438,2	39 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,1	726,7	438,2	40 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,1	730,7	438,3	40 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,2	747,6	438,2	41 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,3	760,9	438,2	42 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,3	761,6	438,3	42 %

Tabla 7.10: Torque total reportado y estimado.

Autor	Material	Especificación	M/\widehat{M}	M [Nm]	\widehat{M} [Nm]	Error
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	0,6	106,1	189,8	79 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	0,6	92,8	155,6	68 %
K. J. Colligan	Aluminum	AA5083	0,6	369,0	570,7	55 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,7	305,0	443,7	45 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,7	75,0	106,5	42 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	0,7	5,7	8,1	42 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	0,7	3,2	4,4	39 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,7	90,0	123,8	38 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	0,7	80,0	108,9	36 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	0,7	6,0	8,1	35 %
H. Schmidt	Aluminum	AA2024	0,7	40,0	53,4	34 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	0,8	7,4	9,8	32 %
T. Long	Aluminum	AA5083	0,8	181,0	237,7	31 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,8	70,0	91,8	31 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	0,8	73,7	95,1	29 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	0,8	98,0	121,6	24 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	0,8	8,0	9,8	22 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6082	0,8	25,8	31,0	20 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,8	155,0	183,6	18 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,8	205,0	242,0	18 %
T. Long	Aluminum	AA5083	0,8	152,0	179,3	18 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	0,9	79,9	91,2	14 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,9	275,0	313,2	14 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,9	130,0	147,9	14 %
T. Long	Aluminum	AA5083	0,9	128,0	144,7	13 %
Khandkar	Aluminum	AA6061	0,9	73,5	83,0	13 %
T. Long	Aluminum	AA7050	0,9	60,0	66,5	11 %
T. Long	Aluminum	AA5083	0,9	108,0	119,3	10 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	0,9	224,4	246,5	10 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	0,9	111,0	121,0	9 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	0,9	311,5	339,5	9 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	0,9	68,8	73,8	7 %
T.J. Lienert	Steel	SAE1018	0,9	55,0	58,9	7 %
T. Long	Aluminum	AA5083	0,9	94,0	100,5	7 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	0,9	57,0	60,8	7 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	0,9	199,2	212,0	6 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	0,9	273,4	290,1	6 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,0	6,7	7,1	5 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,0	85,6	89,6	5 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	70,9	73,9	4 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	55,2	57,4	4 %
T. Long	Aluminum	AA5083	1,0	40,0	41,6	4 %

Autor	Material	Especificación	M/\widehat{M}	M [Nm]	\widehat{M} [Nm]	Error
T. Long	Aluminum	AA5083	1,0	35,0	36,1	3 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	45,6	47,0	3 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,0	65,5	67,2	3 %
T. Long	Aluminum	AA5083	1,0	79,0	80,8	2 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	250,5	256,0	2 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	38,9	39,8	2 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,0	10,0	10,2	2 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	72,6	73,9	2 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	95,5	96,9	1 %
T. Long	Aluminum	AA5083	1,0	70,0	70,4	1 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	221,3	222,5	1 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	58,0	57,4	1 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	270,6	267,2	1 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	331,8	326,3	2 %
T. Long	Aluminum	AA5083	1,0	50,0	49,0	2 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	75,5	74,0	2 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	48,4	47,0	3 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	59,2	57,5	3 %
T. Long	Aluminum	AA7050	1,0	50,0	48,4	3 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,0	41,3	39,8	4 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	245,1	235,8	4 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,0	292,2	281,0	4 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,1	49,8	47,0	6 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,1	61,1	57,5	6 %
T. Long	Aluminum	AA5083	1,1	64,0	60,0	6 %
K. J. Colligan	Aluminum	AA5083	1,1	290,0	271,2	6 %
T. Long	Aluminum	AA7050	1,1	55,0	51,2	7 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,1	42,8	39,8	7 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,1	51,0	47,1	8 %
R. Nandan	Steel	SAE1018	1,1	43,7	39,8	9 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,1	343,8	312,3	9 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,1	119,4	107,6	10 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,1	129,7	113,6	12 %
K. J. Colligan	Aluminum	AA5083	1,1	320,0	278,5	13 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,2	60,6	52,2	14 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,2	53,5	46,0	14 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	1,2	80,5	68,1	15 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,2	72,6	61,3	16 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,2	420,9	346,7	18 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,2	12,4	10,2	18 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,2	37,9	30,7	19 %
K. J. Colligan	Aluminum	AA5083	1,2	355,0	287,0	19 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	1,2	112,6	90,7	19 %

Autor	Material	Especificación	M/\widehat{M}	M [Nm]	\widehat{M} [Nm]	Error
T.J. Lienert	Aluminum	AA5083	1,2	23,7	19,1	20 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,3	33,4	26,1	22 %
Hamilton, C.	Aluminum	AA7136	1,3	101,3	77,8	23 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,3	54,8	41,4	24 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,3	41,8	31,1	26 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,4	32,1	23,3	27 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,4	26,5	18,4	31 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,5	10,3	7,1	32 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,5	30,7	20,7	33 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,5	6,7	4,4	34 %
T.J. Lienert	Aluminum	AA6061	1,6	30,6	19,1	38 %
A.P. Reynolds	Aluminum	AA7050	1,8	82,4	44,8	46 %

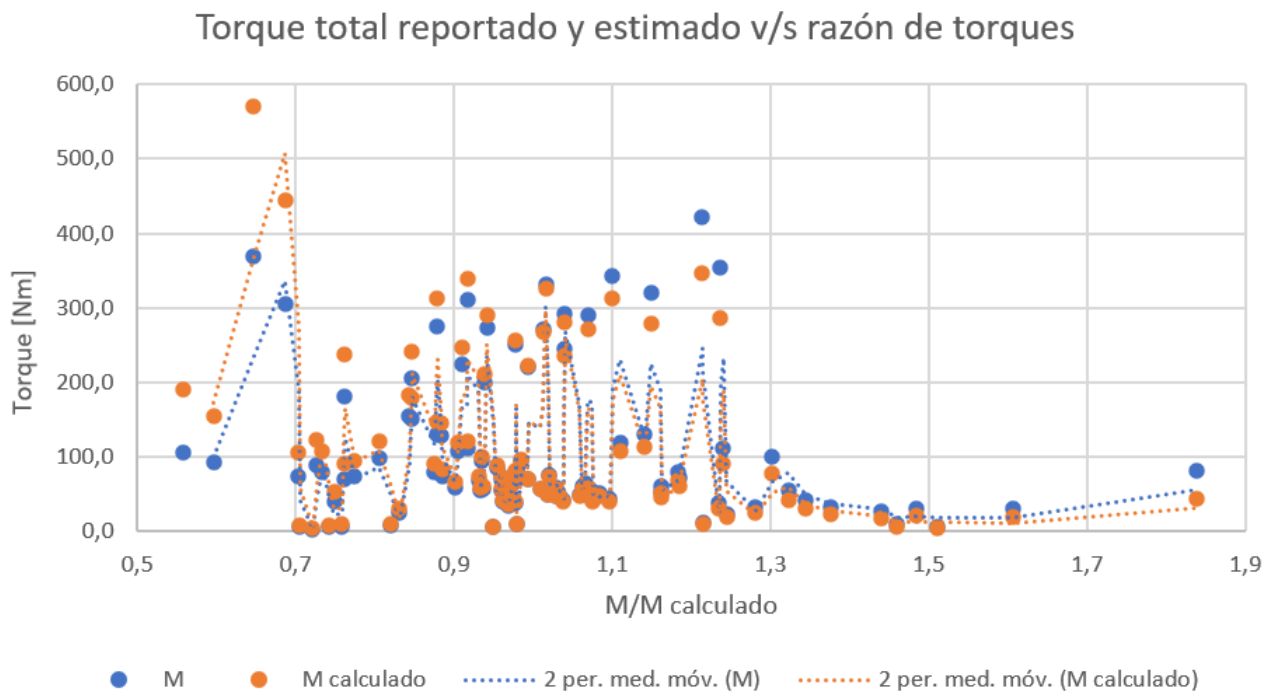


Figura 7.2: Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques.

Se desprende de los estudios realizados sobre el torque en la base de datos, que los porcentajes de error van desde el 1 % al 30 % en el grueso de los datos. Gráficamente hablando, esto se ve en la Figura 7.2, en la acumulación de puntos que se observa desde la razón 0,7 hasta la 1,3. Esto se puede deber a los parámetros necesarios para calcular el torque; dado que el modelo no ubica espacialmente el momento dónde ocurre el torque máximo, este simplemente sucede; a diferencia de la temperatura máxima que se asume ocurre en algún lugar dentro de la capa de deformación, cerca del pin. Por ello, como se han definido los parámetros para la ecuación 4.60, se ve como una conclusión factible al ver la similitud entre los valores

calculados y reportados.

Además, en la base de datos actual no existen datos de torque máximo de materiales que no sean aluminio ni acero. Más allá de cuestionar por qué los investigadores no consideran medir este parámetros cuando hacen investigaciones en materiales no usuales, se incita a estudiar más diversidad de materiales y su comportamiento al ser sometidos a este tipo de soldadura.

La tabla 7.11 muestra la comparación de las capas de mezcla reportadas y estimadas.

Tabla 7.11: Espesores de capa de mezcla reportados y estimados.

Autor	Material	Especificación	δ [m]	$\hat{\delta}$ [m]	$\delta/\hat{\delta}$	Error
Tsui, J	Aluminum	AA5059	3,74E-04	1,71E-04	2,19	54 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	6,05E-04	5,62E-04	1,08	7 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,85E-04	8,75E-05	2,12	53 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	2,50E-04	2,10E-04	1,19	16 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	2,60E-04	2,54E-04	1,02	2 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	6,40E-04	3,64E-04	1,76	43 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	7,50E-05	5,45E-05	1,38	27 %
Tsui, J	Aluminum	AA5059	1,06E-03	9,60E-04	1,10	9 %
P.A. Colgrove	Aluminum	AA7075	1,18E-03	7,59E-04	1,55	36 %

La extensión de la Tabla 7.14 es mucho menor a la de los otros parámetros estudiados, netamente debido a que el espesor de esta capa debe ser capturado a través de imagenología; lo cuál no es una técnica usual usada en los estudios usados para la base de datos actual.

Además, la definición del fin de la capa de corte es ambiguo; al definirse como el lugar donde se deja de apreciar deformación plástica considerable, indicando que depende del investigador qué es deformación considerable para cada caso de estudio. Esto provoca que los valores que reportados en la base de datos no sean los ideales para ser comparados.

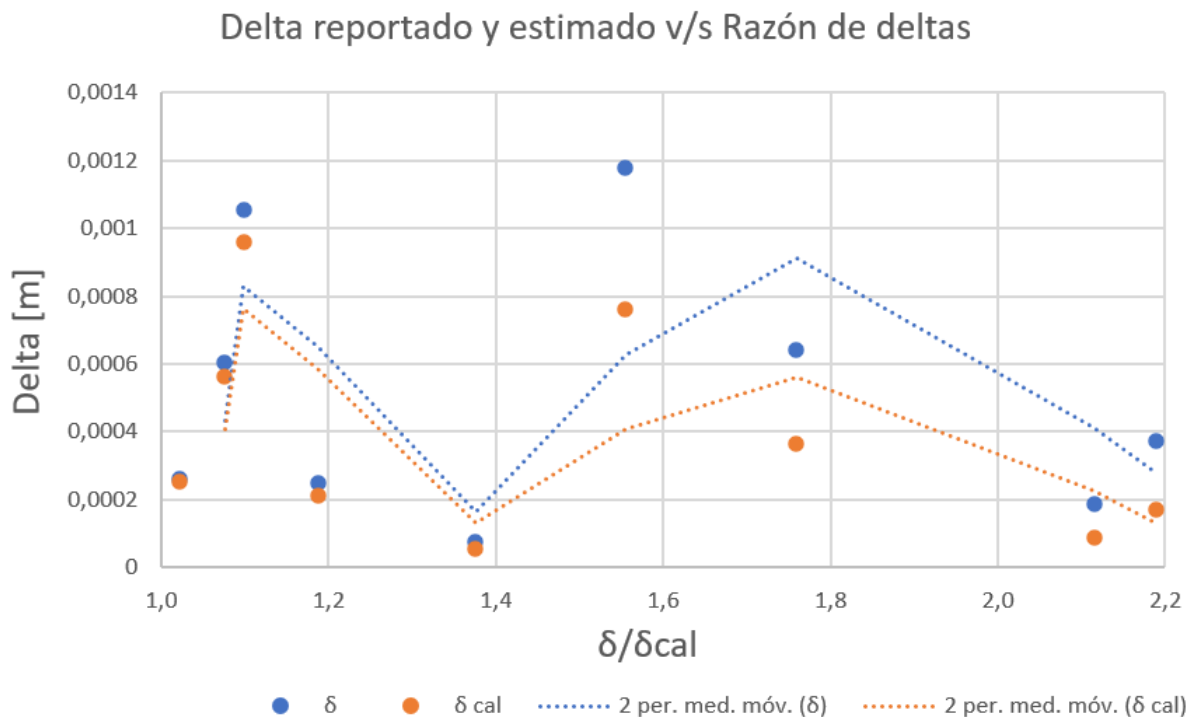


Figura 7.3: Espesores de capa reportados y estimados versus la razón de espesores de capa.

7.2.2. Comparación de razones con supuestos

Cada razón se compara contra las cuatro suposiciones indicadas en el Capítulo 4, con la intención de ver como afectan estos supuestos a las estimaciones realizadas. En el caso asintótico en el que las simplificaciones se vuelven insignificantes, la relación debería tender hacia un valor constante. Por lo tanto, la simplificaciones insignificantes no afectarían los resultados. El valor constante no debe estar demasiado lejos de uno, indicando que las estimaciones capturan el orden correcto de magnitud de la variable objetivo. Por el contrario, si la razón se desvía del régimen asintótico, significa que las simplificaciones cobran relevancia.

Cada simplificación a la física del modelo tiene diferentes contribuciones al error total del modelo de escala. En esta tesis, solo se comparan los resultados con las suposiciones del Capítulo 4.1. Se grafican las razones X/\widehat{X} contra una de las suposiciones del modelo, utilizando un subconjunto de los datos disponibles. Este subconjunto consta de todos los puntos que cumplen con todas las simplificaciones y se compara con un supuesto explicado en el capítulo 4.1, utilizándolo como eje horizontal.

A continuación, la comparación entre las estimaciones del modelo y las mediciones y resultados numéricos para la temperatura máxima, el espesor de la capa de corte y torque. Se utilizan las estimaciones que entregan las ecuaciones 4.60 a 4.62 para determinar los valores de T_{max} y δ para ser usados en las ecuaciones de las suposiciones. El comportamiento ideal que deberían tener las gráficas estudiadas, es que las razones se acerquen al valor de 1 y los supuestos cumplan con ser mucho menores a 1.

Razón de torque total en función del número de Peclet

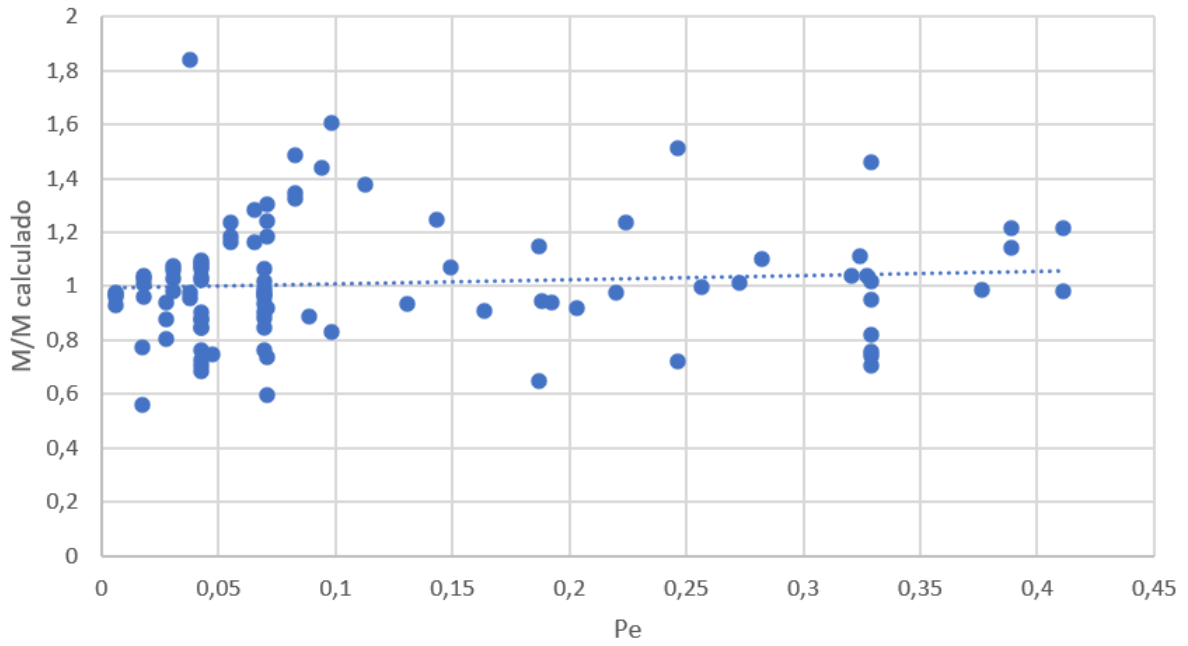


Figura 7.4: Razón de torques versus número de Peclet.

Razón de torque total en función de $V/\delta\omega$

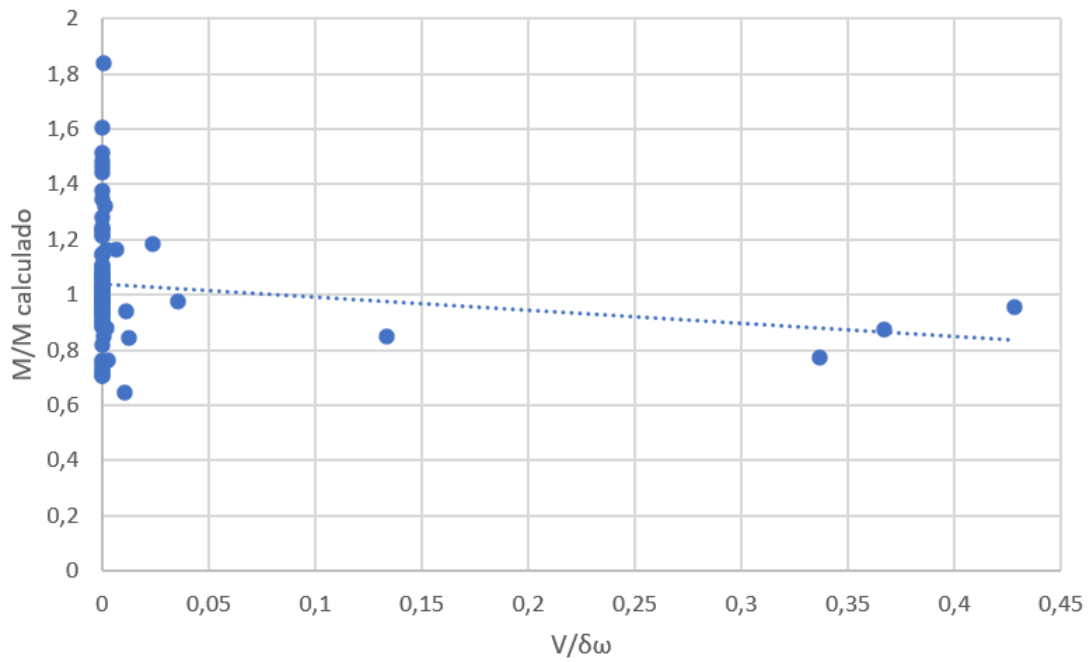


Figura 7.5: Razón de torques versus $V/\delta\omega$.

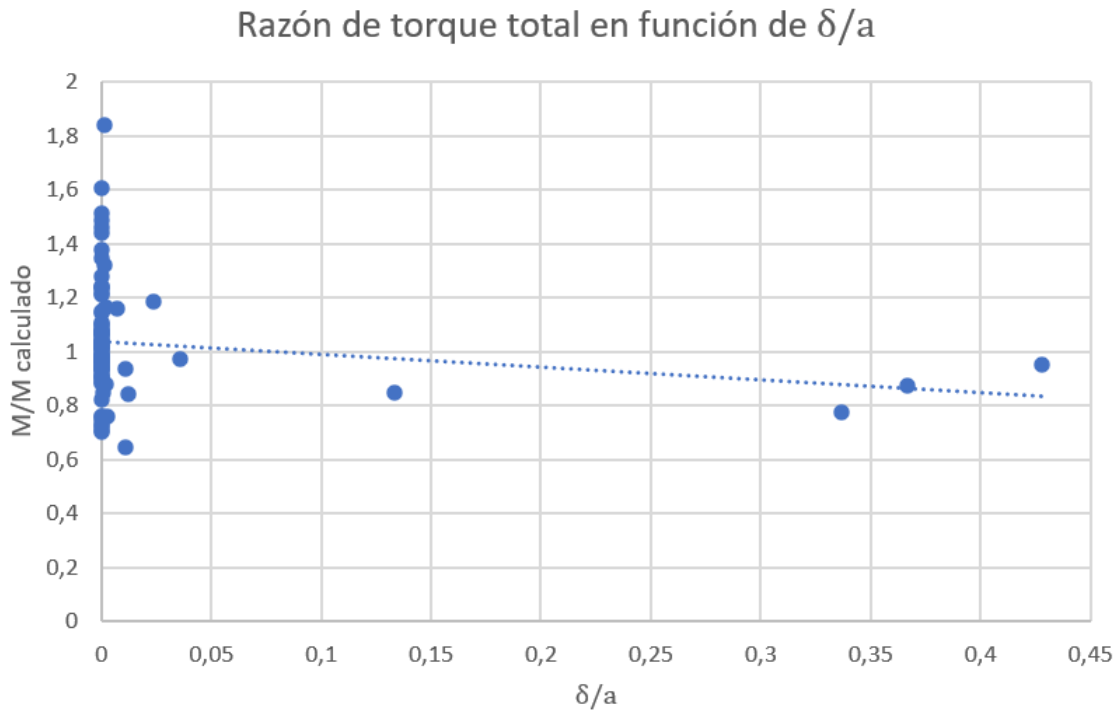


Figura 7.6: Razón de torques versus δ/a .

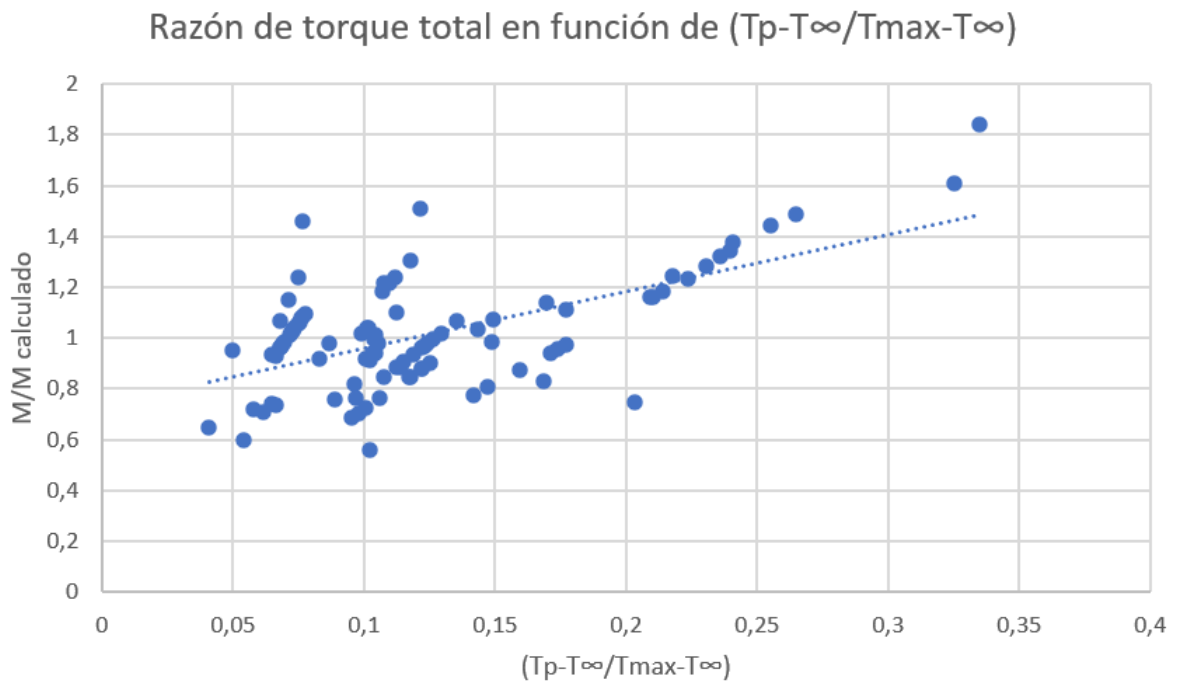


Figura 7.7: Razón de torques versus suposición de temperaturas.

Lás gráficas indican que las simplificaciones son cumplidas en todo caso que puedan ser comparadas las variables. Es decir, si existen suficientes datos para calcular los parámetros relevantes del estudio, los supuestos necesarios para llevar a cabo el modelo serán cumplidos; de manera que no se generan bucles de error al utilizar el modelo acoplado.

7.2.3. Comparación con distintos porcentajes de aporte del hombro

En su tesis de pregrado, Vergara [9] indica que el modelo acoplado estudiado debe considerar un aporte de este del orden del 10 %. Además, este influye directamente en el valor ϵ , introducido para calcular T_{δ} . Para comprobar esto, se compara el efecto del aporte del hombro sobre el torque total, dado que es el resultado que depende del aporte del hombro f según la Ecuación 4.49.

Tabla 7.12: Valores de ϵ para distintos aportes del hombro.

f	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
Material	Epsilon	Epsilon	Epsilon	Epsilon	Epsilon
AA2024	1,17E-03	4,02E-05	5,33E-06	1,39E-06	5,30E-07
AA5059	1,11E-10	7,93E-12	1,97E-12	1,03E-12	6,01E-13
AA5083	6,29E-07	5,91E-08	1,11E-08	3,16E-09	1,20E-09
AA6061	3,33E-07	4,36E-08	9,83E-09	3,15E-09	1,28E-09
AA6082	1,74E-03	9,81E-05	1,44E-05	3,65E-06	1,30E-06
AA7050	2,21E-05	4,66E-06	1,58E-06	7,13E-07	3,88E-07
AA7075	1,76E-06	1,10E-07	1,59E-08	3,84E-09	1,29E-09
AA7136	6,41E-04	2,49E-04	1,14E-04	5,99E-05	3,46E-05
SAE1018	1,48E-10	2,33E-12	7,81E-14	4,62E-15	4,22E-16

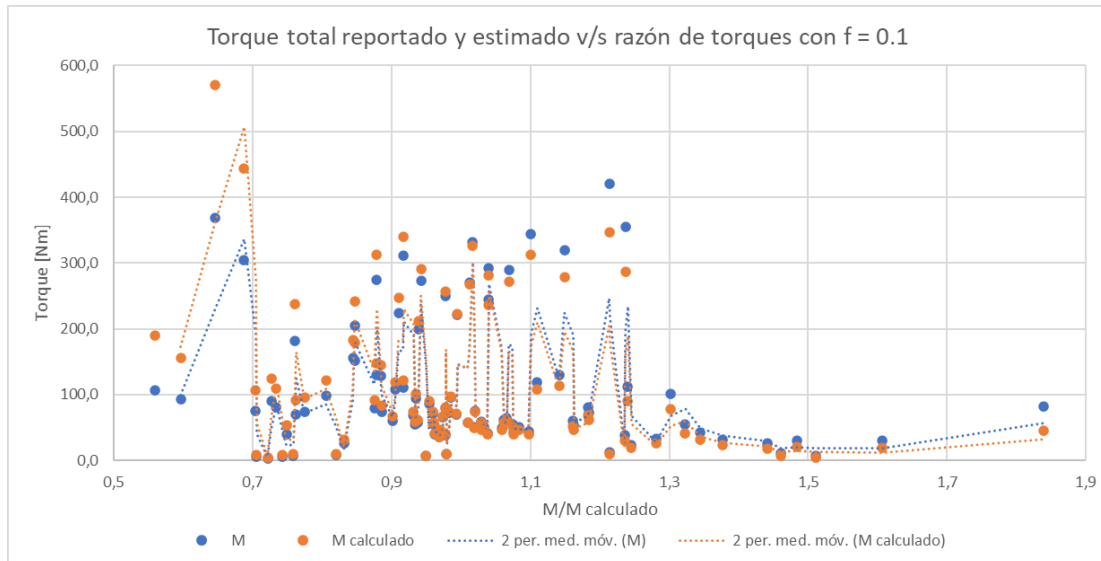


Figura 7.8: Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques con $f = 0.1$.

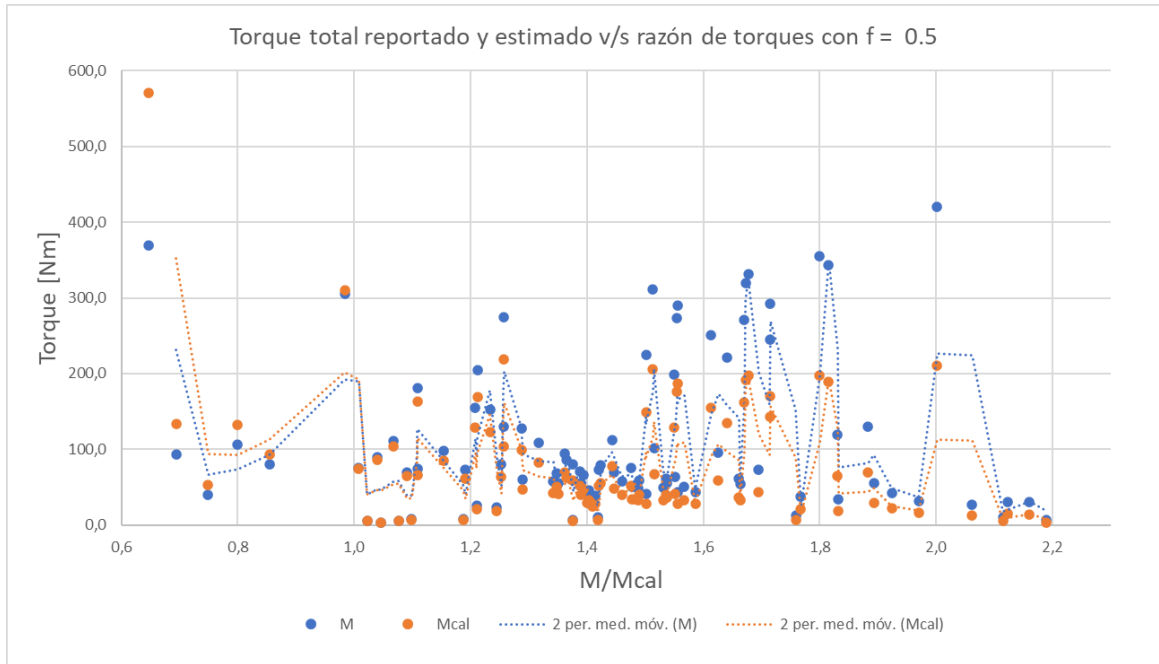


Figura 7.9: Torques totales reportados y estimados versus la razón de torques con $f = 0.5$.

Al revisar los ejes horizontales de los gráficos 7.8 y 7.9, se puede ver claramente que al aumentar el efecto del aporte del hombro, aumenta sustancialmente el error entre los torques reportados y estimados. Si bien esto se podría tomar como una conclusión obvia dado como está expresada la fórmula 4.49 para el torque total máximo; era importante comprobarlo debido a la basta cantidad de supuestos utilizados en el modelo. Los supuestos no pueden ser sustentados sólo en la manera que simplifican los problemas; deben ser comprobados como vías factibles para llegar a soluciones deseadas.

Capítulo 8

Conclusiones

Según los resultados observados, se puede ver que las ecuaciones generadas por el modelo acoplado, predicen de manera correcta los datos reportados en la base de datos. Se puede ver en las figuras 7.1, 7.2 y 7.3 que las líneas de tendencia se superponen en gran medida, mostrando que el modelo acoplado entrega resultados con la misma forma que los reportados en la base de datos. Sin embargo, los resultados estimados presentan diferencias porcentuales importantes. No todos los estudios se acercan a una razón igual a uno, y en varios casos estos pueden llegar ser sobre estimados un 200 %.

Los supuestos de bajo número de Peclet, simetría de capa de deformación, delgadez de la capa de mezcla y de calor producido por el hombro, se cumplieron para los experimentos con datos suficientes para que estos fueran calculados. Indicando en primera instancia, que modelar el avance del pin como una fuente de calor de lento avance es correcto; validando el uso de las soluciones de Rosenthal para el desarrollo del modelo numérico de FSW. Además, el hecho de que el calor producido por el hombro de la herramienta no afecte significativamente (la desigualdad en la Ecuación 4.4 es menor a 1), apoya lo señalado por Vergara[9], donde se define que el valor de f que mejor permite modelar físicamente el problema es de 0.1. Lo cuál, es apoyado a su vez por los gráficos 7.8 y 7.9; dado que a pesar que ambos porcentajes de aporte del hombro mantienen una forma similar de modelar los resultados, para el caso de un aporte del 10 % las razones se acercan más a ser iguales a uno (se acumulan más cerca del uno).

Los parámetros obtenidos de la estimación del espesor de la capa de deformación deben ser revisados, dado que en este momento no entregan una cantidad de datos considerables para realizar gráficas que ayuden a la comprensión de su influencia en las suposiciones y la generación de factores de corrección. Es de vital importancia que se tengan todos los datos necesarios para estimar este espesor δ , el problema recae en que no es un valor usualmente medido en los estudios realizados sobre este tipo de soldadura.

Además, se quiere hacer notar la importancia de los análisis y consideraciones sobre las ecuaciones, los factores que las componen y la forma en que entre ellos se relacionan al momento de querer realizar estudios. Por esto se debe entender que se esperan ciertos rangos de error, como son los presentados en esta tesis, dado la forma de estas ecuaciones sobre la FSW; pero que permiten de igual manera desarrollar el entendimiento de esta soldadura y obtener resultados que permitan aproximarnos a lo que se puede obtener en la realidad, siendo esto de gran importancia al momento de desarrollar ideas de proyectos en sus primeras etapas de

gestación en ingeniería.

8.1. Trabajo a futuro

De esta investigación, se considera que aparecen puntos de importancia de estudio a futuro para poder validar de mejor manera este modelo y obtener resultados de mayor interés para entender en profundidad el comportamiento del metal deformado en la FSW.

Es necesario investigar la soldadura por fricción agitación centrándola en el largo del espesor de capa de deformación. La base de datos carece de suficientes estudios para comparar y conseguir análisis más profundos respecto a este parámetro.

Además, esta tesis no puede finalizar sin mencionar que es necesario encontrar los factores de corrección para las estimaciones. Para ello se debe hacer un proceso de regresión sobre los datos estudiados. Y, una vez obtenidos estos factores, es importante compararlos nuevamente con los datos reportado y analizar su adaptación.

Bibliografía

- [1] P. Mendez, “Scaling of coupled heat transfer and plastic deformation around the pin in friction stir welding,” *Acta Materialia*, vol. 58, no. 18, pp. 6012–6026, 2010.
- [2] T. E. Patricio Mendez, “Welding processes for aeronautics,” *Advanced materials processes*, pp. 39–43, Mayo 2001.
- [3] T. W. Institute, “Tecnología de unión de materiales, página principal, soldadura por fricción-agotación,” Accessed: 2021-09-27.
- [4] H. Li, “Fatigue of Friction Stir Welded Aluminum Alloy Joints: A Review,” *Applied science*, no. 8, pp. 891–921, 2018.
- [5] J. G. y. Q. L. Hongjun L., “Fatigue of friction stir welded aluminum alloy joints: A review,” *Structural Integrity of Aluminium Alloys*, 2018.
- [6] P. Mendez, “Scaling Laws in Welding Modeling,” *Welding Research conference*, vol. 58, Mayo 2005.
- [7] P. Mendez, “Advanced Scaling Techniques for the Modeling of Materials Processing,” *Sohn International Symposium, Advanced Processing of Metals and Materials*, vol. 7, no. 18, 2006.
- [8] K. E. Tello, “Coupled model of heat transfer and plastic deformation for friction stir welding using scaling analysis,” Master’s thesis, Faculty and Board of Trustees of the Colorado School of Mine, 2010.
- [9] B. Vergara, “Modelamiento acomplado termico y de deformacion en soldadura por friccion-agitacion,” Master’s thesis, Universidad de Chile, 2017.
- [10] C. L. T. I. Jonathan A. Dantzig, “Modeling in Materials Processing.. (Inglés),” *Cambridge University Press*, 2001.
- [11] W. B. Krantz, *Scaling Analysis in Modeling Transport and Reaction Processes. A Systematic Approach to Model Building and the Art of Approximation*. John Wiley Sons, INC., 2007.
- [12] y. T. H. N. Adrian Gerlich, Motomichi Yamamoto, “Local melting and tool slippage during friction stir spot welding of al-alloys,” *Journal of Materials Science*, no. 43, pp. 2–11, 2008.
- [13] D. Rosenthal, “The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments,” *Transactions of the A.S.M.E.*, pp. 849–866, 1946.
- [14] S. P. C. B. Z. W. M. J. y. M. O. Schneider J., Stromberg R., “Processing effects on the friction stir weld stir zone,” *Welding Journal*, vol. 92, no. 1, pp. 6012–6026, 2010.

- [15] C. I. Yang L., Pan Y. and L. D., “Constitutive relationship modeling and characterization of flow behavior under hot working for fe-cr-ni-w-cu-co super-austenitic stainless steel,” *Metals*, no. 5, pp. 1717–1731, 2015.
- [16] S. H. T. and K. B. G., “Friction stir welding of az31 magnesium alloys - a numerical and experimental study,” *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 14, no. 1, pp. 113–130, 2016.
- [17] H. M. K.-D. A. R. H. y. C. N. Mimouni O., Badji R., “Numerical simulation of temperature distribution and material flow during friction stirwelding 2017a aluminum alloys,” *NUMIFORM*, 2016.
- [18] S. W. L. Lienert T. J. and S. H., “Determination of load, torque, and tool temperatures during friction stir welding of aluminum alloys,” 2000.
- [19] T. W. Long T. and R. A. P., “Process response parameter relationships in aluminium alloy friction stir welds,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 12, no. 4, pp. 311–317, 2007.
- [20] S. A. M. Crawford R., Cook G. E. and H. D. A., “Modelling of friction stir welding for robotic implementation. int. j. modelling,” *Identification and Control*, vol. 1, no. 2, pp. 101–106, 2006.
- [21] B. V. Elangovan K. and V. M., “Effect of tool pin profile and tool rotational speed on mechanical properties of friction stir welded aa6061 aluminium alloy,” *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 23, no. 3, pp. 251–260, 2008.
- [22] C. P. A., “Modelling of friction stir welding,” Master’s thesis, 2003.
- [23] D. C. G. Patel A. R. and R. H. G., “A review: Dissimilar material joining of metal to polymer using friction stir welding (fsw),” *IJSTE -International Journal of Science Technology Engineering*, vol. 2, no. 10, pp. 702–706, 2016.
- [24] M. M. Z. E. G. B. Beygi R., Kazeminezhad M. and L. A., “Friction stir butt welding of al-cu bilayer laminated composites: analysis of force, torque, and temperature,” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 1–8, 2016.
- [25] G. F. He X. and B. A., “A review of numerical analysis of friction stir welding,” *Progress in Materials Science*, vol. 65, pp. 1–66, 2014.
- [26] P. Y. and L. D. A., “Friction stir welding in wrought and cast aluminum alloys: Weld quality evaluation and effects of processing parameters on microstructure and mechanical properties,” *Metallurgical and Materials Transactions*, vol. 48, no. 2, pp. 722–734, 2017.
- [27] J. Tsui, “Experimental studies and asymptotic scaling for the development of engineering tools to predict coupled heat transfer and plastic deformation in friction stir welding (fsw),” Master’s thesis, University of Alberta, 2016.
- [28] y. H. J. H. Schmidt H. N. B., Dickerson T. L., “Modelling heat ow around tool probe in friction stir welding,” *Acta Materialia*, vol. 54, no. 4, pp. 1199–1209, 2006.
- [29] S. H. y Hattel J., “Modelling heat ow around tool probe in friction stir welding,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 10, no. 2, pp. 176–186, 2005.
- [30] H. J. y. W. J. Schmidt H., “An analytical model for the heat generation in friction stir welding,” *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, vol. 12,

- pp. 143–147, 2003.
- [31] S. H. y Hattel J., “A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding,” *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, vol. 13, pp. 77–93, 2004.
 - [32] F. R. W. y Bingert J. F., “Texture variations in an aluminum friction stir weld,” *Scripta Materialia*, vol. 57, no. 11, pp. 1052–1055, 2007.
 - [33] y. T. W. Chao Y. J., Qi X., “Heat transfer in friction stir welding|experimental and numerical studies,” *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 125, no. 1, p. 8, 2003.
 - [34] C. K. J., “Relationships between process variables related to heat generation in friction stir welding of aluminium,” *Friction Stir Welding Processing IV*, vol. 4, pp. 39–54, 2007.
 - [35] y. Q. Y. Chen Z. W., Pasang T., “Shear ow and formation of nugget zone during friction stir welding of aluminium alloy 5083-o,” *Materials Science and Engineering*, vol. 474, no. 1-2, pp. 312–316, 2008.
 - [36] K. J. K. C. O. K. W. R. H. y. C. K. Kim D., Badarinarayan H., “Numerical simulation of friction stir butt welding process for aa5083-h18 sheets,” *European Journal of Mechanics*, vol. 29, no. 2, pp. 204–215, 2010.
 - [37] y. R. A. P. Khandkar M. Z. H., Khan J. A., “Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 8, no. 3, pp. 165–174, 2003.
 - [38] X. S. y Deng X., “A study of texture patterns in friction stir welds,” *Acta Materialia*, vol. 56, no. 6, pp. 1326–1341, 2008.
 - [39] U. T. C. H. y. F. Z. Woo W., Balogh L., “Grain structure and dislocation density measurements in a friction-stir welded aluminum alloy using x-ray peak profile analysis,” *Materials Science and Engineering A*, vol. 498, no. 1-2, pp. 308–313, 2008.
 - [40] M. J. C. M. L. E. y. N. A. C. Guerra M., Schmidt C., “Flow patterns during friction stir welding. materials characterization,” *Materials Characterization*, vol. 49, no. 2, pp. 95–101, 2002.
 - [41] y. D. T. Roy G. G., Nandan R., “Dimensionless correlation to estimate peak temperature during friction stir welding,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 11, no. 5, pp. 606–608, 2006.
 - [42] y. K. H. Sato Y. S., Urata M., “Parameters controlling microstructure and hardness during friction-stir welding of precipitation-hardenable aluminum alloy 6063,” *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 33, no. 3, pp. 625–635, 2002.
 - [43] y. D. T. Nandan R., Roy G. G., “Numerical simulation of three-dimensional heat transfer and plastic flow during friction stir welding,” *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 37, no. 4, pp. 1247–1259, 2006.
 - [44] G. S. y. N. T. Assidi M., Fourment L., “Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, no. 2, pp. 143–155, 2010.
 - [45] S. M. y Kovacevic R., “Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate

- system and its validation,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, no. 6, pp. 605–615, 2003.
- [46] G. O. Frigaard O. and M. O. T., “A process model for friction stir welding of age hardening aluminum alloys,” *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 32, no. Mayo, pp. 1189–1200, 2001.
- [47] L. T. T. W. y. K. J. Reynolds A. P., Khandkar Z., “Utility of relatively simple models for understanding process parameter effects on fsw,” *Thermec’2003*, vol. 426, no. 1, pp. 2959–2964, 2003.
- [48] U. P., “Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, no. 14, pp. 1549–1557, 2002.
- [49] y. S. R. Buffa G., Fratini L., “Cdrx modelling in friction stir welding of aa7075-t6 aluminum alloy: Analytical approaches,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 191, no. 1-3, pp. 356–359, 2007.
- [50] K. I. y. B. M. Hamilton C., Dymek S., “Friction stir welding of aluminium 7136-t76511 extrusions,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 13, no. 8, 2008.
- [51] M. C., “The joint properties of brass plates by friction stir welding,” *Materials and Design*, vol. 27, no. 9, pp. 719–726, 2006.
- [52] C. H. y. F. Z. Yu Z., Zhang W., “Transient heat and material flow modeling of friction stir processing of magnesium alloy using threaded tool,” *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 43A, no. 2, pp. 724–737, 2012.
- [53] y. S. M. Forcellese A., Gabrielli F., “Mechanical properties and microstructure of joints in az31 thin sheets obtained by friction stir welding using ‘pin’ and ‘pinless’ tool configurations,” *Materials and Design*, vol. 34, pp. 219–229, 2012.
- [54] y. B. V. Rose A. R., Manisekar K., “In uences of welding speed on tensile properties of friction stir welded az61a magnesium alloy,” *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 21, no. 2, pp. 257–265, 2012.
- [55] y. D. T. Roy G. G., Nandan R., “Dimensionless correlation to estimate peak temperature during friction stir welding,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 11, no. 5, pp. 606–608, 2006.
- [56] R. K. Prasad Y. and S. S., *Hot Working Guide: A Compendium of Processing Maps*. ASM International, 2015.
- [57] C. Sellars and W. M. Tegart, “Hot workability,” *International Metallurgical Reviews*, p. 17:1–23, 1972.
- [58] S. S. TR McNelley and J. Su, “Recrystallization mechanisms during friction stir welding/processing of aluminum alloys,” *Scripta Materialia*, p. 349–354, 2008.
- [59] M. M. K. Masaki, Y.S. Sato and H. Kokawa, “Experimental simulation of recrystallized microstructure in friction stir welded al alloy using a plane-strain compression test,” *Scripta Materialia*, p. 355–360, 2008.
- [60] S. T. and J. A., “Constitutive equations for use in prediction of ow stress during extrusion of aluminium alloys,” *Materials Science and Technology*, no. 13, pp. 203–209, 1997.

- [61] E.-G. A. S. Kridli G. T. and L. R., “Development of process maps for superplastic forming of weldalite,” *Metals*, no. 15, pp. 224–232, 2015.
- [62] G. A. P. Tello K. E. and M. P. F., “Constants for hot deformation constitutive models for recent experimental data,” *Science and Technology of Welding and Joining*, vol. 15, no. 3, pp. 260–266, 2010.