



UNIVERSIDAD NACIONAL DE MAR DEL PLATA



FACULTAD DE INGENIERÍA

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA EN MATERIALES

TESIS DOCTORAL

# Análisis computacional del proceso de soldadura por fricción

## Hacia un modelo completo, confiable y eficiente

*Autor:*

Ing. Sebastián PEREYRA

*Tesis presentada para optar por el grado académico de  
Doctor en Ciencia de Materiales*

*Director:*

Dr. Guillermo A. LOMBERA

*Co-Director:*

Dr. Santiago A. URQUIZA

Mar del Plata

Noviembre de 2013



RINFI se desarrolla en forma conjunta entre el INTEMA y la Biblioteca de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata.

Tiene como objetivo recopilar, organizar, gestionar, difundir y preservar documentos digitales en Ingeniería, Ciencia y Tecnología de Materiales y Ciencias Afines.

A través del Acceso Abierto, se pretende aumentar la visibilidad y el impacto de los resultados de la investigación, asumiendo las políticas y cumpliendo con los protocolos y estándares internacionales para la interoperabilidad entre repositorios



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución-NoComercial-CompartirIgual 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/).

*A mis padres, Marta y Oscar.*

# Agradecimientos

Agradezco al Dr. Guillermo A. Lombera el apoyo, el respaldo y la predisposición para acompañar y facilitar la realización del trabajo y al Dr. Santiago A. Urquiza la disponibilidad para compartir sus conocimientos y la discusión de los diferentes temas desarrollados.

Agradezco a la Dra. Gloria L. Frontini sus aportes al trabajo y la posibilidad de ampliar los horizontes científicos y al Dr. Adrián P. Cisilino la colaboración recibida.

Asimismo, agradezco a los Dres. Diego H. Santiago y Marco Dondero el acompañamiento y la ayuda que me brindaron en sus etapas de formación doctoral.

También quiero agradecer a mi familia, mis amigos, profesores, administrativos y compañeros de trabajo su apoyo, aliento e inspiración.

Finalmente, agradezco al CONICET y a la UNMdP el apoyo económico que me brindaron para realizar estos estudios.

# Resumen

El proceso de soldadura Friction Stir Welding (FSW) es una técnica de unión de estado sólido patentada en el año 1991 por The Welding Institute (TWI). Actualmente se aplica con éxito en la unión de piezas, abarcando una gran variedad de materiales –Aleaciones de Aluminio, Aceros, etc.– en la industria aeronáutica, aeroespacial, naval, ferroviaria y automotriz. Por sus particularidades y su reciente aparición –en relación a otros procesos de unión–, existe un gran interés en comprender mejor el proceso de FSW con el fin de mejorar sus capacidades y ampliar su aplicación.

Durante el proceso, el material de las piezas es deformado plásticamente a altas temperaturas y grandes velocidades de deformación por una herramienta no consumible que gira y avanza a lo largo de la junta, sin aporte de material. El ciclo termomecánico que experimenta el material modifica la microestructura y, en consecuencia, las propiedades mecánicas de la unión.

En el presente trabajo se aborda el desarrollo de un modelo computacional con capacidad para analizar el efecto de cada variable que interviene en el proceso sobre el material. Se resuelve a través del Método de los Elementos Finitos (MEF) un modelo termomecánico acoplado. Dadas las grandes deformaciones del material, se emplea una formulación de flujo basada en una descripción Euleriana. Para el material de las piezas se considera un modelo rígido y viscoplástico. El modelo también incluye a la herramienta de soldadura y una placa de respaldo –característica inherente al proceso.

Por un lado, el modelo incluye algunos parámetros cuyos valores no son posibles de establecer en forma anticipada. Para encontrar el valor de esos parámetros se implementa una técnica de estimación de parámetros. Además, para conocer la influencia de cada parámetro sobre los resultados y asistir al procedimiento de estimación se realiza un análisis de sensibilidad.

Por otro lado, el uso de una descripción Euleriana implica considerar un cálculo adicional para obtener la deformación del material. Es posible determinar una medida de la deformación calculando el tensor gradiente de deformación –una magnitud esencialmente Lagrangiana– a partir de los campos de velocidades, de acuerdo a la cinemática de los fluidos. Para resolver la ecuación de la evolución del tensor gradiente de deformación se implementa un esquema numérico, desarrollado a través del MEF.

Por último, la validez de los resultados del modelo se encuentra limitada por la disponibilidad de datos experimentales confiables. Entonces, se comparan datos de temperatura obtenidos en una probeta soldada por FSW, bajo condiciones experimentales conocidas, con resultados de temperatura del modelo.

Los resultados obtenidos indican que el modelo desarrollado (i) incluye la gran mayoría de las variables involucradas en el proceso –las variables de proceso, las propiedades de los materiales, etc.–, (ii) permite el cálculo de la temperatura, la velocidad de deformación y la deformación del material, y (iii) está respaldado por datos experimentales.

# Abstract

Friction Stir Welding (FSW) is a solid state joining technique patented in 1991 by The Welding Institute (TWI). Currently, the process is successfully applied to join pieces, covering a wide variety of materials –Aluminum Alloys, Steels, etc.– in aeronautic, aerospace, naval, rail, and automotive industries. Due to its distinctive features and novelty –compared to other joining processes–, there is great interest in better understanding the FSW process in order to improve its capabilities and extend its application.

During the process, the material is plastically deformed at high temperatures and high strain rates by a non-consumable tool that rotates and moves along the joint line. The welding occurs at a temperature below melting point of the material, without filler material. The thermomechanical cycle experienced by the material alters the microstructure, and thus mechanical properties, of the welded joint.

In the present work, the development of a computational model that enables analyze the effect of variables involved in the process on the material is addressed. A thermomechanical coupled model is solved by the Finite Element Method (FEM). A flow formulation based on the Eulerian description is used to deal with the large deformations of the material. A rigid-viscoplastic material model is considered for the welding pieces. The model also includes the welding tool and a backing plate –an inherent feature of the process.

On one hand, the model involves some parameters whose values are not possible to establish in advance. A parameter estimation technique is implemented to find the value of these parameters. Furthermore, a sensitivity analysis is performed to determine the influence of each parameter on the results and assist the estimation procedure.

Moreover, the use of an Eulerian description involves considering an additional method to compute the deformation of the material. According to the kinematics of fluid flow, it is possible to get a measure of the deformation from computing the deformation gradient tensor –an essentially Lagrangian quantity–, by means of velocity field. A numerical scheme, developed by the FEM, is implemented to solve the evolution equation of the deformation gradient tensor.

Finally, the validity of model results is limited by the availability of reliable experimental data. Therefore, temperature measurements from a test specimen welded by FSW, under known experimental conditions, are compared with temperature results of the model.

The results show that the model (i) includes a great many variables involved in the process –process variables, materials properties, etc.–, enables calculating the temperature, strain rate and deformation of the material, (iii) and is supported by experimental data.

# Contenidos

<b>Agradecimientos</b>	<b>II</b>
<b>Resumen</b>	<b>III</b>
<b>Abstract</b>	<b>V</b>
<b>Contenidos</b>	<b>VII</b>
<b>1. Introducción</b>	<b>1</b>
1.1. La soldadura por fricción-agitación (FSW)	1
1.2. Materiales y herramientas	3
1.3. Microestructura de la soldadura	4
1.4. Análisis de la naturaleza del proceso	6
1.4.1. Flujo de material	6
1.4.2. Distribución de temperaturas	7
1.5. Influencia de las variables de proceso	8
1.6. Perspectivas del proceso	10
1.7. Aplicaciones	11
1.8. Definición del trabajo	13
1.8.1. Objetivos	13
<b>2. Modelado del proceso FSW</b>	<b>15</b>
2.1. Dominio del modelo	17
2.2. Modelo mecánico	18
2.2.1. Ecuaciones de gobierno	18
2.2.2. Condiciones de borde	19
2.3. Modelo térmico	20
2.3.1. Ecuaciones de gobierno	20
2.3.2. Condiciones de borde	21
2.4. Resultados y discusión	22
2.4.1. Campo de temperaturas y flujo de material.	22
2.4.2. Influencia de la variación de dos parámetros.	28
2.5. Conclusiones del capítulo	30
<b>3. Análisis de estimación de parámetros</b>	<b>31</b>
3.1. Técnicas de estimación de parámetros	32
3.1.1. Algoritmo de Levenberg-Marquardt	32
3.1.2. El código secuencial	33

3.1.3.	Consideraciones particulares . . . . .	34
3.2.	Resolución en paralelo . . . . .	36
3.2.1.	Posibilidades para la paralelización . . . . .	36
3.2.2.	La implemetación paralela . . . . .	36
3.3.	Análisis de Sensibilidad . . . . .	37
3.4.	Resultados y discusión . . . . .	37
3.4.1.	Conductancia piezas-placa de respaldo . . . . .	38
3.4.2.	Cuatro parámetros (I) . . . . .	40
3.4.3.	Cuatro parámetros (II). . . . .	41
3.4.4.	Cálculo paralelo: Mejoras en el tiempo de cálculo . . . . .	45
3.5.	Conclusiones del capítulo . . . . .	46
<b>4.</b>	<b>Análisis de la evolución del material</b>	<b>48</b>
4.1.	Cinemática de grandes deformaciones . . . . .	49
4.2.	Evolución del tensor gradiente de deformación . . . . .	51
4.3.	Formulación de Galerkin (MEF) . . . . .	52
4.4.	Resultados y discusión . . . . .	55
4.4.1.	Flujo en un canal divergente 2D . . . . .	55
4.4.2.	Flujo en un canal divergente 3D . . . . .	58
4.4.3.	Flujo de corte simple (flujo de Couette) . . . . .	60
4.4.4.	Soldadura por fricción-agitación . . . . .	61
4.5.	Conclusiones del capítulo . . . . .	65
<b>5.</b>	<b>Ensayo experimental</b>	<b>67</b>
5.1.	Características del ensayo . . . . .	68
5.2.	Descripción del modelo . . . . .	69
5.3.	Resultados y discusión . . . . .	71
5.3.1.	Distribución de temperaturas . . . . .	71
5.3.2.	Flujo de material . . . . .	73
5.4.	Conclusiones del capítulo . . . . .	74
<b>6.</b>	<b>Discusión</b>	<b>76</b>
<b>7.</b>	<b>Conclusión</b>	<b>79</b>
<b>8.</b>	<b>Referencias Bibliográficas</b>	<b>81</b>
<b>A.</b>	<b>Trabajos publicados y en publicación</b>	<b>86</b>
A.1.	Artículos publicados en revistas con arbitraje . . . . .	86
A.2.	Capítulos de libros publicados . . . . .	87
A.3.	Artículos publicados en reuniones científicas (Congresos) . . . . .	87
A.4.	Ponencias: charlas, talleres, conferencias y congresos . . . . .	88

# Capítulo 1

## Introducción

### 1.1. La soldadura por fricción-agitación (FSW)

La soldadura por fricción-agitación o “friction stir welding” (FSW) es un proceso de soldadura desarrollado en Cambridge, Inglaterra, en el año 1991 por The Welding Institute (TWI) [47]. Es un proceso de unión de estado sólido, es decir, la unión se produce por debajo de la temperatura de fusión del material [22,24].

En el proceso (ver figura 1.1) se emplea una herramienta no consumible de cuerpo cilíndrico, en la que se diferencian un perno y un hombro. La herramienta gira y se traslada a lo largo de la junta de dos piezas restringidas con su perno introducido entre la junta y su hombro sobre la superficie superior de las piezas. La herramienta cumple dos tareas principales: generar el calor y establecer el flujo de material. La gran fricción que se produce en el contacto entre la herramienta y el material de las piezas y la gran deformación plástica del material aportan calor. El material alrededor del perno y debajo del hombro, ablandado por el calor, es impulsado por la herramienta según el movimiento combinado de rotación y traslación. La unión es el resultado del flujo de material que se establece, principalmente, entre los bordes delantero y trasero del perno, a través del lado de retroceso.

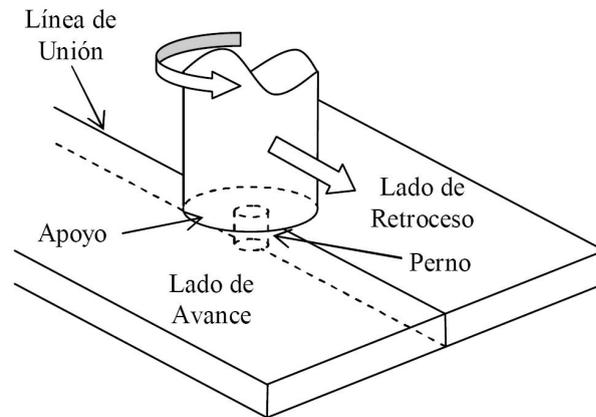


FIGURA 1.1: Esquema del proceso de soldadura FSW

Por medio de un sistema de fijación y una placa de respaldo, ubicada debajo de las piezas, se restringe el movimiento de las piezas y se contrarrestan los grandes esfuerzos que se producen. La placa de respaldo también participa fuertemente en la extracción del calor.

La herramienta puede tener distintas geometrías. En general, el hombro puede ser plano, concavo o convexo, y el perno puede ser cilíndrico, cónico y tener distintas características: rosca, caras planas, canaletas, etc.

El proceso puede dividirse en tres etapas: hundimiento, permanencia y soldadura. La etapa de hundimiento da comienzo al proceso y consiste en la introducción del perno de la herramienta, a medida que gira, hasta que el hombro hace contacto con las superficies de las piezas. La etapa de permanencia es un período de transición que se da a continuación en el que la herramienta se mantiene girando sin avanzar durante un tiempo para que se genere y se transfiera el calor necesario a los alrededores de manera tal de ablandar el material y lograr un flujo de material estable. Luego, la etapa de soldadura se da cuando se aplica una velocidad de avance o soldadura a la herramienta para lograr la unión de las piezas a medida que se mueve a lo largo de la junta. Al final del proceso se retira la herramienta, a medida que gira, en forma similar al inicio.

Las principales variables de proceso –aquellas que controlan el proceso– son: la velocidad de soldadura, la velocidad de rotación de la herramienta, la fuerza axial sobre la herramienta, el ángulo de inclinación del eje de la herramienta, y el diseño de la herramienta [24]. Estas variables de proceso inciden de distinta manera sobre el material, produciéndose la unión según el flujo de material y el campo térmico establecidos. De ellas depende la obtención de una soldadura con una microestructura deseada, con buenas propiedades mecánicas, y libre de defectos.

## 1.2. Materiales y herramientas

El proceso de soldadura FSW es apto para soldar con éxito una gran cantidad de materiales. Sin embargo, es necesario hacer una distinción entre la soldadura de metales de baja y alta temperatura de fusión. El rango de temperaturas máximas a las que es sometido el material son menores para los metales de bajo punto de fusión, tales como Aluminio (Al), Magnesio (Mg), Cobre (Cu), Plomo (Pb), Zinc (Zn) y sus aleaciones, en relación a los metales de alto punto de fusión, tales como Acero (Ac.), Acero Inoxidable (Ac. Inox.) y Aleaciones de Base Níquel (Ni) o Titanio (Ti). Se requiere que el material de la herramienta [33] de soldadura cuente con la suficiente rigidez, tenacidad, resistencia a la fatiga y resistencia al desgaste en el rango de esas temperaturas o mayores. El desgaste de la herramienta no solo afecta la vida de la herramienta sino también las características de la soldadura.

En la soldadura de las aleaciones de Al, perteneciente a los materiales de baja temperatura, el rango de temperaturas máximas es de alrededor de 400°C a 500°C. Comúnmente, estos materiales se sueldan empleando herramientas hechas de Acero de herramienta para trabajo en caliente (Acero de herramienta H13) [33]. Las herramientas hechas de este material tienen un costo de fabricación bajo y cuentan con la dureza y la resistencia a la abrasión suficientes a estas temperaturas.

En la soldadura de Acero [4, 31], perteneciente a los materiales de alta temperatura, el rango de temperaturas máximas es, generalmente, de 900°C a 1200°C. El material de herramienta para este material es crítico. En general, las herramientas para Aceros se conforman a partir de dos clases de materiales: nitruro de boro cúbico policristalino (PCBN) y tungsteno (W, wolframio).

El PCBN es un material superabrasivo que se prepara por medio del sinterizado de nitruro de boro hexagonal a altas presiones y temperaturas [33]. El PCBN se emplea por su estabilidad térmica, resistencia y dureza a temperaturas elevadas. Por otra parte, su bajo coeficiente de fricción produce una superficie de soldadura suave. Sin embargo, debido a las altas temperaturas y presiones requeridas en su fabricación, el costo de las herramientas de PCBN es muy alto [33]

El W se emplea aleado con otros materiales. El Tungsteno-Renio (W-Re) es una aleación de material refractario comúnmente empleada. Otra variante es el carburo de tungsteno (WC).

Las herramientas de Acero también se usan para la unión de materiales disímiles, en las configuraciones en solape y a tope, cuando uno de ellos es un material blando. Se evita el contacto directo de la herramienta con la pieza más dura. En la configuración en solape,

se coloca la pieza más blanda sobre la más dura. En la configuración a tope, la pieza de material más duro se coloca en el lado de avance y se desplaza la herramienta hacia la pieza más blanda [33].

En comparación con el Aluminio y sus aleaciones, la realización del proceso FSW en aceros es limitada. El material de la herramineta se encuentra sometido a condiciones mucho más intensas debido a la resistencia del Acero, por lo que debe contar con una mayor resistencia y dureza a altas temperaturas. Por otra parte, existe una gran cantidad de maneras de soldar Acero en forma satisfactoria y confiable. Sin embargo, el estudio del proceso en aceros no deja de considerarse debido al mayor uso de Acero en la industria en comparación con otros metales [24].

### 1.3. Microestructura de la soldadura

El proceso de soldadura FSW produce cambios microestructurales en el material que influyen fuertemente sobre las propiedades mecánicas de la unión. Estos cambios microestructurales –entendidos como la evolución de la microestructura desde un estado inicial a uno final– son definidos por el ciclo térmico y la deformación plástica que experimenta el material. En base a como afectan estos al material en su microestructura es posible definir diferentes zonas:

- **Material base (MB)**. No se produce deformación del material y el flujo de calor no afecta al material en terminos de la microestructura o las propiedades mecánicas.
- **Zona afectada por el calor (ZAC)**. El material experimenta un ciclo térmico modificando la microestructura o las propiedades mecánicas. Sin embargo, no se produce deformación plástica.
- **Zona afectada por el calor y la deformación (ZACD)**. El material es deformado plásticamente por la herramienta y el flujo de calor también ejerce cierta influencia sobre el material.
- **Zona de agitación o pepita de soldadura (PS)**. Se diferencia de la zona afectada por el calor y la deformación porque se produce el proceso de recristalización dinámica<sup>1</sup>. Se caracteriza por una microestructura de granos finos equiaxiales recristalizados.

---

<sup>1</sup>La recristalización, nucleación de nuevos granos, y la deformación plástica se dan al mismo tiempo.

En la soldadura por fricción del Acero la presencia de alguna de las zonas de soldadura típicamente observadas en aleaciones de Aluminio pueden estar ocultas por las transformaciones polimórficas que experimenta el material.

En la figura 1.2 se muestra una macrografía de las zonas microestructurales formadas durante la soldadura FSW de un 7075Al-T651 [22]. También se observa la formación de una serie de aros o anillos concéntricos, comunmente conocidos como aros de cebolla, o estructura de anillos. Esta constituye una característica distintiva del proceso.



FIGURA 1.2: Zonas microestructurales [22].

Este proceso de soldadura produce una ZAC pequeña en comparación con las técnicas de soldadura tradicionales –soldadura por arco con gas inerte (MIG), soldadura por arco sumergido (SAW), etc.– debido a que el ingreso de calor es muy inferior. Esto resulta en uniones con una alta resistencia mecánica y tenacidad, aún en comparación con el metal base.

Es más comun que sobre el lado de avance se formen defectos, tales como huecos, en donde se produce una transición abrupta de la microestructura desde la PS de grano altamente refinado a la ZACD. Sobre el lado de retroceso la transición es gradual y, relativamente, libre de defectos.

En la figura 1.3 se observa la diferencia entre el metal base y la zona de agitación de una unión soldada por FSW de AA7075 [22]. La microestructura desarrollada en la soldadura FSW es más próxima a una microestructura de forja que a una microestructura de solidificación.

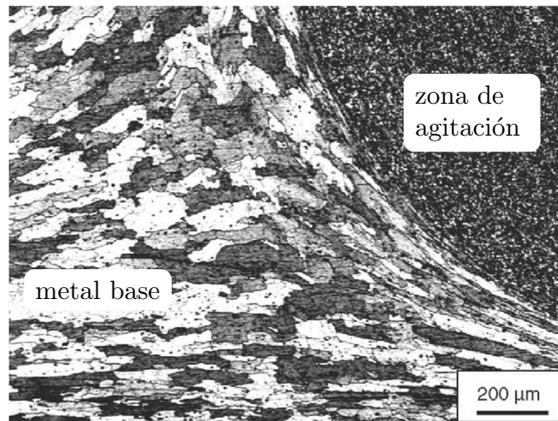


FIGURA 1.3: Zonas microestructurales [22].

## 1.4. Análisis de la naturaleza del proceso

### 1.4.1. Flujo de material

Se han realizado investigaciones tanto experimentales como de modelado para determinar el flujo de metal soldado en la cercanías de la herramienta. Los estudios experimentales se llevan a cabo, principalmente, a través de la inclusión de elementos trazadores [22, 34] –empleando bolas de acero, cuñas de aluminio, láminas de cobre, soldaduras bimetálicas, alambres de tungsteno, etc.– en las piezas sobre la trayectoria de la herramienta. Sin embargo, esta técnica no provee en forma directa información detallada del campo de flujo de material real, sólo muestra la posición final de los trazadores en la soldadura. Entre los estudios de modelado se pueden encontrar desde modelos simples hasta modelos más complejos que consideran el acople térmico y mecánico del material.

Al analizar el flujo de material en el proceso FSW lo primero que se observa es, como ya se ha dicho, que existen de manera general dos lados bien definidos con características de flujo propias: el lado de avance (LA) y el lado de retroceso (LR).

La diferencia entre dichos lados es producida por el movimiento relativo de la herramienta –rotación y traslación– con respecto a la pieza a soldar: mientras que el lado de avance se caracteriza por una composición positiva de las velocidades (es decir, el sentido de giro de la herramienta hace que la velocidad tangencial de ésta siempre tenga una componente en la dirección de avance), el lado de retroceso se caracteriza por una composición negativa de las velocidades.

El flujo de material en la soldadura FSW es complejo ya que depende del diseño de la herramienta, las velocidades de rotación y de avance de la herramienta, el ángulo de inclinación de la herramienta, la condición de contacto en la interface herramienta/piezas, las propiedades de las piezas, la configuración de la junta, etc. Sin embargo, no se trata de una mezcla caótica sino de trayectorias de flujo definidas a través de líneas de corriente comprendidas en términos de un flujo de material ordenado alrededor del perno de la herramienta. Es posible afirmar que el material se transporta principalmente desde el borde delantero de la herramienta por el lado de retroceso hacia el borde trasero.

Otra característica observable es la formación de una capa límite o zona de corte [42] en una región inmediatamente exterior a la herramienta. Esta es una zona muy estrecha donde se producen grandes tensiones de corte que marcan un fuerte cambio en la velocidad y separa al material que rota y se traslada con la herramienta del material de las piezas que está fijo –que comienza a ser afectado por el flujo de la herramienta. Esta zona también puede interpretarse como una discontinuidad de la velocidad [27]. De esta manera, es posible identificar una superficie de corte que se mueve con la herramienta.

El modelo cinemático [42] de Schneider y Nunes divide al campo de flujo alrededor del perno en tres componentes: una rotación de cuerpo rígido alrededor del perno, una traslación uniforme por el avance de la herramienta y un vórtice en anillo alrededor de la herramienta en presencia de un perno roscado. Estas componentes de flujo se combinan para crear dos corrientes en el campo de flujo: una corriente de avance continuo en la que las partículas de flujo permanecen dentro del flujo giratorio por menos de una rotación completa de la herramienta y una corriente de torbellino o remolino en la que las partículas permanecen dentro del flujo giratorio por varias rotaciones completas.

#### 1.4.2. Distribución de temperaturas

Al igual que para el flujo de material, se han llevado a cabo investigaciones tanto experimentales como de modelado para determinar el campo de temperaturas que se produce en el material de las piezas. La medición de las temperaturas se realiza, generalmente, a través de termocuplas embebidas en las piezas –a distintas distancias de la línea de soldadura– y, en menor medida, por medio de termografías de las superficies de las piezas. Sin embargo, no es posible efectuar una medición de la temperatura dentro de la zona de agitación en forma directa dada la intensa deformación plástica que se desarrolla.

Durante la soldadura el material alcanza una temperatura máxima por debajo de la temperatura de fusión del material. La fricción entre la herramienta y el material de las piezas y la deformación plástica contribuyen al aumento de la temperatura. El hombro

de la herramienta domina la generación del calor durante la soldadura. En este sentido, pueden considerarse a la velocidad de rotación y al radio del hombro como las variables de proceso más importantes [22].

## 1.5. Influencia de las variables de proceso

Las principales variables de proceso, que determinan la calidad de la junta soldada, son la velocidad de rotación, la velocidad de avance, la fuerza axial, el ángulo de inclinación del eje de la herramienta y la geometría de la herramienta.

La potencia mecánica ( $P$ ) entregada por la herramienta [24] está definida en forma directa por la velocidad de rotación ( $\omega$ ) y el torque ( $M$ ):

$$P = M \cdot \omega \quad (1.1)$$

Sobre la herramienta el torque se equilibra con el momento de las tensiones, principalmente las tensiones de corte, que se producen por el material de la piezas en contacto con la superficie de la herramienta. Este material puede estar adherido o tener un cierto deslizamiento dando lugar al calor generado por el trabajo de fricción de las tensiones en el área de contacto deslizante.

Sobre el material de las piezas las tensiones que se dan por la herramienta son las responsables de causar el flujo plástico de material y, por lo tanto, de la generación de calor por el trabajo de deformación plástica. Una fracción de la energía de deformación plástica se almacena en el material en forma de aumento de la densidad de defectos.

La fuerza axial ( $F_A$ ) tiene la función de aumentar las componentes hidrostáticas de la tensión en el material, aumentando la fricción entre la herramienta y el material. La fuerza axial, además, afecta la calidad de la soldadura. Una presión de confinamiento muy alta conlleva a un sobrecalentamiento y una disminución del espesor de la junta mientras que una presión de confinamiento muy baja conlleva a un calentamiento insuficiente o a la formación de huecos.

El diseño de la herramienta influye sobre la tasa de generación de calor y el flujo plástico. El hombro, además de confinar el material, genera la mayor parte del calor. A diferencia del Aluminio, en materiales como el Titanio, en que la conducción del material no es buena, se prefiere un perno cónico a uno cilíndrico para extraer el calor y evitar puntos calientes.

El torque depende de la fuerza axial, el diseño de la herramienta –la forma y el tamaño del perno y el hombro de la herramienta–, el ángulo de inclinación y de la forma en que se da el contacto entre la herramienta y el material [33]. La tasa de calor generado aumenta con el aumento de la velocidad de rotación y la fuerza axial.

La velocidad de avance ( $v_w$ ) influye sobre el ingreso de calor por unidad de longitud soldada, afectando el flujo de material alrededor de la herramienta. La entrada de calor disminuye con el aumento de la velocidad de avance, lo cual reduce el ablandamiento del material, dificultando el flujo plástico. Una velocidad de avance alta da lugar a la aparición de defectos, tales como cavidades.

Una combinación de velocidad de rotación baja, fuerza axial baja y velocidad de avance alta favorecen la aparición de defectos en aleaciones de Aluminio. Si no se genera el calor suficiente como para provocar un flujo de material adecuado, se producen cargas extremadamente altas y la separación del hombro. Aún cuando el calor generado sea suficiente, puede producirse desgaste excesivo de la herramienta y falta de penetración.

Con velocidades de rotación excesivas, el material soldado se calienta y ablanda demasiado, dejando la junta sin consolidarse y propenso a la formación de huecos debido a la falta de una carga de forja suficiente ya que la fuerza axial está limitada.

Es útil definir una relación entre las velocidades de rotación y de avance para analizar el efecto combinado de ambas. El cociente de las velocidades permite distinguir entre las soldaduras calientes, con un cociente alto, y las soldaduras frías, con un cociente bajo. A veces, en la relación se utiliza la velocidad de giro elevada al cuadrado para marcar el efecto dominante de esta velocidad sobre el calentamiento de las piezas en comparación con la velocidad de avance.

Las soldaduras calientes son menos sensibles a la formación de defectos pero pueden exhibir cambios más abruptos en la microestructura y las propiedades mecánicas que las soldaduras frías en las aleaciones de Aluminio. Las soldaduras frías registran un menor ingreso de calor y, por eso, presentan una estructura de grano más fina, que a su vez conduce a una mayor resistencia mecánica de la unión.

Más allá de las consideraciones anteriores, se necesitan realizar mayores esfuerzos para determinar en forma precisa la influencia de las variables de proceso sobre la unión que, a su vez, conlleve a obtener soldaduras con diferentes propiedades mecánicas y libres de defectos.

## 1.6. Perspectivas del proceso

Una manera de encontrar una oportunidad de aplicación para el proceso es examinar sus posibilidades y ubicarlo en el conjunto de los procesos de unión. A continuación, se presentan las principales ventajas sobre los proceso de soldadura por fusión [22]:

- a) **Se evitan o disminuyen efectos indeseables de la fusión.** Al no producirse fusión del material y dada la reducción significativa en el ingreso de calor se obtiene una muy baja distorsión de la soldadura, menores tensiones residuales –casi no existe contracción– y se reduce la cantidad de defectos –se eliminan los defectos de la solidificación, tales como porosidad, fisuración, etc.
- b) **Se logran mejores propiedades mecánicas y resistencia a la corrosión de la soldadura.** El cordón de soldadura, dada la microestructura de grano fino resultante, presenta un aumento significativo de la resistencia mecánica, la tenacidad, resistencia a la fatiga (vida a la fatiga).  
La resistencia a la corrosión, en principio, permanece inalterada ya que la composición química del material en la unión es idéntica a la del material original –no se produce segregación de los elementos de aleación, no están presentes las inclusiones provenientes de los consumibles, etc.
- c) **Es un proceso versátil y flexible.** Se puede emplear en la unión de una gran variedad de materiales –incluso en la unión de materiales disímiles (Aluminio-Acero, etc.) y en metales considerados difíciles de soldar como las series 7XXX de las aleaciones de Aluminio– en un amplio rango de espesores, en distintas configuraciones de soldadura (unión a tope, en ángulo, en solape, etc.) y posiciones (plana o de nivel, horizontal, vertical y sobre cabeza), a diferencia de otros procesos tradicionales que se ven influenciados por la gravedad.
- d) **Es un proceso seguro y respetuoso con el medio ambiente.** Al no haber arco eléctrico ni requerir consumibles y gas de protección no se producen salpicaduras de metal líquido, no se generan humos, gases tóxicos, radiación ultravioleta ni chispas.
- e) **Es un proceso preciso, fiable y repetible.** Su operación abarca una pequeña cantidad de parámetros que son fáciles de monitorear y controlar: la velocidad de rotación, velocidad de avance o soldadura y la presión axial. Esto, sumado a que no requiere una preparación especial –por ejemplo, no es necesario efectuar un bisel previo a la soldadura en espesores gruesos– ni gran habilidad del soldador, lo convierte en una técnica completamente automatizable y controlable.  
Un equipo de soldadura FSW automatizado y bajo control computarizado es capaz

de crear soldaduras con una gran precisión –permite tolerancias estrechas– y alta repetibilidad –se logra el mismo resultado de una soldadura a la siguiente.

- f) **Tiene menores costos y tiempos de producción.** Los costos y tiempos de producción se ven reducidos por una más simple preparación de la soldadura, por no emplear consumibles, porque la mayoría de las soldaduras se realizan en una o dos pasadas –aun en materiales de gran espesor. Además, por la naturaleza de estado sólido y la repetibilidad se requieren muy pocas tareas de inspección y control, reparación y limpieza posterior a la soldadura. También, por ser un proceso muy eficiente en terminos de consumo de energía.

Se espera que el desarrollo de herramientas de FSW con nuevos materiales y geometrías permita extender aún más la vida útil de las herramientas.

En cuanto a las limitaciones o dificultades que presenta el proceso, puede mencionarse que (a) necesita un utillaje especial para sujetar las piezas y un soporte de respaldo; (b) al final del proceso queda un agujero de salida de la herramienta –puede evitarse con un perno retractil o por medio de una pieza de sacrificio–; (c) el desgaste de la herramienta puede ser excesivo –sobre todo cuando se sueldan materiales de alta temperatura–; (d) hacen falta mayor cantidad de estándares ya que es una soldadura relativamente nueva – las normas ISO 25239:2011 tratan la terminología, el diseño, la calificación de operadores, la calificación de procedimientos y los requisitos de calidad del proceso FSW en Aluminio–; y (e) tiene un alto nivel de inversión inicial.

Otro aspecto a tener en cuenta relacionado a su aplicación es que la soldadura FSW es un proceso licenciado por The Welding Institute (TWI). Si bien la patente que cubre el concepto básico del proceso ya ha expirado [47], se han desarrollado una gran cantidad de nuevas patentes sobre variantes del proceso, diseños de herramienta, equipos de soldadura, etc. La gran mayoría de estas patentes se encuentran aún vigentes.

Finalmente, no hay que dejar de lado que el proceso de soldadura FSW se encuentra en desarrollo continuo y es probable que aparezcan nuevas capacidades o se mejoren las existentes.

## 1.7. Aplicaciones

Las características anteriormente descritas –alta resistencia mecánica, baja distorsión, etc.– hacen que el proceso de soldadura FSW encuentre aplicación en las industrias aeronáutica y aeroespacial, naval, ferroviaria, automotriz y de la construcción, entre otras. Principalmente, el proceso se aplica sobre materiales livianos y resistentes, tales como el Aluminio, de creciente uso en estas industrias.

Una de las maneras en que se ha empleado el proceso FSW es para la fabricación de grandes paneles rígidos integrales por medio de la unión de perfiles extruidos de aluminio. Dada la gran cantidad de soldaduras a tope de penetración completa que se requieren, la distorsión de los paneles se reduce en gran medida en comparación con los métodos de soldadura convencionales. Estos paneles posteriormente se cortan en las formas necesarias y en tamaños apropiados para ser transportados y unidos mediante soldadura por arco. Este sistema se utiliza en la construcción de embarcaciones, en la **industria naval**, y en la fabricación de carrocerías de trenes de alta velocidad, en la **industria ferroviaria**.

Otra manera que reviste un gran interés es su empleo en reemplazo del remachado en las **industrias aeronáutica y aeroespacial**. Para las estructuras principales de las aeronaves –el fuselaje, las alas, etc.– se emplean aleaciones de Aluminio de alta resistencia mecánica, tales como las series 2XXX y 7XXX. Estas aleaciones de Aluminio son difíciles de soldar por medio de la soldadura por fusión convencional debido a la ocurrencia de fisuración en caliente durante la soldadura. Por lo tanto, la unión de las estructuras aeroespaciales se realiza en su mayoría por medio de remachado.

El empleo de la soldadura FSW permite reducir el peso por la remoción de gran cantidad de remaches y de cualquier parte de material de aluminio en solape –reducir el peso es uno de los grandes desafíos de los fabricantes de aviones. Además, el proceso de remachado tradicional requiere de mano de obra intensiva y costosa. Por otra parte, las propiedades mecánicas de las juntas de FSW son superiores a las remachadas y se evita la corrosión por crevice inherente a las juntas con remaches.

Una tercer manera de emplear el proceso se debe a la capacidad de los **equipos de soldadura** de seguir contornos tridimensionales e inclusive soldar sobre cabeza. Si bien es posible realizar con éxito soldaduras en una fresadora estándar, los equipos de propósito específico ofrecen muchas ventajas en relación a flexibilidad del proceso, seguimiento de contornos complejos, instrumentación adecuada, etc.

Entre estos equipos de propósito específicos se encuentran los que están provistos de un brazo de robot articulado y son operados por CAD/CAM y controlados por CNC. Estos equipos cuentan con la suficiente flexibilidad en sus movimientos, sin perder rigidez, como para producir soldaduras a lo largo de trayectorias tridimensionales. La disponibilidad de estos equipos impulsa su aplicación en la **industria automotriz** en donde los robots industriales se emplean de manera generalizada.

Por otra parte, a partir del desarrollo de equipos portátiles para aplicaciones in situ es posible encontrar otros usos, como el de la soldadura circunferencial de tramos de tubos. A partir de este tipo de equipos es posible realizar una soldadura de penetración completa en una pasada simple ya que la soldadura no es afectada por la gravedad. Se

emplea un accesorio para sujetar y mantener los dos segmentos de tubo juntos, además de proporcionar el apoyo interno a los tubos para evitar el colapso de la pared debido a las altas presiones ejercidas por el proceso de FSW. Asimismo, para evitar la presencia del orificio de extracción del perno de la herramienta una vez completada la soldadura se utiliza una técnica similar a la que se emplea en la soldadura de juntas lineales de placas. Para una soldadura circunferencial completa, se coloca una pieza de sacrificio con forma de cuña sobre la junta cerca de la posición inicial de la soldadura luego de que la soldadura haya comenzado. Cuando la herramienta llega a la pieza de sacrificio se mueve hacia fuera siguiendo la superficie de la cuña. Esta pieza de sacrificio es luego removida una vez que la soldadura es completada.

Estos equipos de soldadura circunferencial de tubos encuentran aplicación en la **industria petroquímica** que emplea tubos de materiales especiales, de alto rendimiento y resistencia a la corrosión, en la perforación y el transporte de gas y petróleo.

Más allá de las aplicaciones descritas, el proceso FSW también se utiliza para fabricar los tanques de combustible externos de cohetes de los transbordadores espaciales, intercambiadores de calor, recipientes a presión de Aluminio de pared gruesa, etc.

## 1.8. Definición del trabajo

### 1.8.1. Objetivos

El presente trabajo de tesis tiene el objetivo principal de conformar una herramienta de cálculo –mediante la aplicación de métodos numéricos– que permita comprender los mecanismos que intervienen en la formación de la unión y establecer la influencia de las variables de proceso sobre las características finales del proceso de soldadura FSW. Asimismo, se pretende vincular los cálculos obtenidos a mediciones experimentales para poder contar con un modelo confiable.

El presente trabajo se propone los siguientes objetivos específicos para alcanzar el objetivo principal:

- Describir el modelo que resuelve el problema termomecánico acoplado por el Método de los Elementos Finitos (MEF) considerando una descripción Eueriana, adoptando un modelo de flujo viscoplástico para el material. Utilizar el modelo para resolver el problema en casos concretos. Analizar los resultados del modelo.
- Mejorar los resultados del modelo usando mediciones experimentales. Someter el modelo a un análisis de sensibilidad para conocer la respuesta del modelo a las

variaciones de los parámetros y fundamentar el diseño del proceso de estimación. Emplear una técnica de estimación de parámetros para encontrar valores de ciertos parámetros del modelo que ajusten mejor los resultados a las mediciones.

- Obtener una medida de la deformación del material. Realizar la implementación del esquema numérico, desarrollado por el Método de los Elementos Finitos (MEF), que permite resolver las ecuaciones de la evolución del tensor gradiente de deformación a partir de los campos de velocidades. Analizar el flujo de material y calcular el tensor gradiente de deformación en problemas de flujos típicos y en un modelo bidimensional del proceso de soldadura FSW.
- Utilizar datos experimentales confiables para realizar un análisis de la soldadura a partir de los modelos y las técnicas explicados en los puntos anteriores.

Para implementar los modelos numéricos se tiene en cuenta el programa de propósito general [50] desarrollado en la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata (UNMDP).

El presente trabajo de tesis tiene como antecedente directo los trabajos de modelado numérico del proceso realizados por el Dr. Diego Santiago en su tesis doctoral [38].

Asimismo, cabe destacar los trabajos sobre el proceso, principalmente desde el abordaje experimental, de las otras dos instituciones nacionales:

- Centro Atómico Constituyentes (CAC) de la Comisión Nacional de Energía Atómica (CNEA).
- Laboratorio de Materiales y Estructuras (LAME) de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Buenos Aires (FI-UBA).

## Capítulo 2

# Modelado del proceso FSW

Existen una gran diversidad de trabajos de modelado sobre este proceso, que van desde los más simples modelos analíticos que abordan sólo el problema térmico a los más complejos modelos numéricos que tratan el problema termomecánico acoplado [13]. Todos estos modelos, basados en ecuaciones a nivel del continuo, proporcionan una descripción de la mecánica del proceso en términos de cantidades macroscópicas como la temperatura, la velocidad (flujo de material), la tensión, la deformación, la velocidad de deformación, etc.

Todos los modelos térmicos aplicados al proceso de soldadura FSW consisten en resolver la ecuación de conservación de la energía considerando alguna simplificación. Una primera aproximación es la solución analítica basada en la ecuación de Rosenthal [35], que describe un campo de temperaturas cuasiestacionario en una placa semi-infinita debido a una fuente de calor puntual móvil [10].

Sin embargo, la mayoría de los modelos térmicos distinguen entre el aporte de calor por la fricción y el aporte de calor por la disipación plástica [6, 41, 44]. Una manera de incluir ambas contribuciones es mediante una combinación lineal de dos condiciones extremas de contacto: adherencia y deslizamiento. Este enfoque considera un parámetro que actúa como una especie de función de peso para ponderar el efecto de ambas condiciones. En la condición de deslizamiento este parámetro tiene la interpretación de la fracción de deslizamiento. Esto es sólo posible si se supone una distribución uniforme del parámetro sobre toda la superficie de contacto.

La condición de deslizamiento se refiere al calor generado por la fricción en la interfaz por la existencia de deslizamiento. Se asume que es posible calcular el calor en la interfaz conociendo el trabajo por unidad de tiempo de la tensión de corte de fricción. La ley de fricción de Coulomb permite relacionar la tensión de corte a la presión de contacto por

medio de un coeficiente de fricción. La presión de contacto puede calcularse en forma aproximada como la fuerza axial dividida el área de contacto.

La condición de adherencia se refiere al calor generado en la superficie de corte –o capa de deformación– que se traslada con la herramienta y separa al material inmóvil del material que se mueve con la herramienta. Esta capa acomoda la diferencia de velocidad a través de una tensión de corte. Esta tensión de corte puede considerarse independiente del ancho de la capa de deformación [40] y adquiere el valor de la tensión de fluencia que depende de la temperatura. Siguiendo la suposición de que la interfaz es isotérmica es posible aplicar la misma tensión de fluencia en toda la interfaz. La posición de esta superficie de corte es muy cercana a la interfaz de contacto, por lo que, para describirla se usa la geometría de la herramienta. Esto hace posible incluir esta fuente de calor volumétrica como una condición de borde de flujo de calor en la interfaz herramienta-material [41].

Esta simplificación no tiene en cuenta la contribución de la convección debido al flujo de material en la superficie de corte que, a su vez, provoca que el modelo térmico pierda simetría respecto de la línea de unión. Más aún, la disipación de calor por deformación plástica es una fuente de calor volumétrica para la que se precisa información detallada sobre las velocidades de deformación y las tensiones. Estas consideraciones exigen incluir un modelo mecánico. Para ello es necesario resolver la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento del material adoptando otra serie de hipótesis o simplificaciones.

Una de las alternativas es combinar un modelo térmico numérico y un campo de velocidades analítico [14,17]. Incrementando la complejidad, se encuentran los trabajos que usan Análisis de Elementos Finitos (EF) para resolver un modelo termomecánico completamente acoplado. El Análisis de Diferencias Finitas (DF) sólo se ha aplicado a modelos térmicos sobre geometrías simples.

En este punto, los trabajos se diferencian según el marco de referencia elegido. Las formulaciones con descripción Lagrangiana permiten considerar contornos que cambian en el tiempo, tales como geometrías de herramientas no axisimétricas. Sin embargo, esta descripción tiene inconvenientes asociados a la gran distorsión de la malla de elementos finitos. Las formulaciones con descripción Euleriana [7,37,49] –o formulaciones de flujo– resultan convenientes dada la gran deformación plástica y el movimiento de material a gran escala. Esta descripción resulta más eficiente, ya que se obtiene la solución estacionaria sin atravesar el transitorio, pero no permite considerar herramientas que no sean axisimétricas ni obtener en forma directa magnitudes que evolucionan con el tiempo, tales como la deformación, etc.

Las formulaciones con descripción Lagrangiana-Euleriana Arbitraria (ALE) [7,11,36,39] son formulaciones de flujo similares a las Eulerianas pero debido a que consideran a

la malla de elementos girando solidaria a la herramienta posibilitan incluir geometrías de herramientas que no son axiétricas. También, se han combinado las formulaciones dividiendo el dominio de las piezas en una malla que acompaña el movimiento de la herramienta con descripción ALE, cerca de la herramienta, y una malla con descripción Euleriana, lejos de la herramienta.

Otro aspecto a definir es el modelo matemático utilizado para representar en forma adecuada el comportamiento del material. En este sentido, hay trabajos que consideran la deformación elástica del material y otros que consideran al material rígido para ocuparse sólo del flujo de material.

A pesar de los importantes avances alcanzados, los modelos descritos presentan algunas carencias que hacen insuficiente su confiabilidad. En particular, no se ha podido establecer en forma completa la física adecuada de las condiciones de borde en la interfaz de la herramienta y el material, por lo que hay todavía interrogantes sobre si el material está adherido o es deslizante, o acerca de la naturaleza de la fricción y la generación de calor, y, en consecuencia, sobre los parámetros que influyen sobre la generación de calor.

## 2.1. Dominio del modelo

La figura 2.1 muestra un esquema de los volúmenes que forman parte de la geometría del modelo: las piezas de trabajo (en rojo), la herramienta (en verde) y la placa base (en azul).

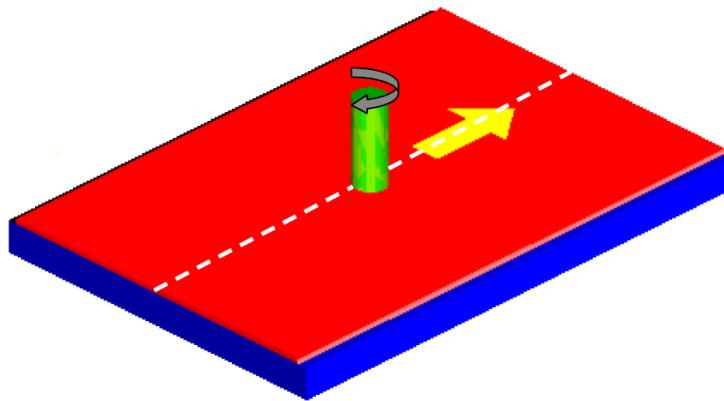


FIGURA 2.1: Esquema del modelo

Sobre las piezas se considera un modelo térmico y mecánico acoplado de flujo viscoplástico para determinar la distribución de temperaturas y el flujo de material. La herramienta y la placa base también son parte del modelo térmico para tener en cuenta la extracción

de calor. Se considera un marco de referencia Euleriano –descripción Euleriana– con la herramienta rotando a una velocidad  $\omega$  sin avanzar, resultando que la placa base se mueve hacia ella con una velocidad  $v_w$ . En la figura 2.1 también se indica el setido de avance de la herramienta (en amarillo).

A continuación se presentan las expresiones matemáticas del modelo físico del proceso y se comentan los resultados obtenidos.

## 2.2. Modelo mecánico

### 2.2.1. Ecuaciones de gobierno

El modelo mecánico está gobernado por las ecuaciones de conservación de la cantidad de movimiento (segundo principio de la mecánica) [52, 53], despreciando las fuerzas inerciales<sup>1</sup> y de volumen, para un medio continuo:

$$\frac{\partial \sigma_{kl}}{\partial x_l} = 0, \quad (2.1)$$

y por la ecuación de conservación de la masa para un fluido incompresible:

$$\frac{\partial u_l}{\partial x_l} = 0, \quad (2.2)$$

donde  $\sigma_{kl}$  es el tensor de Cauchy,  $u_l$  son las velocidades y  $x_l$  son las coordenadas espaciales.

El tensor de Cauchy de acuerdo con la formulación de flujo adoptada adquiere la forma general:

$$\sigma_{kl} = -p \cdot \delta_{kl} + \tau_{kl}, \quad (2.3)$$

donde  $\delta_{kl}$  es el delta de Kronecker,  $p$  es la presión hidrostática y  $\tau_{kl}$  es el tensor desviador de tensiones. Este último se puede relacionar al tensor de velocidades de deformación  $d_{kl}$  por medio de la viscosidad  $\mu$ , según la siguiente expresión:

$$\tau_{kl} = 2 \cdot \mu \cdot d_{kl}, \quad (2.4)$$

---

<sup>1</sup>Se desprecian las fuerzas inerciales ya que es un flujo extremadamente viscoso, es decir, el número de Reynolds tiende a cero ( $Re \rightarrow 0$ ).

$$d_{kl} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{\partial u_k}{\partial x_l} + \frac{\partial u_l}{\partial x_k} \right). \quad (2.5)$$

Considerando que el material tiene un comportamiento viscoplástico y rígido<sup>2</sup>, la viscosidad se calcula por:

$$\mu = \frac{\sigma_f}{3 \cdot \dot{\epsilon}_e}, \quad (2.6)$$

donde  $\sigma_f$  es la tensión de flujo y  $\dot{\epsilon}_e$  es la velocidad de deformación efectiva o el segundo invariante de la velocidad de deformación, que puede obtenerse por:

$$\dot{\epsilon}_e = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot d_{km} \cdot d_{km}}. \quad (2.7)$$

Se asume que la tensión de flujo depende de la velocidad de deformación y de la temperatura según la siguiente relación constitutiva [43]:

$$\sigma_f = \frac{1}{\alpha} \cdot \sinh^{-1} \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{n_c}} \right], \quad (2.8)$$

donde  $\alpha$ ,  $A$  y  $n_c$  son constantes del material y  $Z$  es el parámetro de Zener-Hollomon:

$$Z = \dot{\epsilon}_e \cdot \exp \left( \frac{Q}{R \cdot T} \right), \quad (2.9)$$

donde  $T$  es la temperatura,  $Q$  es la energía de activación y  $R$  es la constante universal de los gases.

### 2.2.2. Condiciones de borde

Se asume una condición de deslizamiento relativo entre las superficies en contacto de la herramienta y el material de las piezas a soldar. Es decir, la velocidad que se impone al material sobre dicha superficie no es directamente la velocidad de la herramienta, sino que se encuentra afectada por un coeficiente:

$$u_i^0 = (1 - \delta) \cdot \varepsilon_{ijk} \cdot \omega_j \cdot r_k, \quad (2.10)$$

<sup>2</sup>Se desprecian las deformaciones elásticas.

donde  $\varepsilon_{ijk}$  es el símbolo de permutación<sup>3</sup>,  $\delta$  es la fracción de deslizamiento,  $\omega_j$  es el vector velocidad de rotación de la herramienta y  $r_k$  la distancia al centro de rotación.

Para establecer la variación del deslizamiento relativo en el hombro (ver figura 2.2) se considera la siguiente relación extraída del proceso de laminado [25]:

$$\delta = 1 - \exp \left[ -\frac{1}{\delta_0} \cdot \left( \frac{r - R_p}{R_s - R_p} \right) \right], \quad (2.11)$$

donde  $\delta_0$  es la constante de fracción de deslizamiento,  $r$  es la distancia radial al eje de la herramienta,  $R_p$  es el radio del perno y  $R_s$  es el radio del hombro de la herramienta.  $\delta = 0$  indica adherencia completa.

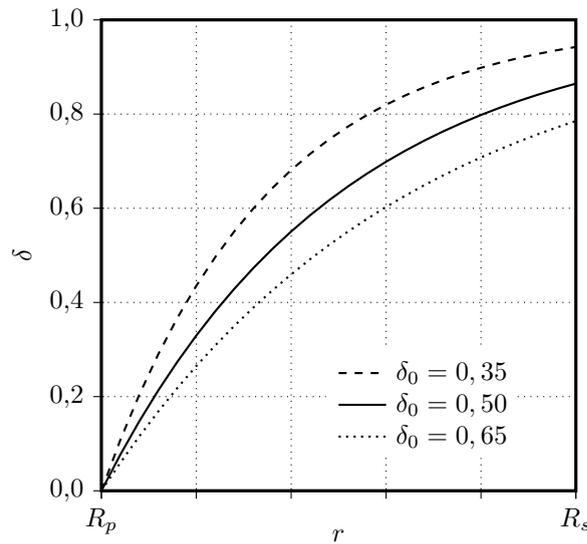


FIGURA 2.2: Deslizamiento relativo.

## 2.3. Modelo térmico

### 2.3.1. Ecuaciones de gobierno

El modelo térmico responde a la ecuación de conservación de la energía (primer principio de la termodinámica):

$$\rho \cdot c_p \cdot \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u_k \cdot \frac{\partial T}{\partial x_k} \right) = -\frac{\partial}{\partial x_l} \left( -K \cdot \frac{\partial T}{\partial x_l} \right) + \rho \cdot \gamma, \quad (2.12)$$

<sup>3</sup>Es una magnitud tensorial que permite expresar el producto vectorial en notación indicial.

donde  $\rho$  es la densidad,  $c_p$  es el calor específico,  $K$  es la conductividad térmica del material y  $\gamma$  es un término fuente, la tasa de generación de calor por unidad de masa debido a la deformación plástica:

$$\gamma = \eta \cdot \tau_{kl} \cdot d_{kl}, \quad (2.13)$$

donde  $\eta$  es la eficiencia mecánica, es decir, la cantidad de energía mecánica convertida en calor.

### 2.3.2. Condiciones de borde

El flujo de calor de las superficies de las piezas de trabajo y de la herramienta expuestas al ambiente incluyen la transferencia de calor convectivo y radiactivo descripto por:

$$q = h_a \cdot (T - T_0) + \epsilon \cdot \sigma_{sb} \cdot (T^4 - T_0^4), \quad (2.14)$$

donde  $h_a$  es el coeficiente de calor convectivo,  $T_0$  es la temperatura del ambiente,  $\epsilon$  es el coeficiente de emisividad de la superficie y  $\sigma_{sb}$  es la constante de Stefan-Boltzmann.

El flujo de calor debido a la generación de calor por fricción entre las superficies de la herramienta y de las piezas de trabajo es:

$$q = \mu_f \cdot \frac{F_A}{A_s} \cdot \delta \cdot \omega \cdot r, \quad (2.15)$$

donde  $\omega$  es la velocidad angular,  $F_A$  es la fuerza axial,  $A_s$  es el área del hombro,  $r$  es la distancia radial al eje de la herramienta y  $\mu_f$  es el coeficiente de fricción:

$$\mu_f = \mu_0 \cdot \exp(-\lambda_f \cdot \delta \cdot \omega \cdot r), \quad (2.16)$$

donde  $\mu_0$  es la constante de fricción,  $\lambda_f$  es una constante para las dimensiones.

El flujo de calor hacia la placa base está dado por:

$$q = h_b \cdot \Delta T, \quad (2.17)$$

donde  $h_b$  es la conductancia<sup>4</sup> y  $\Delta T$  es la diferencia de temperatura entre las superficies en contacto de las piezas de trabajo y la placa base.

## 2.4. Resultados y discusión

Se presentan y se analizan los resultados obtenidos del campo de temperaturas y del flujo de material durante el proceso de soldadura FSW empleando la formulación, descrita anteriormente, que resuelve el problema térmico y mecánico acoplado. Primero, se trata la soldadura de dos placas de Acero Inoxidable 304L y se comparan los resultados con datos experimentales. Luego, se determina la influencia de dos de los parámetros del modelo sobre la solución del campo térmico en el mismo caso.

### 2.4.1. Campo de temperaturas y flujo de material.

Se construyó el modelo [30] en base a datos experimentales publicados [51]. La experiencia tomada como referencia consiste en la soldadura longitudinal a tope de dos placas rectangulares de Acero Inoxidable 304L<sup>5</sup> imponiendo dos velocidades de rotación distintas a una herramienta compuesta por un hombro plano y un perno cilíndrico.

Se calculó el campo de temperaturas y el flujo de material durante la soldadura FSW resolviendo las ecuaciones de conservación de la cantidad de movimiento, de la masa y de la energía sujetas a las condiciones de borde descritas con dos excepciones. Por un lado, se consideró un deslizamiento constante entre las superficies en contacto del material y la herramienta. Por otro, no se tuvo en cuenta el calor generado por la fricción – puede interpretarse que se encuentra contenido en el calor proveniente de la deformación plástica.

Las propiedades térmicas comunes a los tres volúmenes se encuentran en la tabla 2.1.

Parámetros térmicos	piezas (Ac. Inox. 304L)	herramienta (Ac.)	base (Ac.)
densidad ( $\rho$ )	8000 kg/m <sup>3</sup>	7800 kg/m <sup>3</sup>	7800kg/m <sup>3</sup>
calor específico ( $c_p$ )	960 J/kg·°C	460 J/kg·°C	500 J/kg·°C
cond. térmica ( $K$ )	130 W/m·°C	27 W/m·°C	53 W/m·°C

TABLA 2.1: Parámetros térmicos de los tres volúmenes.

<sup>4</sup>A veces, en vez de la conductancia se usa su inversa: la resistencia de contacto, es decir, la resistencia al flujo de calor

<sup>5</sup>Las constantes de la ecuación constitutiva del material (Acero Inoxidable 304L) fueron calculadas a partir del trabajo [18], el valor de los parámetros  $h_a$ ,  $\epsilon$  y  $P_N$  fueron extraídos del trabajo [51], y el valor de los parámetros  $h_b$  y  $\eta$  se aproximaron en base al valor sugerido en diferentes publicaciones [5, 51] y de acuerdo al ajuste de los resultados a las mediciones de referencia.

Las constantes complementarias y de las condiciones de borde se encuentran en la tabla 2.2.

Parámetros	
coef. convectivo al ambiente ( $h_a$ )	10 W/m <sup>2</sup> ·°C
emisividad de las superficies de las piezas ( $\epsilon$ )	0,17
constante de Stefan-Boltzmann ( $\sigma_{sb}$ )	$5,67 \cdot 10^{-12}$ W/cm <sup>2</sup> ·°C
conductancia piezas-base ( $h_b$ )	300 W/m <sup>2</sup> ·°C
eficiencia mecánica ( $\eta$ )	0,50
deslizamiento ( $\delta$ )	0,50

TABLA 2.2: Parámetros del modelo.

El calor disipado por deformación plástica es la principal entrada de calor a las piezas y su inclusión en el modelo está afectada por la eficiencia mecánica ( $\eta$ ). El trabajo tomado como referencia [51], que trata la soldadura FSW de un Acero Inoxidable 304L, indica que cerca del 50 % (43.2 % y 44.7 %) de la energía mecánica total medida en la máquina de FSW se transforma para aumentar la temperatura de las piezas durante la soldadura. Este valor es mucho menor al 75–80 % correspondiente a la Aleación de Aluminio 2195 obtenido por los mismos autores en otra publicación [5]. Por otra parte, en otro de los trabajos tomados como referencia [26] se toma un valor del 50 % para este parámetro, citando a los anteriores autores, para analizar la soldadura FSW de un Acero AISI 1018 laminado en caliente. En este último trabajo se utilizó un modelo muy similar al presentado aquí.

La conductancia atribuida a la transferencia de calor a través del área de contacto entre las piezas y la placa de respaldo ( $h_b$ ) ocasiona la mayor pérdida de calor de las piezas. En la mayoría de los trabajos publicados se supone que la conductancia es uniforme, a pesar de que se espera que sea mayor en áreas con alta presión de contacto, es decir, debajo de la herramienta [20]. Los trabajos que asignan un valor de conductancia variable dependiente de la presión en el contacto determinaron que su valor es altamente no uniforme con un valor muy alto debajo de la herramienta y muy pequeño para el resto del área de contacto [45].

Los valores típicos asignados a los coeficientes de transferencia de calor en trabajos publicados van desde 350 W/m<sup>2</sup>·°C [5] a 5000 W/m<sup>2</sup>·°C [19]. Se indica en forma aproximada un valor de 5000 W/m<sup>2</sup>·°C para piezas de Aluminio y una placa de respaldo de Acero al Carbono y un valor de 3000 W/m<sup>2</sup>·°C para piezas de Acero Inoxidable 304L y una placa de respaldo de Acero al Carbono. Esta diferencia se debe a que el Acero Inoxidable es mucho más duro que el Aluminio y el contacto térmico entre los metales es afectado por la dureza de los metales en contacto, entre otros [19]. Sin embargo, también se indica un valor de 350 W/m<sup>2</sup>·°C para piezas de AA 2195 y una placa de respaldo de Acero [5].

Las variables de proceso y las dimensiones se encuentran en la tabla 2.3.

Parámetros	
velocidad de rotación ( $\omega$ )	300 y 500 rpm
velocidad de avance ( $v_w$ )	102 mm/min (4 pulg./min)
fuerza axial ( $F_A$ )	31 kN (7000 lb)
largo de las piezas ( $l_p$ )	304,8 mm (12 pulg.)
ancho de las piezas ( $a_p$ )	101,6 mm (4 pulg.)
espesor de las piezas ( $e$ )	3,18 mm (1/8 pulg.)
diámetro del perno ( $D_p$ )	6,35 mm (1/4 pulg.)
diámetro del hombro ( $D_h$ )	19,05 mm (3/4 pulg.)

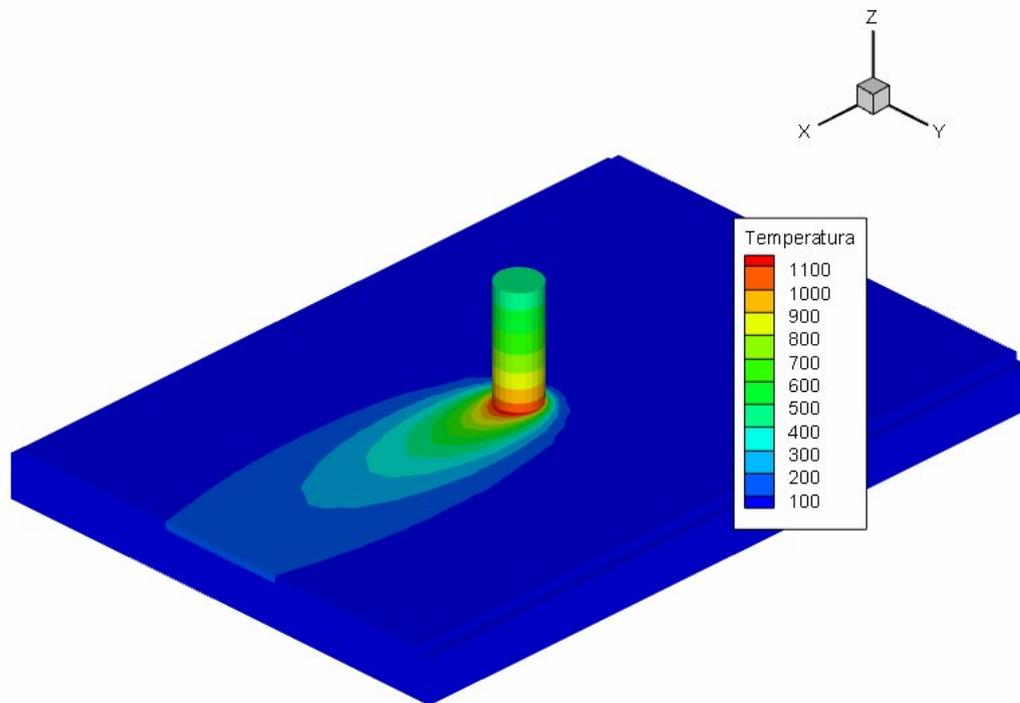
TABLA 2.3: Variables de proceso y dimensiones del modelo.

Las constantes de la ecuación constitutiva para material Acero Inoxidable 304L se encuentran en la tabla 2.4.

Constantes del material	piezas (Acero Inox. 304L)
constante del material ( $A$ )	$8,30 \cdot 10^{15}$ 1/seg
constante del material ( $\alpha$ )	0,012 1/MPa
constante del material ( $n_c$ )	4,32
energía de activación ( $Q$ )	401 kJ/mol
constante univ. gases ( $R$ )	8,314 J/mol $\cdot$ °K

TABLA 2.4: Constantes de la ecuación constitutiva del material: Acero Inoxidable 304L.

En la figura 2.3 se observa la distribución de temperaturas en las piezas, la herramienta y la placa base para la velocidad de rotación de la herramienta de  $\omega = 300$ rpm. Por un lado, se observa que la temperatura alcanza un valor más alto cerca de la herramienta donde se produce el calor. Los valores máximos de temperatura resultantes fueron del orden de 1150°C en la zona de contacto entre el hombro y las piezas. Por otro lado, se ve el efecto de la convección en la temperatura debido al avance de la herramienta. La temperatura decrece detrás de la herramienta principalmente por la transferencia de calor hacia la placa base. Sin embargo, tampoco se desdeña la influencia de la difusión del calor hacia los laterales y por la herramienta, así como la transferencia de calor hacia el medio ambiente.

FIGURA 2.3: Distribución de la temperatura ( $\omega = 300$  rpm)

En la figura 2.4 se observan gráficos de las líneas de corriente del material a distintas alturas para la velocidad de rotación de la herramienta de  $\omega = 300$  rpm. Comparando las tres figuras se ve que la región de agitación del material aumenta con la cercanía al hombro de la herramienta. Asimismo, las líneas de corriente indican que el material es conducido principalmente por el lado de retroceso (LR). Lejos del hombro, el material viaja alrededor del perno por el lado de retroceso y se ubica aproximadamente a un diámetro de perno detrás de su posición original. Esta característica del flujo se encuentra de acuerdo con las visualizaciones de flujo [34].

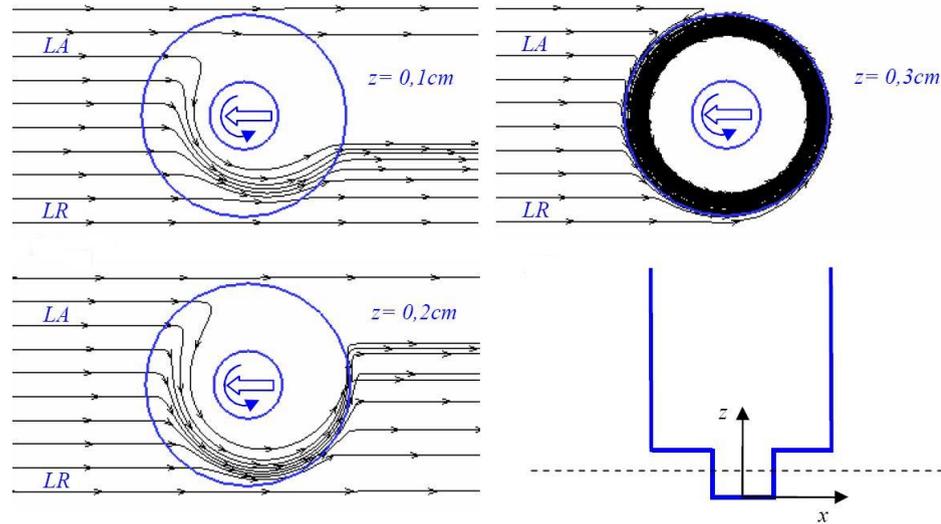
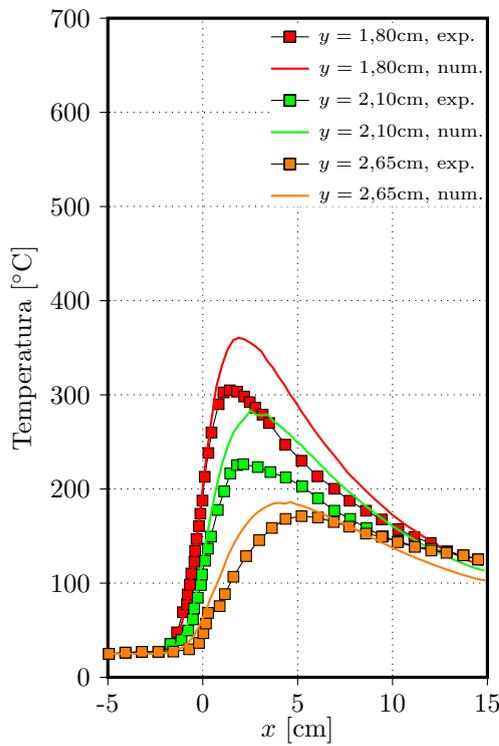
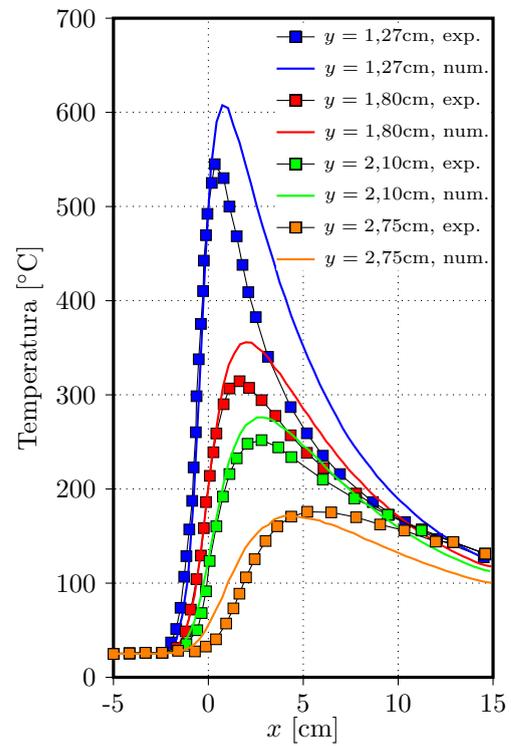


FIGURA 2.4: Líneas de corriente del modelo ( $\omega = 300$  rpm)

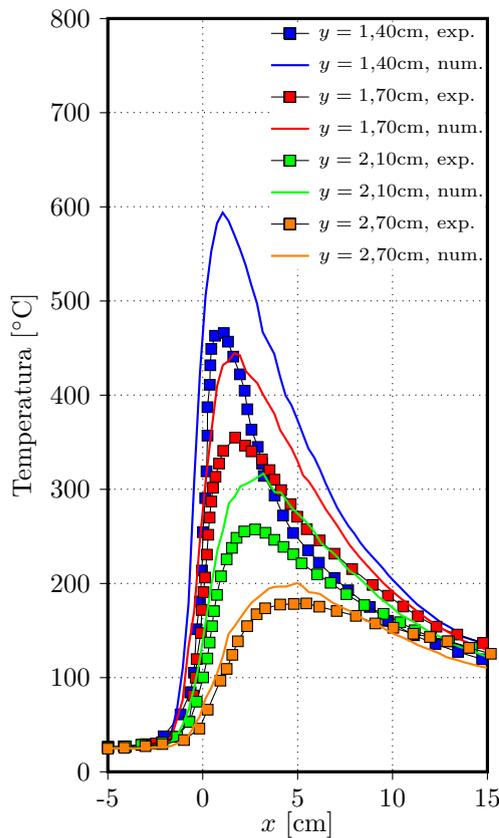
En la figura 2.5 los valores de la temperatura obtenidos con el modelo se comparan con los datos experimentales de temperatura publicados [51]. Los valores corresponden a dos condiciones de soldadura, modificando sólo la velocidad de rotación:  $\omega = 300$  rpm y  $\omega = 500$  rpm. Los datos experimentales fueron obtenidos a partir de termocuplas adheridas a las piezas y corresponden a la parte inferior ( $z = 0,00$  mm) y superior ( $z = 3,18$  mm), a distintas distancias de la línea de unión. Se observa que los valores de temperatura obtenidos con el modelo son superiores a los experimentales. Además, la pendiente de la temperatura –gradiente de la temperatura– detrás de la herramienta presenta diferencias. Esto puede atribuirse a que la conductancia  $h_b$  debería ser mayor cerca de la herramienta y menor en el resto del contacto.



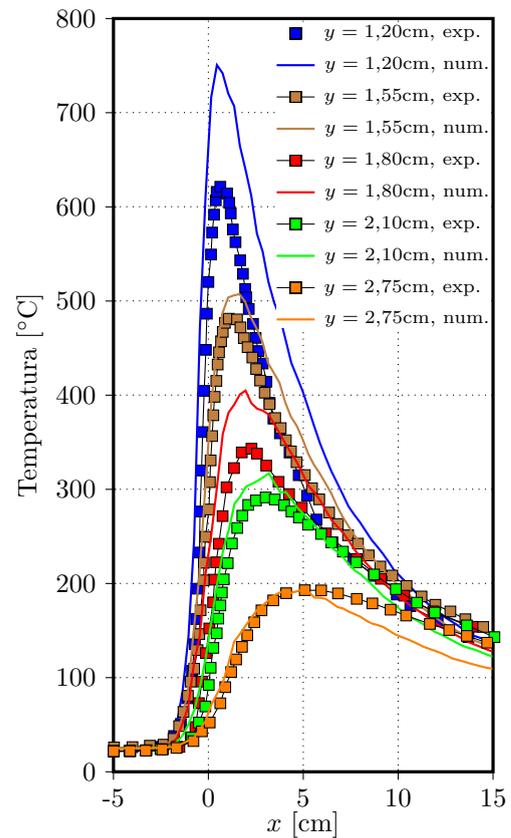
(a) Parte superior ( $\omega = 300$  rpm).



(b) Parte inferior ( $\omega = 300$  rpm).



(c) Parte superior ( $\omega = 500$  rpm).



(d) Parte inferior ( $\omega = 500$  rpm).

FIGURA 2.5: Temperaturas experimentales y numéricas

### 2.4.2. Influencia de la variación de dos parámetros.

A fin de analizar la sensibilidad de la solución del campo de temperaturas a las condiciones impuestas en el modelado, se resolvieron distintos casos tomando como referencia los valores empleados en el modelo anterior. Por un lado, se varía la fracción de deslizamiento entre el material y las superficies de la herramienta ( $\delta$ ) y, por otro, la conductancia entre las placas a soldar y la base de apoyo ( $h_b$ ) (ver tabla 2.5). Se analizó el caso  $\omega = 300$  rpm en la parte inferior de la pieza para las distancias  $y = 1,27$  cm e  $y = 2,75$  cm.

Parámetros	
conductancia piezas-base ( $h_b$ )	100-300-600 W/m <sup>2</sup> ·°C
deslizamiento ( $\delta$ )	0,35-0,50-0,65

TABLA 2.5: Parámetros del modelo.

En la figura 2.6 se grafica la distribución de temperaturas a distintas distancias ( $y$ ) de la línea de soldadura para distintos porcentajes de deslizamiento ( $\delta$ ) entre la herramienta y el material. Se aprecia que un menor deslizamiento (mayor velocidad del material en contacto con la herramienta) resulta en un aumento generalizado de la distribución de la temperatura a raíz de la mayor generación de energía por disipación viscosa.

En la figura 2.6 también se grafica la distribución de temperaturas para distintos valores de conductancia ( $h_b$ ) entre el material y la placa base. Se ve que una disminución en la conductancia –disminución del flujo de calor hacia la placa base–, además de provocar un aumento generalizado, incide en la distribución de la temperatura de dos maneras. En la figura de la izquierda disminuye la pendiente de la distribución de la temperaturas detrás de la herramienta. En la figura de la derecha el máximo de la curva se desplaza más hacia atrás de la herramienta. Esto puede atribuirse a la mayor influencia de la convección cuando disminuye la conductancia.

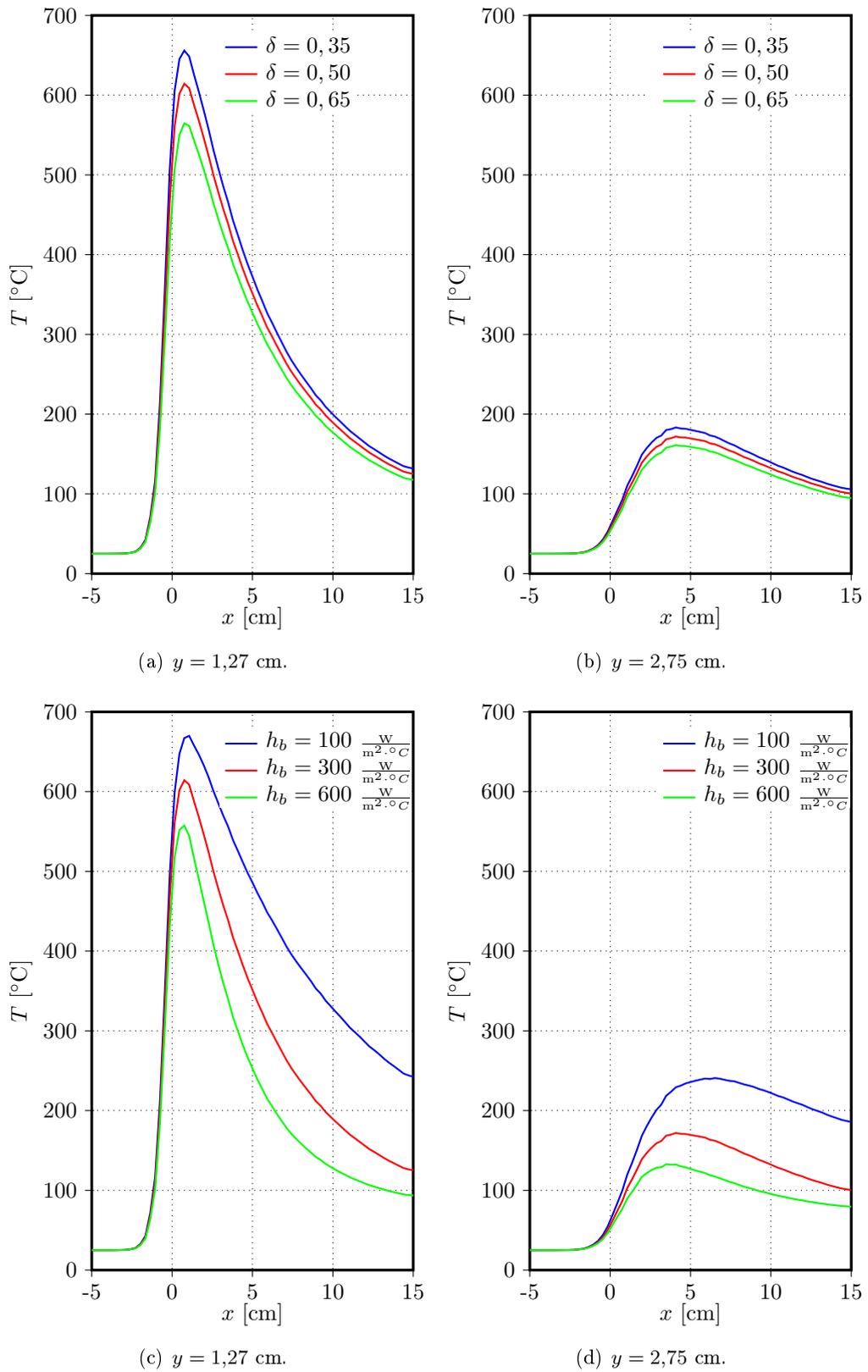


FIGURA 2.6: Distribución de temperaturas para distintos valores de  $h_b$ .

## 2.5. Conclusiones del capítulo

Los modelos implementados para determinar el comportamiento termomecánico del material contemplan todos los fenómenos físicos que influyen sobre el campo de temperaturas y el flujo de material del proceso. En el caso analizado, estos modelos permitieron obtener resultados acordes al proceso. El campo de temperaturas se acerca a los valores experimentales. El flujo de material que se establece a partir de la herramienta está relacionado a su geometría.

Sin embargo, los modelos considerados contienen algunos parámetros cuyos valores son propios de cada caso particular analizado. Por lo tanto, el valor asignado a estos parámetros se determina en forma aproximada a partir de valores sugeridos para otros casos en diferentes publicaciones.

Una manera de mejorar los resultados es analizar la influencia de los parámetros sobre los resultados. Luego, es posible ajustar los resultados de los modelos a mediciones experimentales actuando sobre estos parámetros.

Sin embargo, este tipo de análisis tiene algunos inconvenientes. Por un lado, es difícil determinar si se llegó a la combinación de valores para esos parámetros que mejor ajusta los datos, más aún, si se trata de varios parámetros. Además, el análisis depende del punto de partida o referencia, es decir, el modelo se comporta de una dada manera en el entorno de esos valores de referencia. También, la mejora en los resultados depende de las variables elegidas (temperatura, fuerza, longitud, etc.) como referencia y del lugar del dominio donde se tomen.

En consecuencia, es conveniente incluir una técnica de estimación de parámetros que tenga en cuenta las cuestiones anteriores para obtener mejores resultados.

## Capítulo 3

# Análisis de estimación de parámetros

El modelo numérico descrito en el capítulo anterior brinda información acerca del flujo de material y el campo de temperaturas que se produce durante el proceso de soldadura FSW, contribuyendo a comprender la naturaleza del proceso. Sin embargo, hay ciertos parámetros de entrada al modelo cuyos valores no pueden determinarse fácilmente en forma anticipada [24]. De esta manera, para brindar confiabilidad a los cálculos es fundamental considerar al modelo numérico en conjunto con alguna técnica de estimación de parámetros.

Las técnicas de estimación de parámetros proporcionan una metodología rigurosa para la búsqueda del valor de esos parámetros desconocidos. Básicamente, modifican el valor de los parámetros con el propósito de minimizar la diferencia entre los resultados y valores de referencia u objetivo. Estos valores de referencia, en general, surgen de datos experimentales. Asimismo, es adecuado acompañar este tipo de técnicas con un análisis de sensibilidad.

A este enfoque también se lo llama análisis o problema inverso en relación al que sería el problema directo, asumiendo conocido el valor de los parámetros.

Es posible encontrar trabajos en donde se aplica análisis inverso para modelar distintos procesos de soldadura. En soldadura por fusión se han estimado los valores de conductividad térmica y de viscosidad del metal líquido, incluidos en modelos de flujo y térmicos, tomando como referencia mediciones experimentales de la profundidad y el ancho de la pileta líquida [8].

En la soldadura FSW, también hay trabajos donde se aplica análisis inverso. Zhu et al. [51] determinaron el valor de la fuente de generación de calor y la conductancia

hacia la placa de respaldo en un modelo térmico tomando mediciones experimentales de temperatura. Nandan et al. [25] estimaron el valor de la conductancia hacia la placa de respaldo, del deslizamiento y la fricción de la herramienta y de la eficiencia mecánica, que formaban parte de un modelo termomecánico de flujo viscoplástico tomando mediciones experimentales de temperatura. Además, Assidi et al. [3] aplicaron análisis inverso para encontrar el valor de los coeficientes de diferentes modelos de fricción ajustando los resultados numéricos a medidas de temperaturas y fuerzas de soldadura. Así mismo, Larsen et al. [20] determinaron la magnitud y la distribución espacial de la conductancia térmica hacia la placa de respaldo minimizando la diferencia entre mediciones experimentales de temperatura y temperaturas obtenidas usando un modelo tridimensional de elementos finitos.

A continuación, se describe la técnica de estimación de parámetros empleada y el análisis de sensibilidad llevado a cabo [28,29].

### 3.1. Técnicas de estimación de parámetros

#### 3.1.1. Algoritmo de Levenberg-Marquardt

El algoritmo de Levenberg-Marquardt (LM) es una técnica iterativa que opera sobre  $N$  variables<sup>1</sup>  $\mathbf{q}$  para encontrar un mínimo local de una función  $U^2 = \|\mathbf{U}(\mathbf{q})\|^2$  expresada como la suma de los cuadrados de  $M$  funciones no lineales  $f_i(\mathbf{q})$ .

El problema de minimización se enuncia como sigue:

$$\min_{\mathbf{q} \in \mathbb{R}^N} \frac{1}{2} \cdot \|\mathbf{U}(\mathbf{q})\|^2 = \min_{\mathbf{q} \in \mathbb{R}^N} \frac{1}{2} \cdot \mathbf{U}(\mathbf{q})^T \cdot \mathbf{U}(\mathbf{q}) = \min_{\mathbf{q} \in \mathbb{R}^N} \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^M f_i(\mathbf{q})^2 \quad (3.1)$$

donde  $M \geq N$ , y  $f_i(\mathbf{q})$  es la componente  $i$ -ésima del vector  $\mathbf{U}(\mathbf{q})$ .

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} f_1(\mathbf{q}) \\ f_2(\mathbf{q}) \\ \vdots \\ f_M(\mathbf{q}) \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

---

<sup>1</sup>En principio, estas variables pueden ser cualquier variable independiente incluida en el modelo: variables de proceso, propiedades de los materiales, etc.

Desde un dado punto inicial de las variables, el algoritmo calcula la dirección de búsqueda  $\Delta \mathbf{q}$  para las variables de acuerdo a la fórmula:

$$\Delta \mathbf{q} = (\mathbf{J}^T \cdot \mathbf{J} + \lambda \cdot \mathbf{I})^{-1} \cdot \mathbf{J}^T \cdot \mathbf{U} \quad (3.3)$$

donde  $\lambda$  es el parámetro de Levenberg-Marquardt,  $\mathbf{I}$  es la matriz de identidad,  $\mathbf{U} = \mathbf{U}(\mathbf{q})$  es el vector de funciones, y  $\mathbf{J}$  es el Jacobiano con respecto a las variables.

La matriz Jacobiana,  $\mathbf{J} = \mathbf{J}(\mathbf{q})$ , es:

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_1(\mathbf{q})}{\partial q_N} \\ \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_2(\mathbf{q})}{\partial q_N} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial f_M(\mathbf{q})}{\partial q_1} & \frac{\partial f_M(\mathbf{q})}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial f_M(\mathbf{q})}{\partial q_N} \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

### 3.1.2. El código secuencial

La implementación se realiza través de una serie de rutinas que se encuentran escritas en Fortran 77. El código fuente está disponible en la web a través de SLATEC Common Mathematical Library ([www.netlib.org/slatec](http://www.netlib.org/slatec)) [15, 16] (para profundizar en la teoría y su implementación ver [23]). Estos archivos se encuentran en el dominio público.

La matriz Jacobiana se calcula internamente a través de Diferencias Finitas como sigue:

$$J_{ij} = \frac{\partial f_i(\mathbf{q})}{\partial q_j} \approx \frac{f_i(q_1, \dots, q_j + \varepsilon, \dots, q_N) - f_i(q_1, \dots, q_j, \dots, q_N)}{\varepsilon}. \quad (3.5)$$

donde  $\varepsilon$  es la perturbación.

Los pasos involucrados en la búsqueda del mínimo son los siguientes (ver figura 3.1):

1. Evaluación de la función en el punto inicial,  $\mathbf{q}$ , y cálculo de su norma euclídea:  $\|\mathbf{U}(\mathbf{q})\|$ .
2. Cálculo de la matriz Jacobiana:  $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ .
3. Resolución de la ecuación de LM para obtener  $\Delta \mathbf{q}$ .
4. Evaluación de la función en el nuevo punto y cálculo de su norma euclídea:  $\|\mathbf{U}(\mathbf{q} + \Delta \mathbf{q})\|$ .

5. Se acepta que el algoritmo converge cuando la norma del gradiente es menor que algún valor predeterminado, o cuando el error se reduce a algún error objetivo.

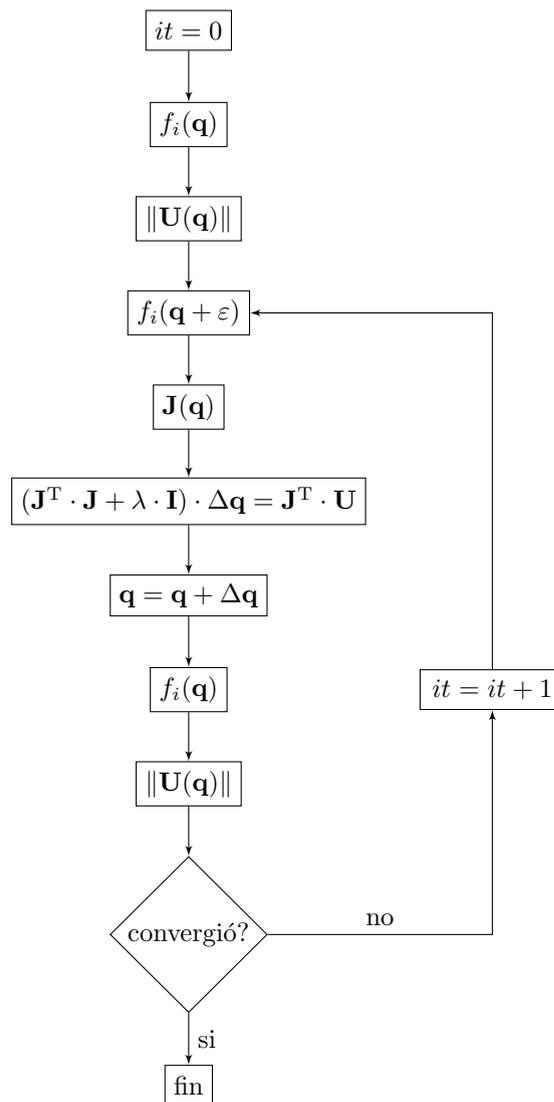


FIGURA 3.1: Esquema iterativo.

### 3.1.3. Consideraciones particulares

De acuerdo al modelo termomecánico adoptado, se tienen cuatro parámetros cuyo valor no se conoce en forma precisa:

- la constante de fracción de deslizamiento ( $\delta_0$ ),

- la eficiencia mecánica ( $\eta$ ),
- la conductancia a la base ( $h_b$ ) y,
- la constante de fricción ( $\mu_0$ ).

Cuando se trabaja con parámetros diferentes es indispensable efectuar una normalización o adimensionalización de los parámetros para que las variaciones sean comparables. En su forma adimensional los valores de los parámetros varían de 0 a 1:

$$q_1 = \frac{\delta_0 - \delta_0^{\text{MIN}}}{\delta_0^{\text{MAX}} - \delta_0^{\text{MIN}}}, \quad (3.6)$$

$$q_2 = \frac{\eta - \eta^{\text{MIN}}}{\eta^{\text{MAX}} - \eta^{\text{MIN}}}, \quad (3.7)$$

$$q_3 = \frac{h_b - h_b^{\text{MIN}}}{h_b^{\text{MAX}} - h_b^{\text{MIN}}}, \quad (3.8)$$

$$q_4 = \frac{\mu_0 - \mu_0^{\text{MIN}}}{\mu_0^{\text{MAX}} - \mu_0^{\text{MIN}}}. \quad (3.9)$$

los superíndices MAX y MIN indican los valores máximos y mínimos que pueden alcanzar los parámetros, respectivamente.

Se toma para las funciones la diferencia –o error– entre temperaturas medidas experimentalmente, o temperaturas objetivo,  $T_i^O$  y las temperaturas calculadas  $T_i(\mathbf{q})$ :

$$f_i(\mathbf{q}) = T_i^O - T_i(\mathbf{q}). \quad (3.10)$$

El elemento  $ij$  de la matriz Jacobiana toma la siguiente forma:

$$J_{ij} = \frac{\partial f_i(\mathbf{q})}{\partial q_j} = \frac{\partial T_i(\mathbf{q})}{\partial q_j}. \quad (3.11)$$

La función a minimizar, o función objetivo,  $U$  queda expresada de la siguiente manera:

$$U = \|\mathbf{U}(\mathbf{q})\| = \sqrt{\sum_{i=1}^M f_i(\mathbf{q})^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^M [T_i^O - T_i(\mathbf{q})]^2}. \quad (3.12)$$

Al igual que con los parámetros, si se trabaja con mediciones de cantidades diferentes se efectúa una normalización de estas cantidades. En este caso no es necesario normalizar las mediciones ya que se trata de un solo tipo: la temperatura.

## 3.2. Resolución en paralelo

### 3.2.1. Posibilidades para la paralelización

Debido a que el método de LM es un proceso iterativo que emplea el punto actual para buscar el próximo punto optimizado que reduce el valor de la función, el esquema de paralelización no es sencillo: cada iteración depende de la anterior.

Sin embargo, es posible identificar algunas posibilidades de paralelización:

- El cálculo del Jacobiano a través de la diferenciación (Diferencias Finitas) se presta para la paralelización. Esto implica tareas independientes repetitivas: evaluar la función  $N + 1$  veces. En el algoritmo paralelo, cada procesador (o proceso) es capaz de efectuar la evaluación de funciones. Esto puede designarse como paralelización de grano grueso.
- Dependiendo del problema de interés, es posible paralelizar la solución requerida para la evaluación de las funciones. Esta puede designarse como paralelización de grano fino.

Para mejorar la eficiencia, es posible combinar la paralelización de grano grueso del cálculo del Jacobiano con paralelización de grano fino de las soluciones individuales del problema directo.

### 3.2.2. La implementación paralela

El cálculo de la matriz Jacobiana demanda un alto costo computacional. Particularmente, para problemas con gran cantidad de variables, donde el tamaño de las filas (cantidad de columnas) de la matriz Jacobiana es suficientemente grande. Además, el uso de bibliotecas de resolvedores paralelos para la resolución de sistema de ecuaciones lineales obtenidas a través de métodos numéricos requiere una mayor exigencia en su implementación. Estas dos razones conducen a realizar una paralelización de grano grueso con MPI.

El estándar Message Passing Interface (MPI) es básicamente una forma de establecer un entorno de cálculo paralelo en el cual diferentes cantidades de procesos autónomos ejecutan su propio código y se comunican con los otros a través de mensajes.

La tendencia actual de las computadoras es contar con varios procesadores con muchos núcleos o cores (multiprocesador y multicore) con memoria compartida. Más allá de que MPI es un estándar de memoria distribuida, es posible realizar implementaciones de memoria compartida con MPI.

Básicamente, se estableció una estrategia que consta de un entorno *maestro-esclavo* con  $N + 1$  procesos. Se designa a uno de estos procesos como el *nodo maestro* y el resto de los procesos son designados como *nodos esclavos*. El nodo maestro monitorea la ejecución general del programa o aplicación.

### 3.3. Análisis de Sensibilidad

Un análisis de sensibilidad tiene utilidad en una etapa previa a la de estimación de parámetros. El propósito de realizar un análisis de sensibilidad es determinar en que medida las variaciones en los parámetros de entrada al modelo (variables independientes) afectan a los resultados del modelo (variables dependientes o de salida). En particular, en el presente trabajo se incluye un análisis de sensibilidad para determinar (i) qué parámetros no son significativos y pueden eliminarse de la estimación; (ii) qué parámetros de entrada contribuyen en mayor medida a la variabilidad de la salida; (iii) cuáles son los lugares más convenientes y cuáles las variables de salida para tomar mediciones de referencia.

Existen distintas maneras de llevar a cabo un análisis de sensibilidad, aquí se define un modelo y sus variables independientes y dependientes. Se calcula un campo de sensibilidad, es decir, la variación de la temperatura respecto del cambio de los parámetros en todo el dominio, a través de un esquema de Diferencias Finitas ascendente:

$$\frac{\partial T}{\partial q_j} \approx \frac{T(q_1, \dots, q_j + \varepsilon, \dots, q_N) - T(q_1, \dots, q_j, \dots, q_N)}{\varepsilon}. \quad (3.13)$$

Se calcula el campo de temperaturas para un juego de parámetros y para un incremento  $\varepsilon$  –o perturbación– de cada parámetro en forma independiente.

### 3.4. Resultados y discusión

Se presentan y se analizan los resultados obtenidos de efectuar un análisis inverso sobre distintos parámetros del modelo aplicado a la soldadura de dos pliezas de Acero Inoxidable 304L, abordado en el capítulo anterior. Por un lado, se estudia la estimación

de la conductancia a la placa de respaldo ( $h_b$ ). Por otro lado, se estudia la estimación sobre los cuatro parámetros desconocidos –la constante de fracción de deslizamiento ( $\delta_0$ ), la eficiencia mecánica ( $\eta$ ), la conductancia a la base ( $h_b$ ) y la constante de fricción ( $\mu_0$ ). Por último, además de estudiar la estimación de estos cuatro parámetros se realiza un análisis de sensibilidad previo. En todos los casos se tomaron temperaturas como valores de referencia u objetivo.

### 3.4.1. Conductancia piezas-placa de respaldo

Se consideran dos alternativas para estimar el parámetro de conductancia térmica (ver figura 3.2) tomando como referencia mediciones de temperatura en diferentes puntos ( $N = 18$ ) (ver figura 3.3). Como primer caso, partiendo de un valor inicial para el parámetro ( $h_{b_0}$ ) de  $400 \text{ W/m}^2\cdot\text{°C}$  considerado en trabajos anteriores se busca un mejor ajuste de los resultados a las mediciones de temperatura resolviendo el problema inverso.

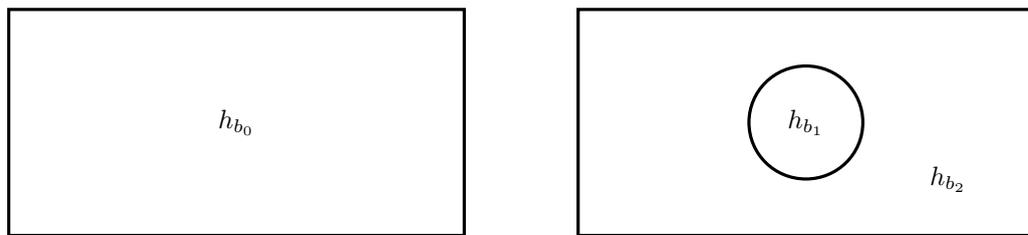


FIGURA 3.2: Descripción de casos

Como segundo caso, se consideran dos coeficientes de transferencia de calor, uno asignado a una zona cercana a la herramienta ( $h_{b_1}$ ) y otro al resto de la superficie de contacto ( $h_{b_2}$ ), resultando ser dos los parámetros a estimar. El primero de ellos se asigna a una región circular con centro en el eje de la herramienta y un diámetro de 1,5 veces el diámetro del hombro.

Los valores iniciales de ambos parámetros también se corresponden con el valor establecido anteriormente. No se consideraron los parámetros en su forma adimensional ya que se trata de un solo tipo.

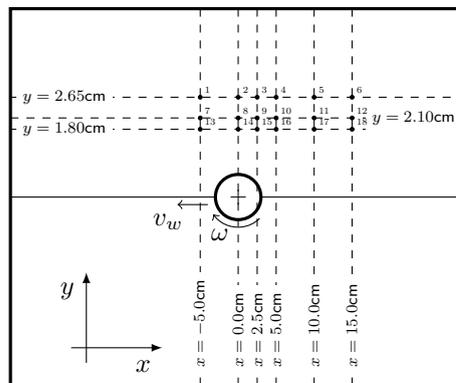


FIGURA 3.3: Posición de las mediciones de temperatura

En la figura 3.4(a) se grafica la función objetivo ( $U$ ) en cada iteración ( $it$ ), para los dos casos considerados. Se observa que en la estimación de un solo parámetro, la magnitud de  $U^a$  no disminuye apreciablemente respecto al valor inicial manteniéndose alrededor de los  $86^\circ\text{C}$ . Sin embargo, en el caso de dos parámetros el valor de  $U^b$  disminuye notablemente, encontrando un mínimo alrededor de los  $44^\circ\text{C}$ .

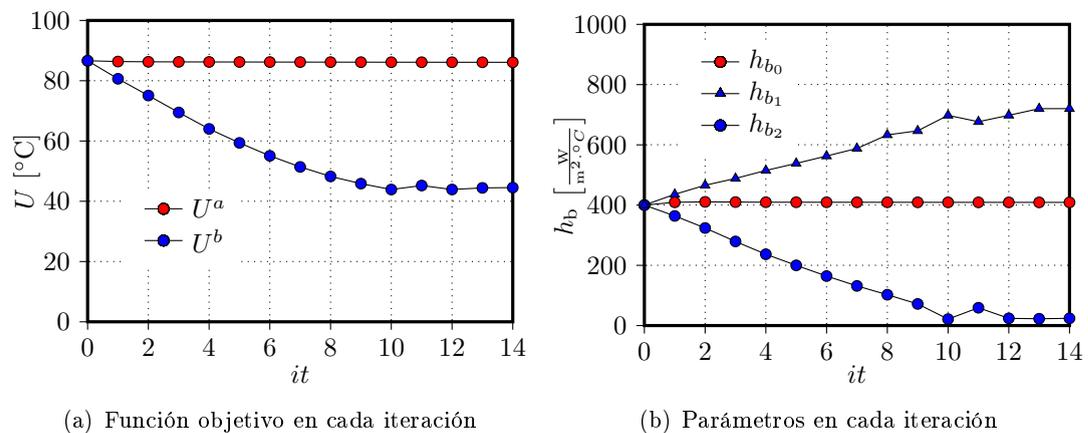


FIGURA 3.4: Conductancia a la base  $h_b$

Observando la figura 3.4(b) que muestra la variación de los parámetros pueden hacerse algunas consideraciones. En el caso de un parámetro, el valor inicial del mismo ( $h_{b0}$ ) es próximo al óptimo –pudiendo ser un mínimo local– para esta configuración, por esto, el valor de la función objetivo no varía de manera apreciable entre iteraciones. En el otro caso, se nota que los valores de los parámetros se diferencian más de sus valores iniciales con cada iteración hasta alcanzar un valor constante que se corresponde con el mínimo de la figura anterior (figura 3.4(a)). El parámetro que toma un valor mayor es aquel que se considera en la zona cercana a la herramienta ( $h_{b1}$ ) y el que toma un valor menor es

el que corresponde a la zona restante ( $h_{b_2}$ ). Es decir, el modelo que considera un solo parámetro para representar el fenómeno resulta en una deficiencia en el calor transferido a la base en la primera y un exceso en la segunda. Mirando la figura 2.5 se cree que esto hizo que las temperaturas máximas sean más altas que las mediciones y que el gradiente sea mayor detrás de la herramienta.

Dividir la conductancia  $h_b$  en zonas resulta en una discontinuidad muy fuerte. Otra manera de incluir la variación de la conductancia es considerar una distribución de  $h_b$  en función de la distancia al eje de la herramienta como lo han hecho Larsen et al. [20].

### 3.4.2. Cuatro parámetros (I)

Los parámetros a estimar son cuatro ( $M = 4$ ) [29]: la constante de fracción de deslizamiento ( $\delta_0$ ), la eficiencia mecánica ( $\eta$ ), la conductancia a la base ( $h_b$ ) y la constante de fricción ( $\mu_0$ ).

Los valores de referencia de los parámetros son:  $\delta_0 = 0,4$ ,  $\mu_0 = 0,5$ ,  $h_b = 400$  W/m<sup>2</sup>·°C [25] y  $\eta = 0,5$  [51]. En lugar de tener en cuenta los valores máximos que pueden alcanzar los parámetros se consideran estos valores de referencia para normalizar los valores de los parámetros.

Las mediciones de temperatura que se toman como referencia ( $T_i^O$ ) corresponden al caso anterior de 18 puntos ( $M = 18$ ) sobre la superficie superior de las piezas (ver figura 3.3).

En la figura 3.5 se grafica la función objetivo ( $U$ ) en cada iteración ( $it$ ), para el problema considerado.

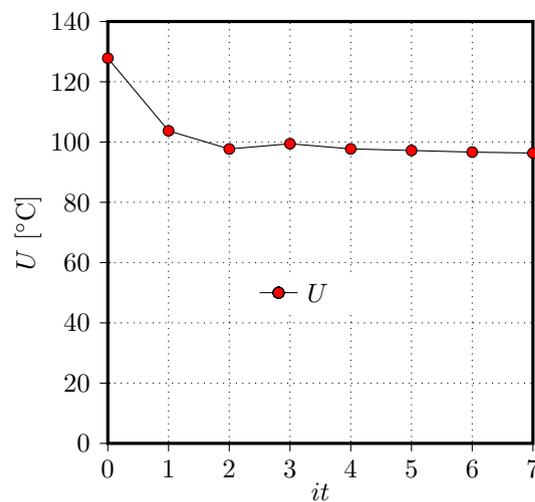


FIGURA 3.5: Función objetivo

Al analizar la evolución de los parámetros (ver figura 3.6), es útil realizar algunas consideraciones respecto a como afectan las variaciones de los parámetros a los resultados. Un aumento en los parámetros resulta en un aumento de la temperatura, en el caso de  $\eta$  y  $\mu_0$ , mientras que significa una disminución, en el caso de  $h_b$ . Es decir, en el primer caso, es mayor el calor generado por deformación plástica y por fricción superficial de la herramienta y, en el segundo, es mayor el calor que se transfiere a la placa base. En el caso de  $\delta_0$  la cuestión es más compleja ya que un aumento en el parámetro –menor deslizamiento (ver figura 2.2)– significa un mayor calor generado por esfuerzos viscosos (mayor flujo de material) pero un menor calor generado por fricción superficial de la herramienta (menor deslizamiento relativo).

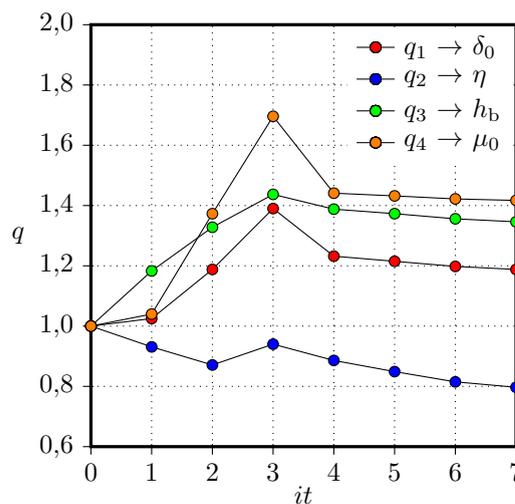


FIGURA 3.6: Valores que toman los parámetros en cada iteración

### 3.4.3. Cuatro parámetros (II).

Los parámetros a estimar son los mismos cuatro ( $M = 4$ ) que en el caso anterior. Sin embargo, en vez de mediciones experimentales se toman como referencia resultados obtenidos mediante el modelo con valores conocidos para los parámetros y, previo a la estimación, se lleva a cabo un análisis de sensibilidad en el entorno de esos parámetros conocidos [28]. De esta manera, es posible elegir el lugar del dominio en donde se consideran las temperaturas de referencia, teniendo en cuenta que se asume que estas surgen de mediciones experimentales con termocuplas.

Realizar mediciones experimentales en forma directa del campo de temperaturas dentro de la zona de agitación es una tarea difícil por lo que tales mediciones (es decir, las temperaturas de referencia) se encuentran restringidas a lugares adyacentes [22]. Además, fuera de la zona de agitación, la temperatura no cambia en forma sustancial entre la parte

superior e inferior de las piezas [51]. Por estas dos razones, el campo de sensibilidad se analiza sobre el plano medio de las piezas y desde una línea paralela a la línea de soldadura, fuera del radio del hombro.

Comparando el campo de sensibilidad normalizado de los parámetros, en el entorno de cada valor de referencia (figura 3.7), pueden extraerse algunas ideas. Sobre las piezas, los parámetros normalizados  $q_2$  y  $q_3$  producen los mayores cambios, el parámetro normalizado  $q_1$  produce los cambios más pequeños, mientras que aproximadamente entre los anteriores se encuentra el parámetro adimensional  $q_4$ . Los valores de sensibilidad máximos para los anteriores son, aproximadamente, del orden de los 120°C, 10°C y 50°C, en valor absoluto, respectivamente.

En la placa de respaldo, el único parámetro normalizado que resulta en valores significativos es  $q_3$ . Además, para  $q_3$  el campo de sensibilidad tiene un signo opuesto sobre las piezas en comparación con la placa de respaldo, es decir, con un aumento en el parámetro el campo de temperatura decrece sobre las piezas y crece sobre la placa de respaldo.

Se puede ver que el campo de sensibilidad correspondiente a  $q_2$  y  $q_4$  parecen estar correlacionados. Esto significa que ambos parámetros no pueden calcularse a través del mismo procedimiento de estimación. Este hecho no es sorprendente ya que ambos parámetros corresponden a la generación local de calor cerca de la interfaz herramienta-piezas.

Considerando los conceptos extraídos del análisis de sensibilidad, se tomaron en cuenta sólo los parámetros normalizados  $q_2$  y  $q_3$  para llevar a cabo el procedimiento de estimación.

Se consideraron dos casos diferentes –caso (a) y caso (b)– para determinar como afecta al proceso de estimación de parámetros la ubicación de los puntos objetivo. Se tomó al problema directo como referencia, es decir, se consideraron parámetros normalizados de referencia para obtener las temperaturas objetivo del campo de temperaturas resultante.

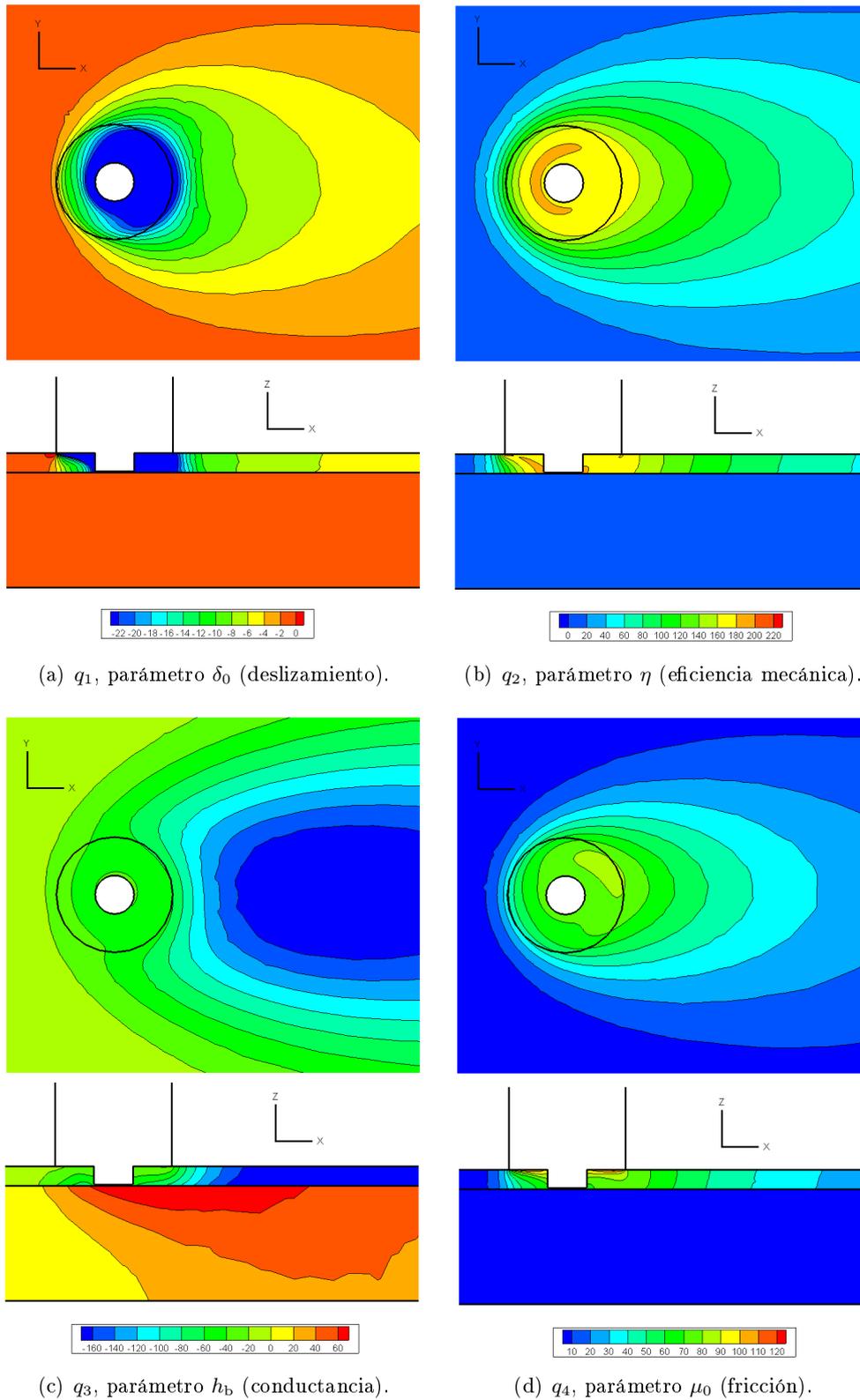


FIGURA 3.7: Campo de sensibilidad.

La figura 3.8 muestra la distribución de temperaturas correspondiente a cada posición de

referencia: T1Ref, T2Ref y T3Ref. En la parte superior de las placas se ubicaron T1Ref y T2Ref, a una distancia de  $R_s$  y  $1,5 \cdot R_s$  de la línea central de soldadura, respectivamente. En la placa base se ubicó T3Ref, a una distancia de  $0,125 \cdot H_b$  de la parte inferior de las piezas de trabajo.

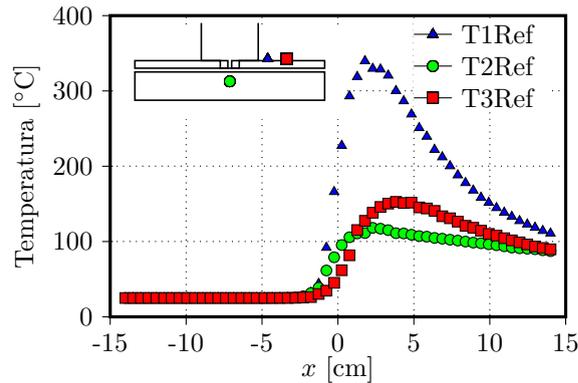


FIGURA 3.8: Distribuciones de temperatura.

Para el caso (a) se consideró la distribuciones de temperatura T1Ref and T2Ref, y para el caso (b) T1Ref y T3Ref. Los valores iniciales para los parámetros normalizados se obtuvieron incrementando su valor de referencia un 20 %.

La figura 3.9 muestra le valor que toma la función objetivo en cada paso de iteración, tanto en el caso (a) como en el caso(b). De ésta se desprende que en el caso (a) el parámetro normalizado llega al valor objetivo alcanzando el mínimo global para el cual la función objetivo se anula, mientras que el caso (b) se detiene en un cierto valor que corresponde a un mínimo local (figura 3.9).

El resultado para el caso (b) puede atribuirse al hecho de que, tomando como referencia a la temperatura sólo sobre las piezas, un exceso en el valor de ambos parámetros, es decir, la eficiencia mecánica y la conductancia a la placa de respaldo, puede resultar en un aumento de la generación de calor, que a su vez puede ser compensado por un aumento de calor transferido a la placa de respaldo. Por lo tanto, dos valores altos de ambos parámetros no convergen al mínimo global.

En el caso (a), agregando como referencia la temperatura en la placa de respaldo, ambos parámetros con un valor en exceso operan aumentando el calor transferido a la placa de respaldo, aumentando también la temperatura.

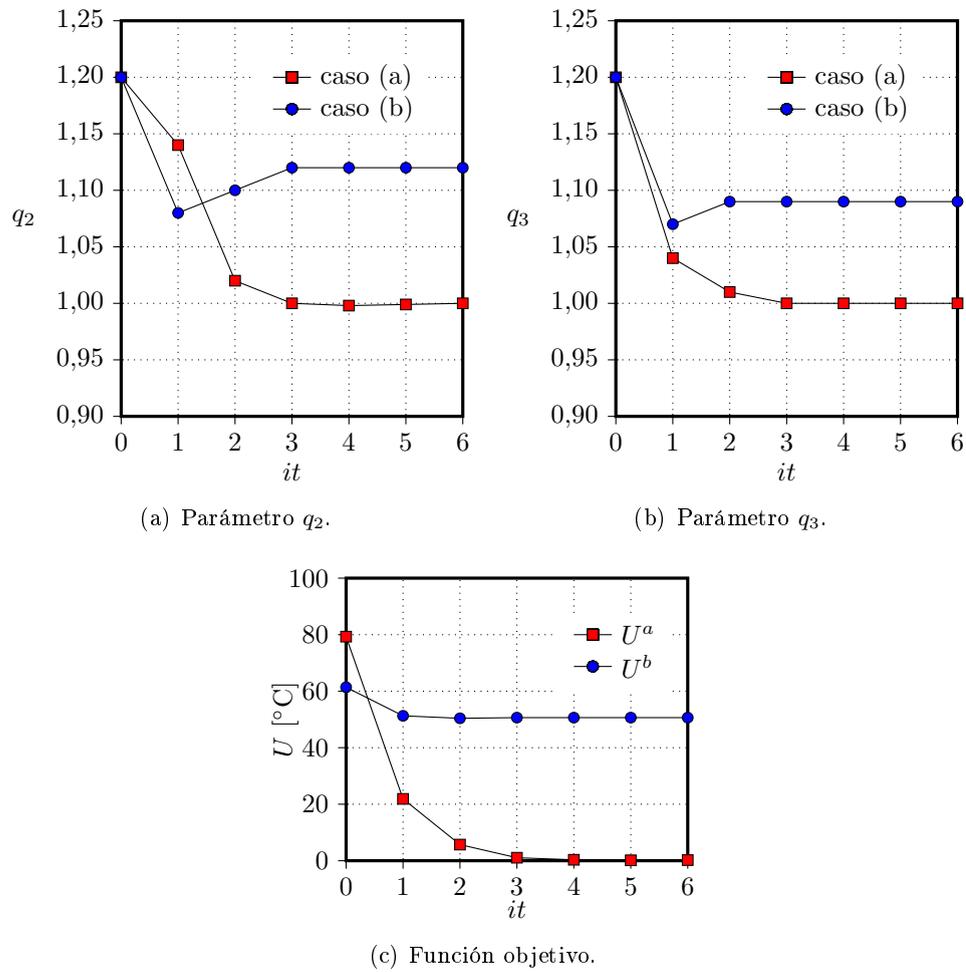


FIGURA 3.9: Cambio de referencia.

Estos dos casos muestran la importancia de la ubicación de los puntos de referencia – es decir, la ubicación de las mediciones de temperatura que se comparan con los datos experimentales– en alcanzar el mínimo global de la función objetivo. Se indica que es adecuado tomar puntos de referencia para la temperatura tanto en las piezas de trabajo como en la placa de respaldo. Sin embargo, las temperaturas de referencia en la placa de respaldo son inusuales en el análisis inverso de la soldadura FSW [3, 20, 25, 51]

### 3.4.4. Cálculo paralelo: Mejoras en el tiempo de cálculo

En la figura 3.10 se muestran resultados de los tiempos de cálculo obtenidos a través del código secuencial y paralelo.

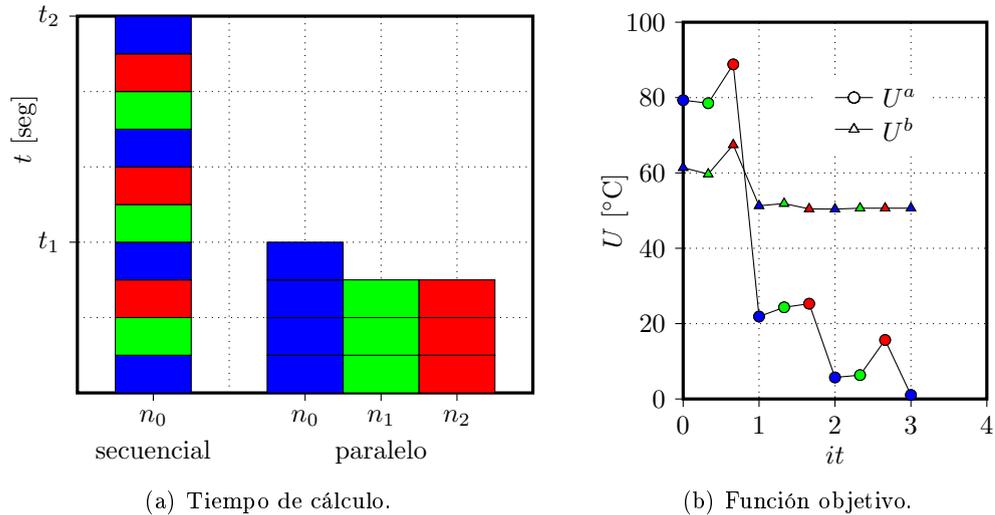


FIGURA 3.10: Cálculo paralelo.

Se trata de un problema en donde se estiman dos parámetros. Los tiempos en azul son los transcurridos para encontrar la solución en el paso de iteración actual. Los tiempos en verde y rojo son los transcurridos para la solución del problema directo con los parámetros perturbados en forma independiente para el cálculo de la matriz Jacobiana.

En problemas tan exigentes como el proceso FSW, el tiempo transcurrido para calcular la dirección de búsqueda es depreciable. El tiempo de cálculo para hallar la solución del problema directo con cada incremento de los parámetros (azul, verde o rojo) es similar ya que depende de la velocidad de avance y de la longitud que separa a la herramienta del borde de las piezas corriente abajo. Es decir, se llega a la solución del problema directo aproximadamente cuando la solución anterior es transportada por la velocidad de soldadura y abandona las piezas.

### 3.5. Conclusiones del capítulo

Se incorporó una técnica de estimación de parámetros y un análisis de sensibilidad que sirve de soporte al modelo termomecánico del proceso de soldadura FSW. Fue posible, entonces, mejorar el ajuste de los resultados a mediciones experimentales por medio de nuevos valores para ciertos parámetros del modelo.

Se implementó el cálculo en paralelo de la técnica de estimación de parámetros, a través del estándar denominado Message Passing Interface (MPI). Los resultados mostraron la gran reducción en el tiempo de cálculo a partir de su aplicación.

La conductancia ( $h_b$ ) en el contacto de las piezas con la placa de respaldo es un parámetro del modelo de gran influencia. Si bien los resultados pueden mejorar considerando un cambio en la conductancia por regiones es necesario realizar el análisis junto a los otros tres parámetros desconocidos del modelo: el constante de fricción ( $\mu_0$ ) y la constante de fracción de deslizamiento ( $\delta_0$ ) y la eficiencia mecánica ( $\eta$ ).

La estimación de los cuatro parámetros en un mismo proceso de estimación genera una mejora en los resultados. Sin embargo, el análisis de sensibilidad permitió determinar que tres de ellos son importantes: la eficiencia mecánica ( $\eta$ ), la conductancia hacia la placa base ( $h_b$ ), y la constante de fricción ( $\mu_0$ ). De estos, se encontró que los parámetros incluidos en las dos fuentes de calor están correlacionados.

Por otro lado, el resultado de la estimación depende del lugar en donde se toman los puntos de referencia. Se reconoció que es adecuado tomar puntos de referencia para la temperatura tanto en las piezas de trabajo como en la placa de respaldo.

A pesar del hecho de que el parámetro involucrado en la relación de fracción de deslizamiento ( $\delta_0$ ) no influye en forma significativa sobre el campo de temperaturas, se espera que afecte a los resultados del campo de la velocidad en una región adyacente a la herramienta. Este parámetro podría ser estimado teniendo en cuenta alguna magnitud geométrica de la zona de agitación, por ejemplo, una longitud característica.

## Capítulo 4

# Análisis de la evolución del material

El proceso de soldadura FSW produce cambios microestructurales en el material que influyen fuertemente sobre las propiedades mecánicas de la unión. Los ciclos térmicos y la deformación plástica que experimenta el material definen la evolución de la microestructura.

El modelado del desarrollo de la microestructura o evolución microestructural se basa en los avances realizados para los procesos de trabajado en caliente convencionales como laminado, extrusión o forja. Estos últimos incluyen altas velocidades de deformación a temperaturas elevadas pero en ausencia de las transiciones y gradientes en la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura que caracterizan al proceso de soldadura FSW.

Estos procesos termomecánicos producen microestructuras de no equilibrio, lo cual hace al modelado de este tipo de procesos particularmente difícil –no es posible recurrir a los diagramas de fase de equilibrio. En consecuencia, se apunta a emplear la información provista por los modelos numéricos en el desarrollo del modelado de los fenómenos microestructurales [21].

Una ecuación típica que describe el tamaño de grano luego de la recristalización ( $D_r$ ) [21] es la siguiente:

$$D_r = C_1 + C_2 \cdot \varepsilon_e^m \cdot \dot{\varepsilon}_e^n \cdot D^l \cdot \exp\left(-\frac{Q}{R \cdot T}\right), \quad (4.1)$$

donde  $\varepsilon_e$  es la deformación plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}_e$  es la velocidad de deformación equivalente,  $D$  es el tamaño de grano inicial,  $Q$  es la energía de activación para la recristalización del material,  $R$  es la constante de los gases,  $T$  es la temperatura absoluta y  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $m$ ,  $n$  y  $l$  son constantes del material.

De esta manera, las magnitudes macroscópicas que caracterizan el estado termomecánico de un material que es deformado a altas temperaturas son la temperatura  $T$ , la deformación  $\varepsilon$  y la velocidad de deformación  $\dot{\varepsilon}$ .

El modelo termomecánico con descripción Euleriana adoptado permite obtener la temperatura y un valor efectivo de la velocidad de deformación. Sin embargo, para calcular un valor efectivo de la deformación es necesario considerar una ecuación diferencial de transporte que admite, al menos, dos alternativas de resolución [1, 11, 12]: a través de la formulación de Galerkin [32] o mediante la integración a lo largo de la línea de corriente [2].

Aquí se aplica una formulación de residuos ponderados (Galerkin) sobre las ecuaciones diferenciales a derivadas parciales que surgen de tomar la derivada material del tensor gradiente de deformación de un campo de flujo Euleriano de estado estacionario. A partir de conocer el valor del tensor gradiente de deformación es posible calcular una medida de la deformación.

## 4.1. Cinemática de grandes deformaciones

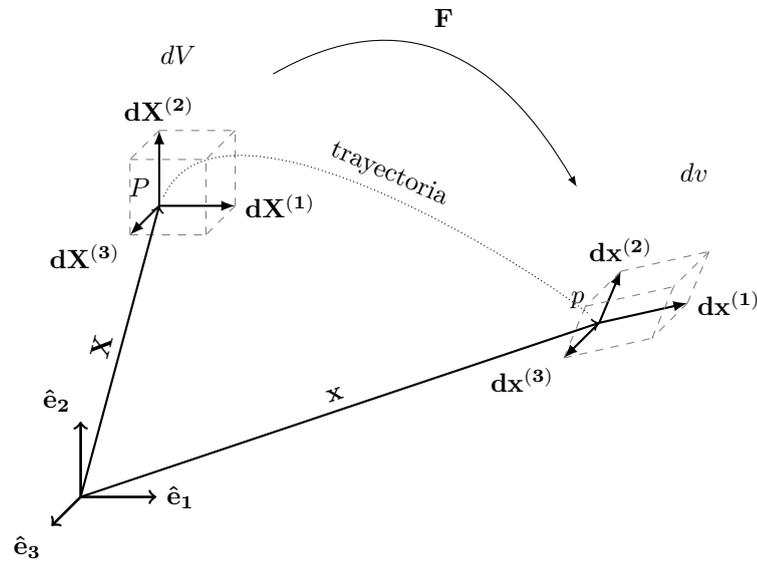
El tensor gradiente de deformación  $\mathbf{F}$  es una matriz jacobiana que aplicada a un vector diferencial  $d\mathbf{X}$  en la posición de referencia no deformada lo transforma en un vector diferencial  $d\mathbf{x}$  en la posición actual deformada.

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad (4.2)$$

Expresado en notación indicial:

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j} \quad (4.3)$$

El tensor gradiente de deformación  $\mathbf{F}$  es fundamental en la mecánica de los medios continuos ya que es una medida primaria de la deformación.


 FIGURA 4.1: Paralelepípedo diferencial: interpretación geométrica de  $\mathbf{F}$ .

Considerando un elemento diferencial (ver figura 4.1) de volumen  $dV$  en la posición  $\mathbf{X}$  que luego de una dada deformación presenta un volumen  $dv$  en la posición  $\mathbf{x}$ , puede establecerse la siguiente relación entre  $dV$  y  $dv$ :

$$dv = \det(\mathbf{F}) \cdot dV \quad (4.4)$$

El determinante del gradiente de deformación representa el cambio de volumen en una deformación:

$$J \equiv \det(\mathbf{F}) \quad (4.5)$$

Evidentemente, el Jacobiano  $J$  proporciona una medida de la deformation volumétrica local. Si  $\det(\mathbf{F}) = 1$  entonces la deformación es isocórica (se preserva el volumen, flujo incompresible o isocórico).

Sin embargo,  $\mathbf{F}$  no es una medida directa de la deformación ya que incluye la rotación de cuerpo rígido. Se define el tensor de deformación de Cauchy-Green de grandes deformaciones  $\mathbf{C}$ :

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} \quad (4.6)$$

y el tensor de Green-Lagrange  $\mathbf{E}$ :

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{C} - \mathbf{I}) \quad (4.7)$$

donde  $\mathbf{I}$  es el tensor identidad de segundo orden.

El tensor  $\mathbf{E}$  es una magnitud que cuantifica la deformación que se vuelve cero cuando no hay deformación presente. Para cuantificar la deformación en una magnitud escalar, se recurre a la deformación efectiva de von Mises:

$$\varepsilon_e = E_{\text{vm}} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \|\mathbf{E}\|} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \mathbf{E} : \mathbf{E}} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot E_{km} \cdot E_{km}} \quad (4.8)$$

A partir de la solución de la ecuación diferencial que establece la evolución del tensor gradiente de deformación  $\mathbf{F}$  es posible calcular en forma directa el valor de las magnitudes derivadas que cuantifican la deformación del material.

## 4.2. Evolución del tensor gradiente de deformación

Las ecuaciones diferenciales de transporte del tensor gradiente de deformación en un marco de referencia Euleriano son:

$$\frac{\partial F_{kl}}{\partial t} + v_m \cdot \frac{\partial F_{kl}}{\partial x_m} = L_{km} \cdot F_{ml} \quad (4.9)$$

donde  $F_{kl}$  es el tensor gradiente de deformación,  $v_m$  es la velocidad del flujo de material,  $t$  es el tiempo,  $x_m$  es el vector posición de la partícula y  $L_{km}$  es el tensor gradiente de velocidad:

$$L_{km} = \frac{\partial v_k}{\partial x_m} \quad (4.10)$$

A continuación se obtiene el esquema numérico a través del Método de los Elementos Finitos (MEF) (se sigue en gran medida el desarrollo de [1]<sup>1</sup>) que, conociendo el campo de velocidades, permite resolver las ecuaciones diferenciales de transporte del tensor gradiente de deformación.

---

<sup>1</sup>En las formulaciones de Elementos Finitos, en general, se aplica la integración por partes con el propósito de obtener la forma débil y, así, disminuir los requisitos de continuidad sobre las funciones de forma. Sin embargo, en este caso los requisitos de continuidad no cambian a través de este procedimiento ya que la ecuación es de primer orden.

### 4.3. Formulación de Galerkin (MEF)

Aplicando el método de los residuos ponderados sobre las ecuaciones diferenciales anteriores en el dominio  $\Omega$  se obtiene:

$$\int_{\Omega} \left( \frac{\partial F_{kl}}{\partial t} + v_m \cdot \frac{\partial F_{kl}}{\partial x_m} - L_{km} \cdot F_{ml} \right) \cdot w_{kl} \cdot d\Omega = 0 \quad (4.11)$$

donde  $w_{kl}$  es la función de ponderación o peso.

Es posible escribir la ecuación anterior de la siguiente manera:

$$\int_{\Omega} \frac{\partial F_{kl}}{\partial t} \cdot w_{kl} \cdot d\Omega + \int_{\Omega} v_m \cdot \frac{\partial F_{kl}}{\partial x_m} \cdot w_{kl} \cdot d\Omega - \int_{\Omega} L_{km} \cdot F_{ml} \cdot w_{kl} \cdot d\Omega = 0 \quad (4.12)$$

El dominio  $\Omega$  se divide en elementos definidos por nodos. En cada elemento se escribe la aproximación de la solución de la siguiente manera:

$$F_{kl} \approx \mathcal{F}^{kl} = \sum_{j=1}^{NodT} \mathcal{F}_j^{kl} \cdot \phi_j^{kl} \quad (4.13)$$

donde  $NodT$  es la cantidad de nodos de cada elemento y  $\phi_j^{kl}$  son las funciones de forma del nodo  $j$  para la componente  $kl$  del tensor.

Según la formulación de Galerkin las funciones de ponderación se consideran iguales a las de interpolación:

$$w_{kl} = \sum_{i=1}^{NodT} \phi_i^{kl} \quad (4.14)$$

Sin embargo, la presencia del término advectivo (segundo término) genera la aparición de oscilaciones espurias en la solución. En este sentido, a través de las funciones de tipo Petrov-Galerkin se incorpora difusividad numérica o artificial en la dirección de la corriente (Streamline Upwind - Petrov Galerkin, SUPG) [52, 53] con el fin de estabilizar la solución:

$$\phi_i^{kl} \rightarrow \phi_i^{kl} + \tau \cdot v_{up}^s \cdot \frac{\partial \phi_i^{kl}}{\partial x_s} \quad (4.15)$$

donde  $v_{\text{up}}^s$  es la velocidad de *upwinding* definida para cada punto de Gauss dentro de los elementos. El factor de estabilización  $\tau$  se elige de tal manera que

$$\tau = \beta \cdot \frac{h}{2 \cdot |\mathbf{v}|} \quad (4.16)$$

donde  $\beta$  es un parámetro de estabilización adimensional positivo,  $h$  es la longitud característica del elemento y  $|\mathbf{v}|$  es el módulo del vector velocidad.

La derivada temporal se trata como un esquema de Diferencias Finitas descentrado:

$$\frac{\partial F_{kl}}{\partial t} \approx \frac{\partial \mathcal{F}^{kl}}{\partial t} = \frac{\partial (\mathcal{F}_j^{kl} \cdot \phi_j^{kl})}{\partial t} = \frac{\partial \mathcal{F}_j^{kl}}{\partial t} \cdot \phi_j^{kl} = \frac{(\mathcal{F}_j^{kl})^{n+1} - (\mathcal{F}_j^{kl})^n}{\Delta t} \cdot \phi_j^{kl} \quad (4.17)$$

donde  $n + 1$  es el paso de tiempo actual y  $n$  el paso de tiempo anterior.

La derivada espacial de la solución aproximada es:

$$\frac{\partial F_{kl}}{\partial x_m} \approx \frac{\partial \mathcal{F}^{kl}}{\partial x_m} = \sum_{j=1}^{NodT} \mathcal{F}_j^{kl} \cdot \frac{\partial \phi_j^{kl}}{\partial x_m} \quad (4.18)$$

Los valores de  $\mathcal{F}_j^{kl}$  correspondientes al segundo y tercer término de la ecuación son evaluados en el paso de tiempo  $n + \theta$  según:

$$(\mathcal{F}_j^{kl})^{n+\theta} = \theta \cdot (\mathcal{F}_j^{kl})^{n+1} + (1 - \theta) \cdot (\mathcal{F}_j^{kl})^n \quad (4.19)$$

donde el superíndice  $n$  indica el paso de tiempo y  $0 \leq \theta \leq 1$  el grado de implícitud.

A partir de las consideraciones anteriores el primer término de la ecuación se puede escribir de la siguiente manera:

$$(\mathcal{F}_j^{kl})^{n+1} \cdot \left[ \int_{\Omega} \frac{1}{\Delta t} \cdot \phi_j^{kl} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] - (\mathcal{F}_j^{kl})^n \cdot \left[ \int_{\Omega} \frac{1}{\Delta t} \cdot \phi_j^{kl} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] \quad (4.20)$$

el segundo término:

$$(\mathcal{F}_j^{kl})^{n+1} \cdot \left[ \int_{\Omega} v_m \cdot \theta \cdot \frac{\partial \phi_j^{kl}}{\partial x_m} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] + (\mathcal{F}_j^{kl})^n \cdot \left[ \int_{\Omega} v_m \cdot (1 - \theta) \cdot \frac{\partial \phi_j^{kl}}{\partial x_m} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] \quad (4.21)$$

y el tercero:

$$(\mathcal{F}_j^{ml})^{n+1} \cdot \left[ -\theta \cdot \int_{\Omega} \frac{\partial v_k}{\partial x_m} \cdot \phi_j^{ml} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] - (1 - \theta) \cdot (\mathcal{F}_j^{ml})^n \cdot \left[ \int_{\Omega} \frac{\partial v_k}{\partial x_m} \cdot \phi_j^{ml} \cdot \phi_i^{kl} \cdot d\Omega \right] \quad (4.22)$$

Se considera la cuadratura de Gauss, para la integración numérica, y un sistema de coordenadas locales. El esquema numérico se implementa en el programa de propósito general [50] de la Facultad de Ingeniería de la UNMdP como aportes elementales a un sistema global de ecuaciones lineales.

El primer término:

$$AE_{ij} = \frac{1}{\Delta t} \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \phi_j^{kl} \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.23)$$

$$BE_i = \frac{1}{\Delta t} \cdot (\mathcal{F}_j^{kl})^n \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \phi_j^{kl} \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.24)$$

el segundo término:

$$AE_{ij} = \theta \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \left( \sum_{m=1}^{Ndim} v_m \cdot \frac{\partial \phi_j^{kl}}{\partial x_m} \right) \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.25)$$

$$BE_i = -(1 - \theta) \cdot (\mathcal{F}_j^{kl})^n \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \left( \sum_{m=1}^{Ndim} v_m \cdot \frac{\partial \phi_j^{kl}}{\partial x_m} \right) \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.26)$$

y el tercero:

$$AE_{ij} = -\theta \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \left( \sum_{m=1}^{Ndim} \frac{\partial v_k}{\partial x_m} \cdot \phi_j^{ml} \right) \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.27)$$

$$BE_i = (1 - \theta) \cdot (\mathcal{F}_j^{kl})^n \cdot \sum_{nG=1}^{NGP} \left( \sum_{m=1}^{Ndim} \frac{\partial v_k}{\partial x_m} \cdot \phi_j^{ml} \right) \cdot \phi_i^{kl} \cdot W_{nG} \cdot |J| \quad (4.28)$$

donde  $NGP$  es el número total de puntos de Gauss y  $Ndim$  es el número de dimensiones del problema.

## 4.4. Resultados y discusión

A continuación, se analizan tres problemas simples de flujos típicos que, además de ilustrar y validar el esquema numérico implementado, permiten comprender como es la evolución del tensor  $\mathbf{F}$  sometido a diferentes condiciones de flujo (Flujo en un canal divergente 2D y 3D, y flujo de corte simple). Luego se presenta el problema bidimensional de flujo en el proceso de soldadura por fricción-agitación.

La solución del campo de velocidades en los cuatro problemas es de estado estacionario por lo que las líneas de corriente coinciden con las trayectorias de las partículas. Sin embargo, en la obtención de la solución del tensor gradiente de deformación se considera el esquema transitorio para arribar a la solución estacionaria.

Se emplean mallas de elementos triangulares y tetraédricos de tipo Simplex<sup>2</sup> con interpolación cuadrática en la solución.

### 4.4.1. Flujo en un canal divergente 2D

La figura 4.2 muestra la geometría y las condiciones de borde del problema de flujo ideal incompresible en un canal divergente bidimensional [1]. Se trata de una porción de anillo que tiene un radio de entrada de  $r_e = 1$  y un radio de salida de  $r_s = 5$ . El ángulo entre el borde lateral y la línea central de la región anular es  $\phi = 11,31^\circ$ .

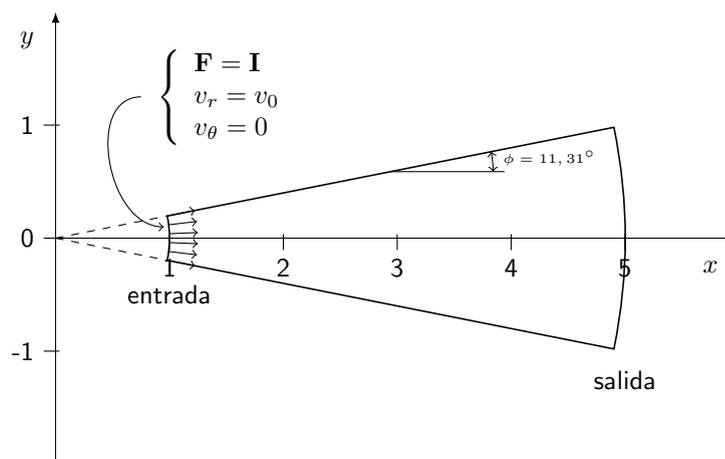


FIGURA 4.2: Diagrama esquemático del problema de flujo divergente.

<sup>2</sup>Los elementos de tipo Simplex son aquellos en los que el polinomio de aproximación de su geometría consiste en términos constantes y lineales

El material ingresa por el borde de entrada a una velocidad radial  $v_0 = 1$  y abandona el dominio en el borde de salida. La velocidad normal es nula sobre los laterales (condiciones de deslizamiento completo en las paredes por ausencia de fricción).

Una elección natural para este problema, de acuerdo a su simetría, es un sistema de coordenadas polares. La solución del campo de velocidades dentro de todo el dominio es trivial, y está dada por:

$$v_r = v_0 \cdot \frac{R}{r}, \quad v_\theta = 0. \quad (4.29)$$

donde  $v_0$  es la velocidad a la entrada, es decir, en  $r = R$  (en este caso  $R = 1$ ).

El tensor gradiente de deformación en un sistema de coordenadas polares es:

$$\mathbf{F}' = \begin{bmatrix} F_{rr} & F_{r\theta} \\ F_{\theta r} & F_{\theta\theta} \end{bmatrix} \quad (4.30)$$

La condición de contorno a la entrada para el tensor gradiente de deformación es  $\mathbf{F}' = \mathbf{I}$ , indicando que el material que ingresa en la región se encuentra sin deformar.

La solución correspondiente al problema es:

$$\mathbf{F}' = \begin{bmatrix} \frac{R}{r} & 0 \\ 0 & \frac{r}{R} \end{bmatrix} \quad (4.31)$$

$$F_{rr} = \frac{R}{r} \quad F_{\theta\theta} = \frac{r}{R} \quad (4.32)$$

De esta manera se ve que la deformación de un elemento diferencial se trata de una reducción en la dirección radial y de un estiramiento en la dirección angular, con conservación del área. No se produce distorsión (ver figura 4.3).

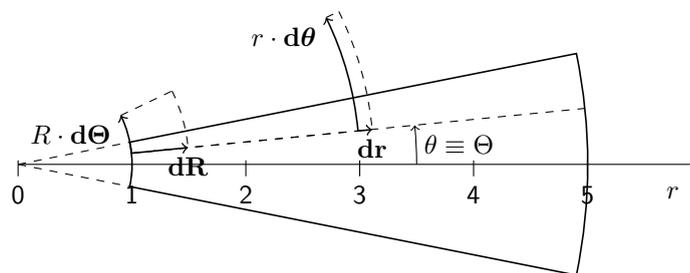


FIGURA 4.3: Elemento diferencial de superficie.

Aplicando un cambio de sistema de coordenadas, las componentes del tensor gradiente de deformación ( $\mathbf{F}$ ) en coordenadas cartesianas son:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} F_{xx} & F_{xy} \\ F_{yx} & F_{yy} \end{bmatrix} \quad (4.33)$$

$$F_{xx} = \frac{\sqrt{X^2 + Y^2}}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} + \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \quad (4.34)$$

$$F_{xy} = \frac{\sqrt{X^2 + Y^2}}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} - \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \quad (4.35)$$

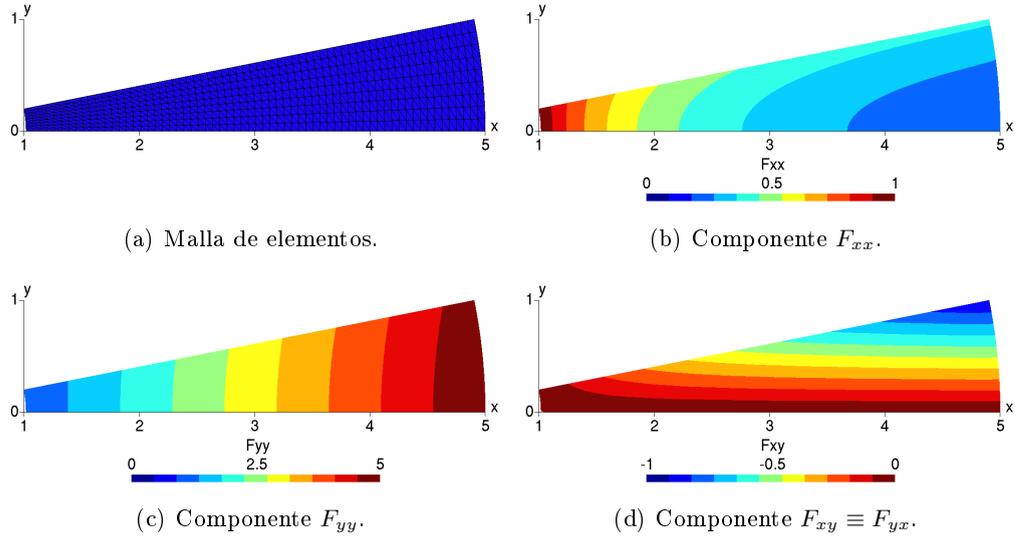
$$F_{yx} = \frac{\sqrt{X^2 + Y^2}}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} - \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \quad (4.36)$$

$$F_{yy} = \frac{\sqrt{X^2 + Y^2}}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2}} + \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \quad (4.37)$$

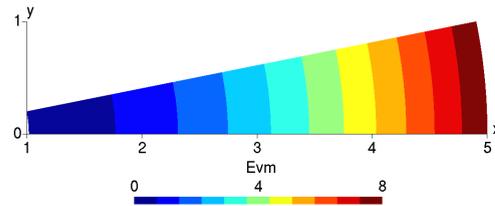
donde  $X$  e  $Y$  son las coordenadas iniciales y  $x$  e  $y$  son las coordenadas actuales.

El problema es simétrico respecto al eje  $x$  en un sistema de coordenadas cartesiano. El tensor gradiente de deformación solución es simétrico ( $F_{xy} = F_{yx}$ ).

La malla de elementos utilizada y los resultados obtenidos a través del esquema numérico de las componentes del tensor gradiente de deformación  $F_{xx}$ ,  $F_{yy}$  y  $F_{xy}$  se muestran en la figura 4.4. Estos resultados se encuentran en acuerdo con los que surgen del desarrollo analítico.


 FIGURA 4.4: Componentes de  $\mathbf{F}$  (en coordenadas cartesianas): solución numérica.

El resultado obtenido de la deformación efectiva de von Mises  $E_{vm}$  se muestra en la figura 4.5.


 FIGURA 4.5: La deformación efectiva  $E_{vm}$ .

#### 4.4.2. Flujo en un canal divergente 3D

El problema de flujo en un canal divergente cóncavo es similar al anterior, es decir, es posible encontrar la solución en un sistema de coordenadas polares esféricas en base a la simetría que presenta el problema.

$$\mathbf{F}' = \begin{bmatrix} \frac{R^2}{r^2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{r}{R} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r}{R} \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

No obstante, en un sistema de coordenadas cartesiano la solución es tridimensional. La malla de elementos empleada y los resultados del esquema numérico se muestran en la figura 4.6. La solución del tensor gradiente de deformación, al igual que en el problema de flujo en un canal divergente 2D, es simétrica ( $F_{xy} = F_{yx}$ ,  $F_{xz} = F_{zx}$  y  $F_{yz} = F_{zy}$ ).

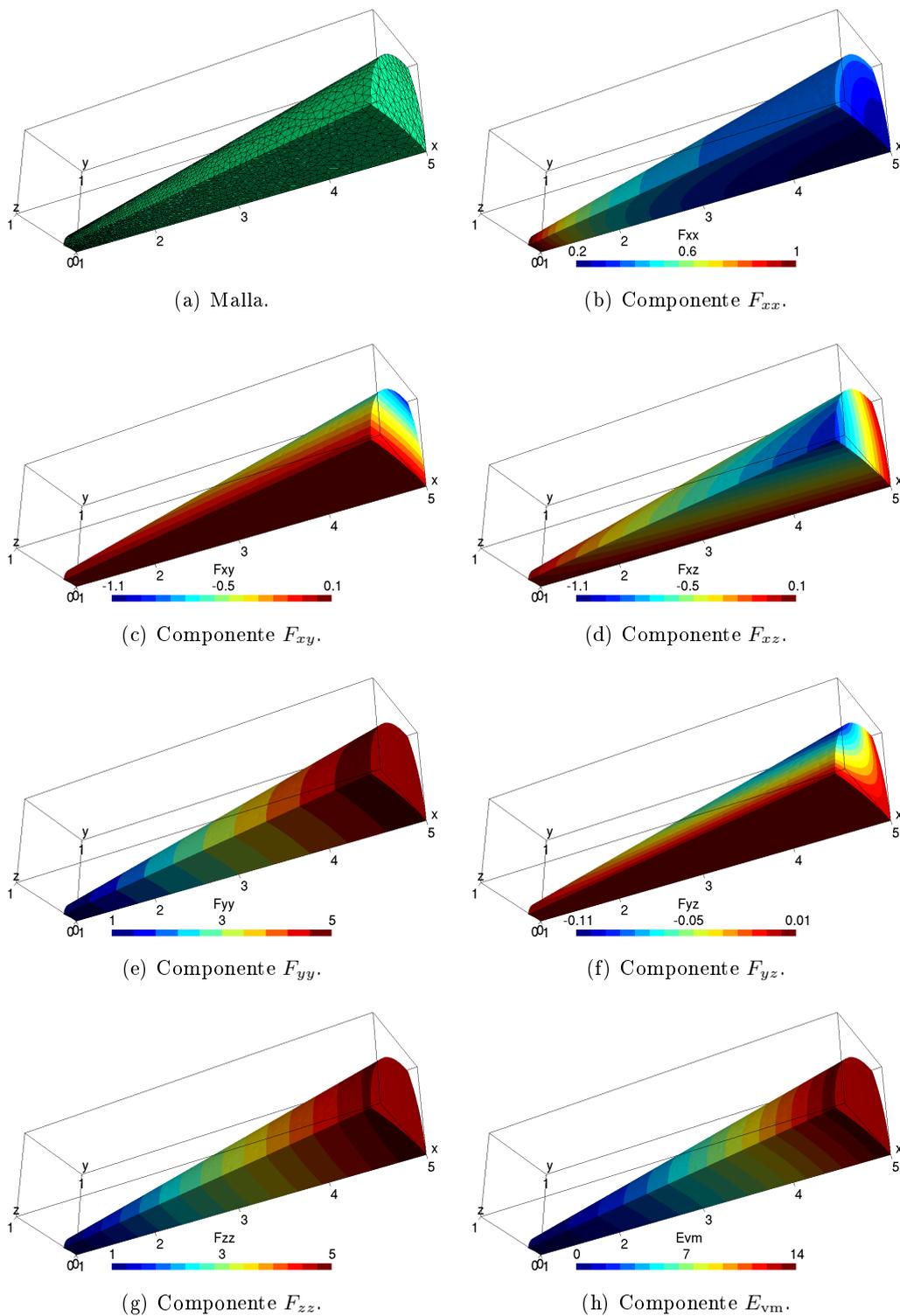


FIGURA 4.6: Canal divergente cónico.

### 4.4.3. Flujo de corte simple (flujo de Couette)

La figura 4.7 muestra la geometría y las condiciones de borde del problema de flujo de corte simple. Este es un campo de flujo de gran importancia en la Mecánica de los Fluidos, denominado flujo de Couette, en el cual una superficie móvil arrastra consigo al fluido adyacente y, de ese modo, imparte un movimiento al resto del fluido.

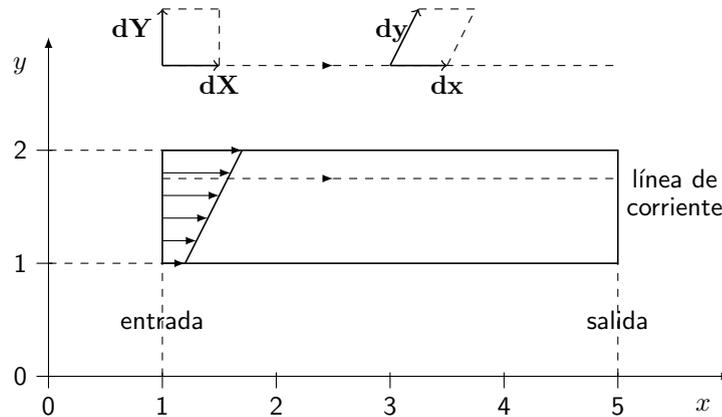


FIGURA 4.7: Diagrama esquemático del problema de flujo de corte simple.

Las condiciones de borde de velocidad  $v_0 = 1$  en  $y_0 = 1$  y  $v_1 = 2$  en  $y_1 = 2$  y una viscosidad constante definen un perfil lineal de velocidades expresado por:

$$v_x = v_0 + v_1 \cdot (y - y_0) \quad (4.39)$$

$$v_y = 0. \quad (4.40)$$

En la figura 4.7 también se observa la deformación de un elemento diferencial de área definido por los vectores  $\mathbf{dX}$  y  $\mathbf{dY}$  en su posición sin deformar, y por  $\mathbf{dx}$  y  $\mathbf{dy}$  en su posición deformada.

En este caso la única componente del tensor gradiente de deformación que cambia es  $F_{xy}$ :

$$F_{xy} = \frac{(x - x_0)}{v_0 + v_1 \cdot (y - h_0)} \cdot v_1 \quad (4.41)$$

La figura 4.8 muestra la malla de elementos, la componente  $F_{xy}$  del tensor calculada a partir del modelo numérico y la medida de la deformación  $E_{vm}$ .

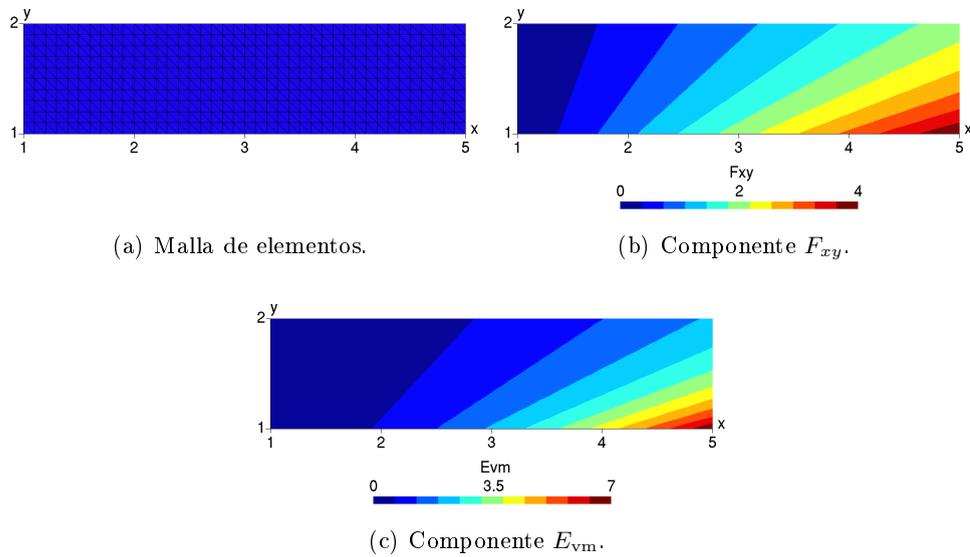


FIGURA 4.8: Componentes de  $\mathbf{F}$ : solución numérica.

Adicionalmente, se realiza el cálculo anterior pero imponiendo un límite superior a la deformación ( $E_{vm} = 2,0$ ). La aplicación de un límite superior permite evitar que la deformación aumente indefinidamente. Este es el comportamiento del material adherido a la herramienta en el flujo de material del proceso de la soldadura FSW. En la figura 4.9 se muestra la componente  $F_{xy}$  del tensor y la medida de la deformación  $E_{vm}$ .

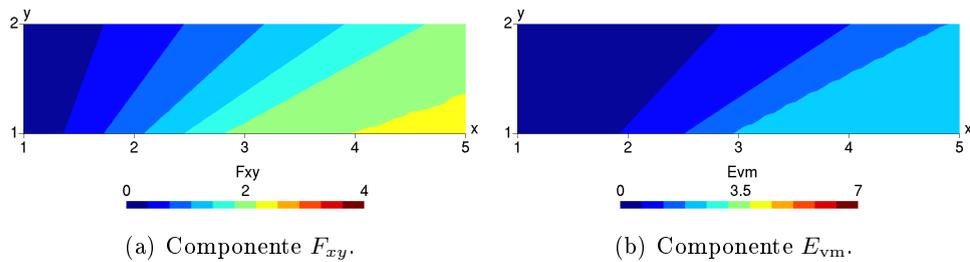


FIGURA 4.9: Componentes de  $\mathbf{F}$ : solución numérica limitada.

#### 4.4.4. Soldadura por fricción-agitación

El flujo de material en el problema del proceso de la soldadura por fricción-agitación es más complejo. Las características del proceso exigen la resolución de un problema en donde los modelos térmico y mecánico se encuentran acoplados.

A pesar de que el flujo de material es de naturaleza tridimensional, el análisis bidimensional conserva los grandes gradientes en el flujo de material y el patrón de flujo más importante del proceso.

En la figura 4.10 se muestra el dominio bidimensional y las condiciones de borde del problema. La región delimitada por la frontera rectangular y circular representa el material de las piezas. La frontera circular representa a la herramienta (radio del perno de la herramienta). Se adopta un sistema de referencia que se desplaza acompañando el avance de la herramienta. Las condiciones de borde sobre el flujo de material son (de Dirichlet): el material ingresa a una velocidad  $v_w$  por el borde de entrada y gira a una velocidad angular  $\omega$  (adherido a la herramienta) en el borde circular.

La solución del problema térmico y mecánico acoplado con descripción Euleriana se obtiene considerando un comportamiento viscoplástico para el material y resolviendo las ecuaciones de balance de cantidad de movimiento, de masa y de energía, con apropiadas condiciones de borde.

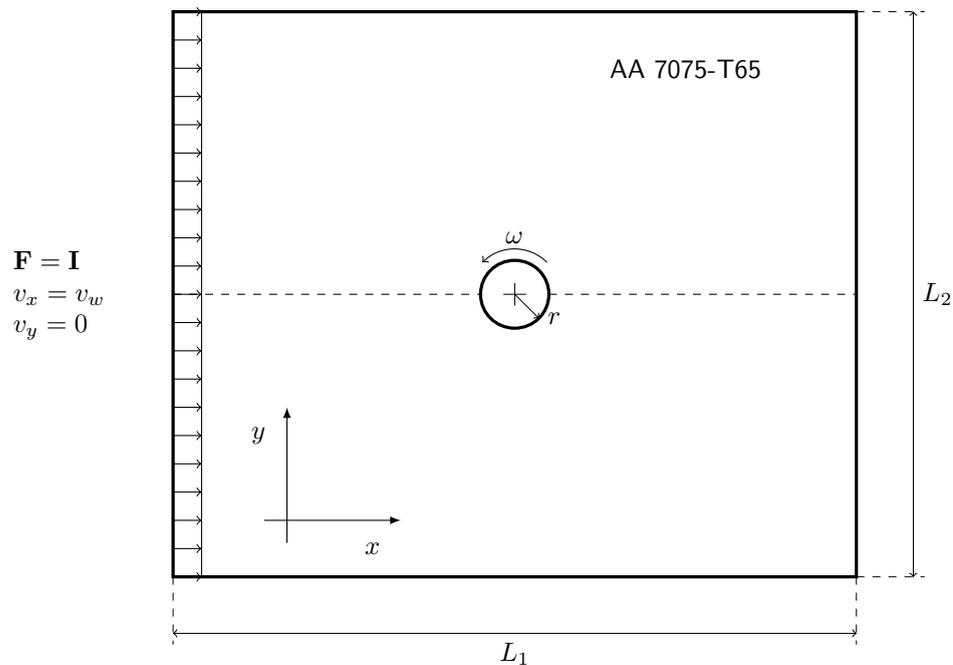


FIGURA 4.10: Dominio y condiciones de borde del problema de FSW.

El tipo de material y las dimensiones de las probetas [9] se encuentran en la tabla 4.1:

Las constantes de ecuación constitutiva [46] se encuentran en la tabla 4.2:

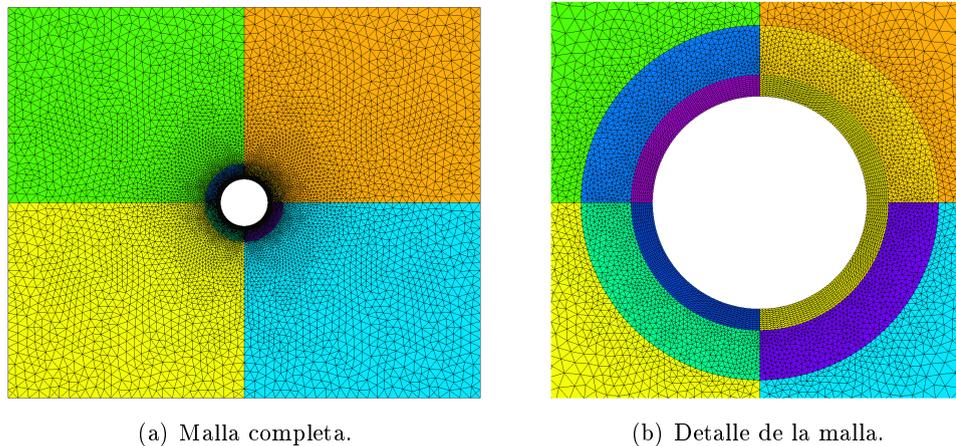
La figura 4.11 muestra la malla de triángulos con interpolación cuadrática empleada. En la malla se distinguen distintas regiones para lograr el control del tamaño de los elementos. Cerca del borde de la herramienta, donde se presentan los mayores cambios en el campo de velocidades, los elementos son más pequeños.

Parámetros	placas (AA 7075-T65)
densidad ( $\rho$ )	2810 kg/m <sup>3</sup>
calor específico ( $c_p$ )	960 J/kg·°C
conductividad térmica ( $K$ )	130 W/m·°C
coef. convectivo al ambiente ( $h_a$ )	10 W/m <sup>2</sup> ·°C
conductancia placas-base ( $h_b$ )	400 W/m <sup>2</sup> ·°C
conductancia placas-herramienta ( $h_c$ )	1000 W/m <sup>2</sup> ·°C
eficiencia mecánica ( $\eta$ )	0,80
diámetro del perno ( $D = 2 \cdot r$ )	3 mm
largo del dominio ( $L_1$ )	30 mm
ancho del dominio ( $L_2$ )	25 mm
velocidad de rotación ( $\omega$ )	1040 rpm
velocidad de avance ( $v_w$ )	150 mm/min

TABLA 4.1: Parámetros del modelo.

Constantes del material	placas (AA 7075-T65)
constante del material ( $A$ )	$5,34 \cdot 10^8$ 1/seg
constante del material ( $\frac{1}{\alpha} = \sigma_R$ )	33,9 MPa
constante del material ( $n_c$ )	3,47
energía de activación ( $Q$ )	160 kJ/mol
constante univ. gases ( $R$ )	8,314 J/mol ·°K

TABLA 4.2: Constantes de la ecuación constitutiva del material [46].



(a) Malla completa.

(b) Detalle de la malla.

FIGURA 4.11: Malla de elementos.

Las líneas de corriente que se muestran en la figura 4.12 corresponden a la solución del campo de velocidades. Se ve que el flujo de material se encuentra fuertemente influenciado por las paredes de la herramienta. Se advierte que la herramienta conduce al material, en gran medida, por el lado de retroceso (LR). Es importante destacar que la velocidad del material adherido a la herramienta es muy superior a la de soldadura o avance.

La soldadura por fricción-agitación presenta una particularidad respecto a los problemas analizados de flujo en un canal divergente 2D y 3D: las líneas de corriente se cierran

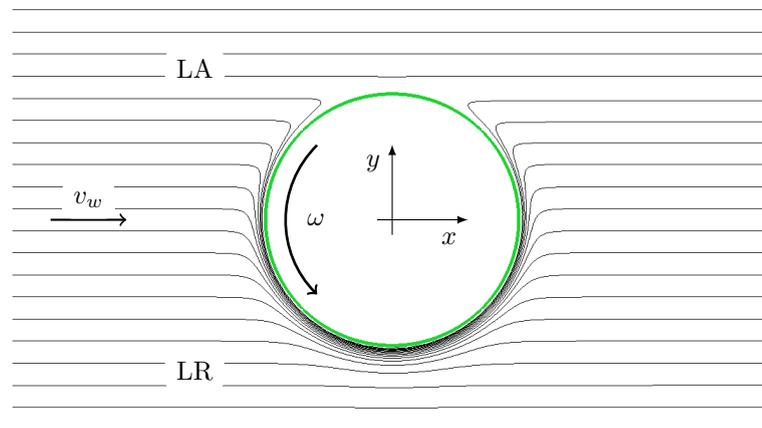


FIGURA 4.12: Líneas de corriente.

cerca del borde de la herramienta. Esa característica hace suponer que la deformación crece indefinidamente en esa región. Es decir que una partícula de material que ingresa en ese flujo es deformada ilimitadamente (indefinidamente).

Por otra parte, como el flujo de material está caracterizado por dos velocidades (avance y rotación) y debido a que la información avanza como un frente (con la primer velocidad) y luego ingresa a la zona de influencia de la herramienta y es afectada en forma diferente (por la segunda velocidad) se presenta una complejidad adicional.

El cálculo del tensor gradiente de deformación se ha tomado como transitorio en todos los casos analizados. Fue necesario, entonces, partir de un valor inicial para esta magnitud sobre todo el dominio. De esta manera, la condición de borde se transporta y evoluciona en todo el dominio afectado por el flujo. En los problemas de flujo típicos se asigna una condición inicial nula en todo el dominio. En consecuencia, la evolución consiste en el avance de un frente. El método de SUPG es efectivo para estabilizar la discontinuidad del transporte de dicho frente. En el caso de la soldadura FSW, el frente avanza en forma irregular cuando encuentra a la herramienta por lo que no es suficiente la estabilización mediante este método, que impone difusividad en dirección a la línea de corriente. Esto motivó adoptar una condición inicial de material sin deformar en todo el dominio, es decir, el tensor gradiente de deformación igual a la matriz identidad.

El hecho de que una porción de material se deforma en forma indefinida y que se asigna una condición inicial igual a la matriz identidad en todo el dominio, hace necesario imponer un límite superior a la deformación que evite que la deformación aumente indefinidamente. El límite superior a la deformación se eligió de manera que cambiando su valor no se modificaran los resultados en forma significativa.

El resultado obtenido de la deformación efectiva de von Mises  $E_{vm}$  se muestra en la figura 4.13, para un valor de corte  $E_{vm} = 10$ . Sobre el lado de retroceso (LR) una transición suave a diferencia del lado de avance (LA).

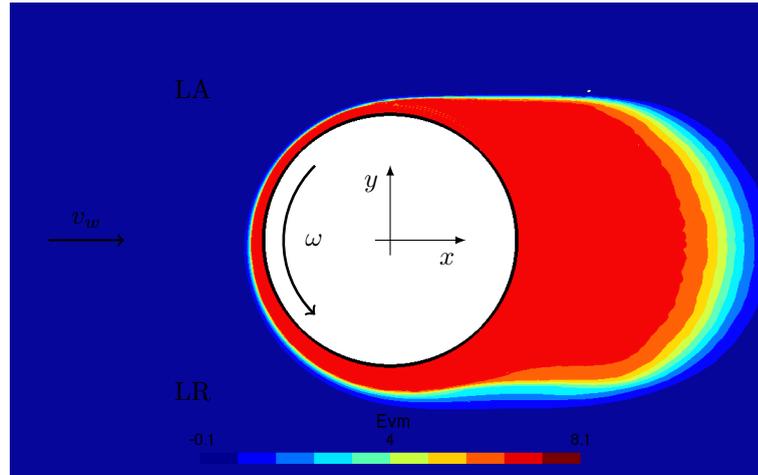


FIGURA 4.13: Soldadura FSW:  $E_{vm}$ .

## 4.5. Conclusiones del capítulo

Se realizó la implementación del esquema numérico que permite calcular la evolución del tensor gradiente de deformación dado un flujo. Se obtuvieron y se analizaron las soluciones de esta ecuación sobre distintos casos de prueba y en un problema de FSW bidimensional. En todos los casos se resolvió de manera transitoria para conseguir la solución estacionaria.

Los resultados obtenidos para el flujo de material en problemas de flujos típicos muestran la manera en que se ve afectado el tensor gradiente de deformación. Estos resultados coinciden con los valores analíticos brindando confiabilidad al esquema numérico implementado. Se llegó a la solución a través del estado transitorio del problema considerando al material sin deformar en la entrada del dominio y registrando su deformación hasta llegar al estado estacionario. Por lo tanto, la solución transitoria se trata de un frente que se desplaza.

Caracterizar el flujo de material que se produce en el proceso de soldadura FSW supone una mayor exigencia ya que las velocidades surgen de la solución del problema térmico y mecánico acoplado. En principio es necesario distinguir entre el material que se encuentra girando solidario a la herramienta y se deforma en forma indefinida, y el material que,

siendo afectado por la herramienta, se deforma una dada magnitud pero termina por situarse detrás de la herramienta, inmóvil.

En la solución transitoria del problema, la resolución como un frente que avanza, en forma similar a los flujos simples, implica la aparición de oscilaciones numéricas o espurias en la dirección perpendicular a las líneas de corriente que perjudican la resolución, ya que el esquema implementado cuenta con estabilización en la dirección de la línea de corriente. Entonces, se impuso un valor inicial al tensor gradiente de deformación igual a la matriz identidad en todo el dominio y, para evitar un crecimiento indefinido, se anuló localmente el aumento del valor del tensor gradiente de deformación una vez alcanzado un cierto umbral.

## Capítulo 5

# Ensayo experimental

Los modelos numéricos presentados en los capítulos anteriores proporcionan un medio adecuado para determinar el campo de temperaturas, el flujo y la deformación del material que se dan en el proceso de soldadura FSW. Estos modelos se expresan a través de ecuaciones basadas en principios físicos con cierto grado de simplificación. En algunos de estos intervienen parámetros cuyos valores no son posibles de establecer en forma anticipada por lo que los modelos se encuentran apoyados en mediciones experimentales.

A menudo, trabajar con datos experimentales extraídos de publicaciones científicas presenta dificultades ya que, en general, son incompletos o no están descritas en forma suficiente las condiciones en que fueron realizados los ensayos. Otras veces, se desea modelar una condición de soldadura específica o es conveniente disminuir la complejidad de los ensayos –usar geometrías de herramientas más simples, etc. Más aun, conocer el detalle del ensayo experimental y la calidad de los datos es crítico si se pretende ganar confiabilidad en los resultados de los modelos numéricos.

De esta manera, se estableció contacto con investigadores del Laboratorio de Materiales y Estructuras de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Buenos Aires (FI-UBA) que cuentan con los equipos, las herramientas y el conocimiento requeridos para cumplir con las exigencias impuestas. Antes de proyectar una nueva experiencia se revisaron las ya existentes dentro de una gran variedad de alternativas disponibles. Se encontró que una de ellas [48], en principio, reunía las características apropiadas para someter a prueba el conjunto de herramientas computacionales desarrolladas.

A continuación, se describe el ensayo experimental, el modelo numérico resuelto y se comparan las mediciones a los resultados numéricos.

## 5.1. Características del ensayo

La experiencia está compuesta por una serie de ensayos que consisten en la unión longitudinal a tope de probetas de una aleación de aluminio variando la velocidad de avance de la herramienta y manteniendo el resto de las variables de proceso sin modificar (ver figura 5.1).



FIGURA 5.1: Equipo de soldadura por fricción-agitación utilizado en la experiencia [48].

Los ensayos se realizaron en una fresadora universal adaptada e instrumentada para efectuar la medición de la carga axial de la herramienta y de la temperatura en distintas posiciones sobre las probetas. Se usó una placa de respaldo y un sistema de fijación para sujetar las probetas.

Las probetas son dos placas de AA 7075-T651 rectangulares de  $150 \times 75 \text{ mm}^2$ , y 4mm de espesor. Este material es comunmente empleado en la fabricación de componentes estructurales de aviones y se considera no soldable por procesos convencionales de soldadura por fusión.

La herramienta, fabricada en Acero de herramienta H13 templado y revenido, presenta un hombro concavo y un perno cónico. Los diámetros mayor y menor del perno son de 4mm y 3mm, respectivamente. La altura del perno es de 3,8mm, levemente menor al espesor de las placas a soldar. El diámetro del hombro es de 12mm y su concavidad es de  $7,5^\circ$ . El ángulo de inclinación del eje de la herramienta respecto a la vertical es de  $2^\circ$ .

Los ensayos se realizaron a una velocidad de rotación de 680rpm y variando la velocidad de avance: 51-73-98-146-206mm/min [48].

## 5.2. Descripción del modelo

El dominio espacial del modelo se divide en tres partes: las piezas, la herramienta y la placa base. Las piezas se tratan como un solo volumen sin divisiones, es decir, las dos placas rectangulares de  $150 \times 75 \text{mm}^2$  resultan en una cuadrada de  $150 \times 150 \text{mm}^2$ .

En la figura 5.2 se observa una vista general de la malla de elementos finitos empleada para modelar el proceso. Las piezas en amarillo, la herramienta en azul y en verde la placa base. En la figura 5.3(a) se observa en detalle la malla de elementos cercana a la herramienta. En la figura 5.3(b) se distingue la geometría y la malla de elementos de la herramienta.

Una consideración importante es que la geometría del modelo tiene el doble del largo de las probetas ya que, si bien las termocuplas empleadas para registrar los ciclos térmicos se encuentran ubicadas a la mitad de la probeta, al inicio del proceso la herramienta se encuentra una longitud de probeta detrás del borde delantero de las piezas y al final una longitud de probeta delante del borde trasero de las piezas.

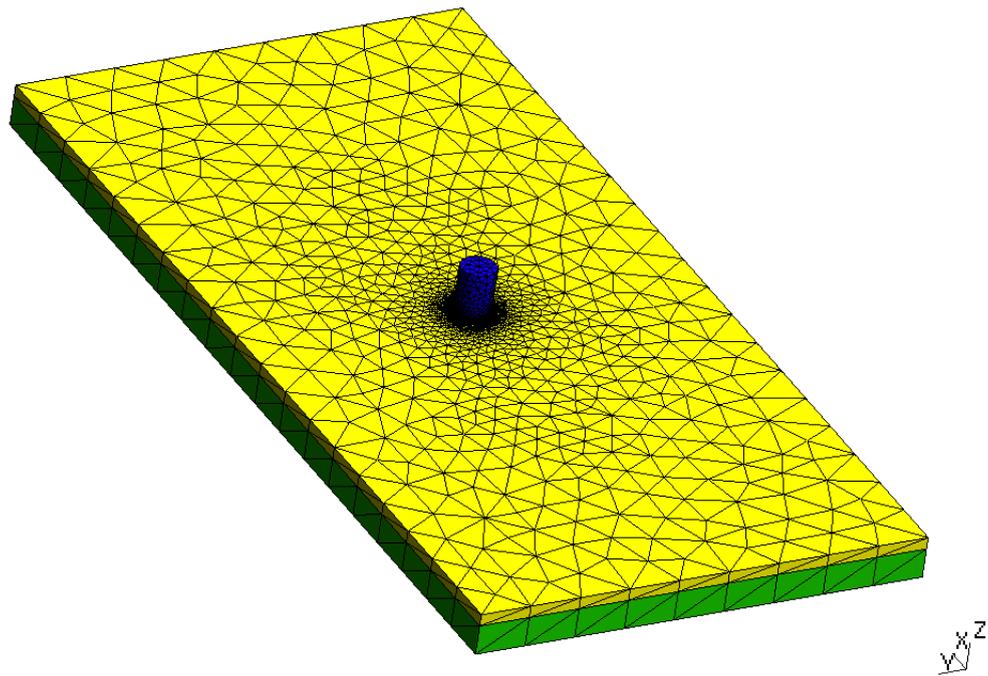
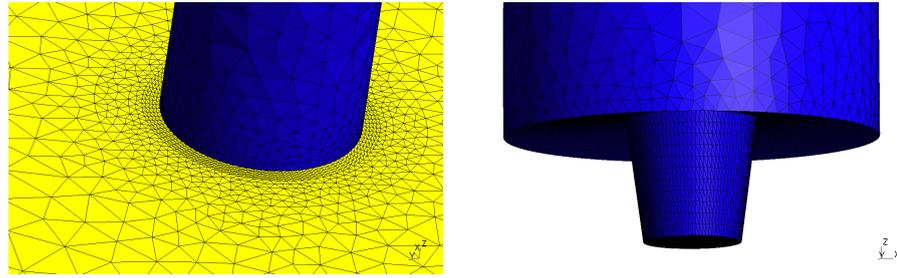


FIGURA 5.2: Malla de elementos finitos: vista general.

Se resuelve el problema térmico y mecánico acoplado en tres dimensiones del problema considerando una formulación de flujo rígido y viscoplástico para el caso  $v_w = 51 \text{mm/min}$ . La tabla 5.1 contiene las constantes de la ecuación constitutiva del material [46].



(a) Detalle cerca de la herramienta. (b) Malla de elementos de la herramienta.

FIGURA 5.3: Malla de elementos finitos: vista en detalle.

Constantes del material	piezas (AA 7075-T651)
constante del material ( $A$ )	$5,34 \cdot 10^8$ 1/seg
constante del material ( $\frac{1}{\alpha} = \sigma_R$ )	33,9 MPa
constante del material ( $n_c$ )	3,47
energía de activación ( $Q$ )	160 kJ/mol
constante univ. gases ( $R$ )	8,314 J/mol·°K

TABLA 5.1: Constantes de la ecuación constitutiva del material [46].

Las condiciones de borde incluidas en el modelo son las mismas que se consideraron anteriormente. Una de las variantes contempladas es que se considera un alto coeficiente de transferencia de calor sobre los bordes laterales del dominio de las piezas. Esto se debe a que la transferencia de calor hacia los costados se ve incrementada por la influencia del sistema de fijación (ver figura 5.1).

La Tablas 5.2, 5.3 y 5.4 muestran los valores de todos los parámetros de los tres dominios que se incluyen en los modelos.

Parám. térmicos	piezas (AA 7075-T651)	herramienta (Ac. H13)	base (Ac.)
densidad ( $\rho$ )	2810 kg/m <sup>3</sup>	7750 kg/m <sup>3</sup>	7850 kg/m <sup>3</sup>
calor específico ( $c_p$ )	960 J/kg·°C	460 J/kg·°C	500 J/kg·°C
cond. térmica ( $K$ )	130 W/m·°C	27 W/m·°C	53 W/m·°C

TABLA 5.2: Parámetros térmicos de los tres dominios.

Parámetros térmicos específicos	
coef. convectivo al ambiente ( $h_a$ )	10 W/m <sup>2</sup> ·°C
conductancia piezas-base ( $h_b$ )	400 W/m <sup>2</sup> ·°C
conductancia piezas-herramienta ( $h_c$ )	1000 W/m <sup>2</sup> ·°C
eficiencia mecánica ( $\eta$ )	0,5
deslizamiento ( $\delta_0$ )	0,5
coeficiente de fricción ( $\mu_0$ )	0,5

TABLA 5.3: Parámetros del modelo.

Parámetros	
velocidad de rotación ( $\omega$ )	680 rpm
velocidad de avance ( $v_w$ )	51 mm/min
largo de las placas ( $l_p$ )	150 mm
ancho de las placas ( $a_p$ )	75 mm
espesor de las placas ( $e$ )	4 mm
diametro superior del perno ( $D_{sp}$ )	4 mm
diametro inferior del perno ( $D_{ip}$ )	3 mm
diametro del hombro ( $D_h$ )	12 mm
concavidad	7,5 °
ángulo de inclinación	2 °
fuerza axial ( $F_A$ )	3,8 kN
constante dimensional ( $\lambda_f$ )	10 <sup>-3</sup> cm/seg

TABLA 5.4: Parámetros del modelo.

### 5.3. Resultados y discusión

#### 5.3.1. Distribución de temperaturas

En la figura 5.4 se observa la distribución de temperaturas sobre los tres dominios. La imagen superior de la figura muestra un corte del modelo por la línea central de soldadura. Tanto en las piezas como en la placa de respaldo se ve como afecta la convección a la temperatura. Sobre la placa de respaldo las mayores temperaturas se dan detrás de la herramienta.

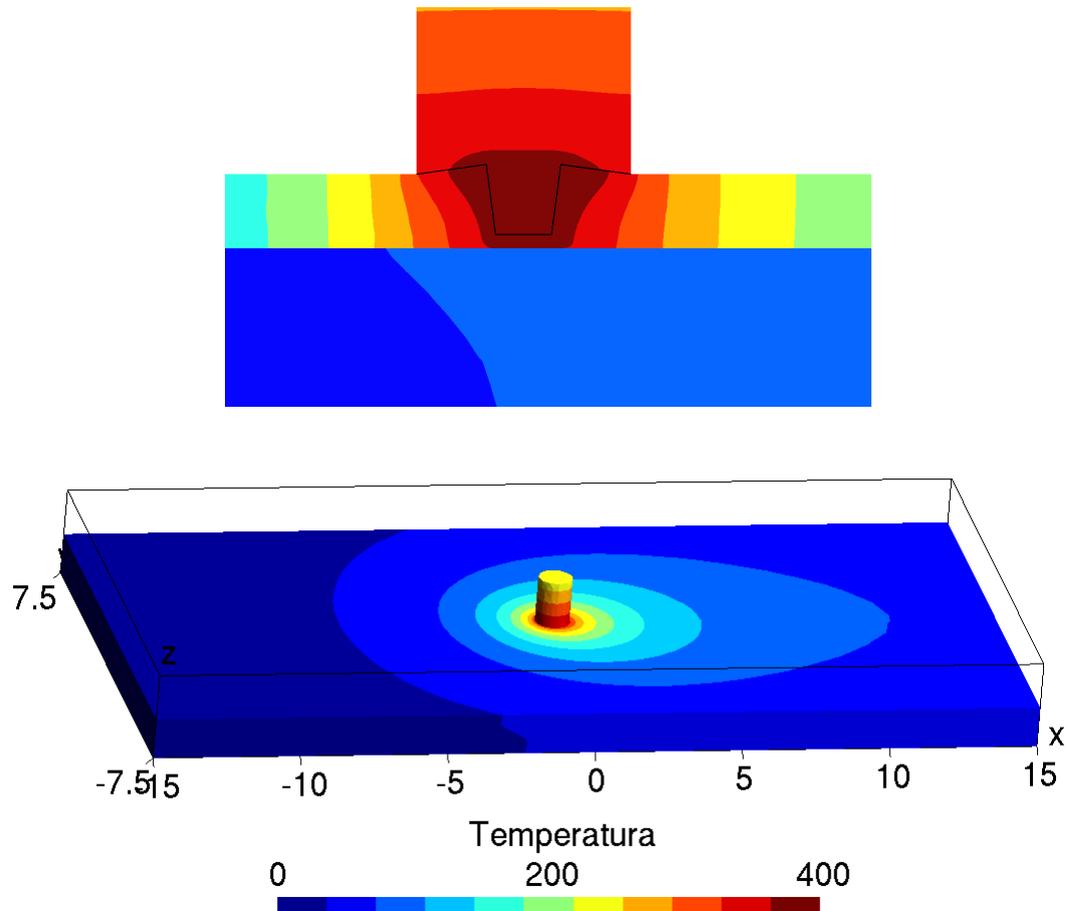


FIGURA 5.4: Distribución de temperaturas.

En la figura 5.5 se observa un esquema de las probetas en donde se indica la ubicación de las tres termocuplas en el lado de retroceso:  $y_{TC1} = 7$  mm,  $y_{TC2} = 12,5$  mm y  $y_{TC3} = 19,5$  mm. Además, se comparan las distribuciones de temperaturas de las mediciones experimentales de las tres termocuplas con las obtenidas de los cálculos.

El ajuste de las temperaturas es muy bueno. Sin embargo, en los tres casos la pendiente inicial de la temperatura –es decir, el gradiente de la temperatura delante de la herramienta– de las curvas experimentales y las calculadas difiere en forma similar. Esto puede deberse a que en el ensayo experimental el proceso pudo no haber alcanzado el estado estacionario. Al comienzo del proceso, las probetas se encontraban a temperatura ambiente y la temperatura registrada pudo no haber alcanzado los valores más altos correspondientes al estado estacionario inicialmente pero pudo haber tenido tiempo de hacerlo luego.

El valor de la eficiencia mecánica es un tanto baja ( $\eta = 0,5$ ) en relación a otros trabajos. Esta cuestión puede abordarse si se conociera como es el flujo de material que se da

durante el ensayo en relación al que se obtiene con el modelo. Otro aspecto importante que no está presente son los datos de temperatura sobre la placa de respaldo.

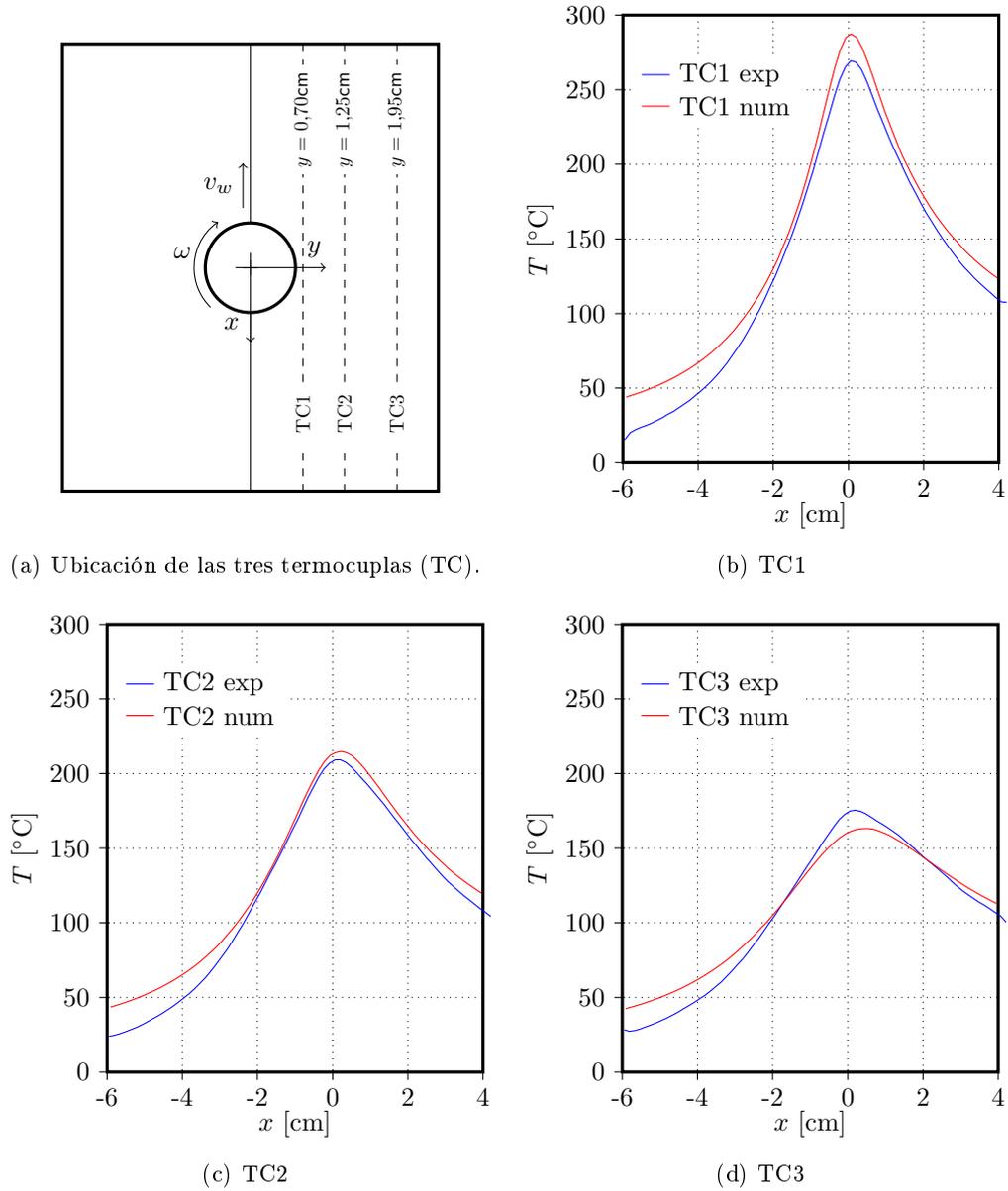


FIGURA 5.5: Contrastación de resultados de temperatura (con termocuplas).

### 5.3.2. Flujo de material

En la figura 5.6 se muestran las trayectorias –coincidentes con las líneas de corriente– correspondientes a las posiciones iniciales  $z_1 = 1,00\text{mm}$ ,  $z_2 = 1,75\text{mm}$ , y  $z_3 = 2,50\text{mm}$ .

Los patrones de flujo que se observan son coherentes con los que comunmente se reportan para el proceso. Se observa la diferencia entre el lado de avance y de retroceso, la influencia del hombro, etc.

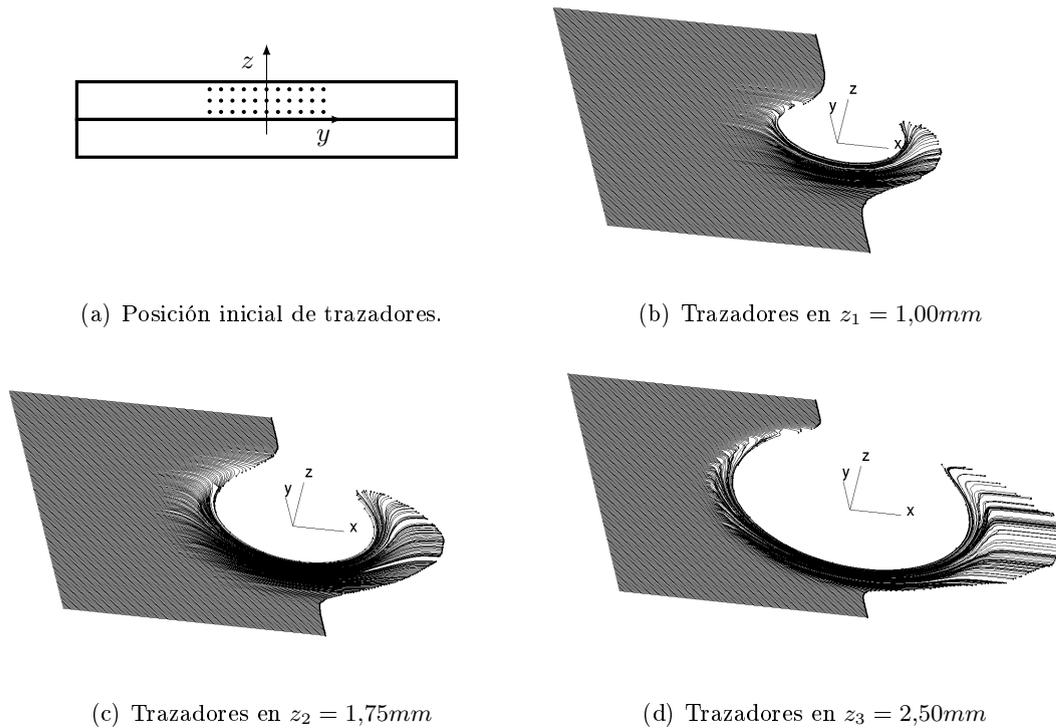


FIGURA 5.6: Líneas de corriente: trazadores.

## 5.4. Conclusiones del capítulo

Se aplicó el modelo termomecánico para determinar la temperatura y el flujo de material que se producen en la unión de dos probetas siguiendo un ensayo experimental del que se dispone información. Se consideraron mediciones de temperatura de tres termocuplas sobre las piezas para ajustar los parámetros desconocidos del modelo. Se consiguió un ajuste muy bueno de la temperatura calculada a las mediciones experimentales.

Disponer de una imagen de la configuración del ensayo experimental permitió tomar decisiones sobre el modelo y contribuyó al análisis de los resultados obtenidos. Por un lado, en el modelo se aumentó considerablemente la transferencia de calor hacia los laterales para incluir el efecto del sistema de sujeción. Por otra parte, se adjudicó la diferencia en la pendiente de temperatura entre las mediciones y los cálculos a que la longitud de las probetas en el ensayo experimental no permite asegurar el estado estacionario del problema.

El modelo adoptado requiere tomar mediciones de temperatura no solo en las piezas sino también sobre la placa base. Además, es conveniente incluir mediciones de alguna variable que permita caracterizar el flujo de material.

## Capítulo 6

# Discusión

Los trabajos publicados que abordan el problema de soldadura FSW a través de modelos numéricos han contribuido a comprender la naturaleza del proceso. Un modelo muy empleado es la formulación de flujo, que utiliza una serie de parámetros para incluir condiciones especiales. Muchos de estos trabajos asignan valores a los parámetros con cierto grado de aproximación, basándose en otras publicaciones y en mediciones experimentales. Sin embargo, no analizan como afecta cualquier variación, por pequeña que sea, en el valor de estos parámetros sobre los resultados. Por otra parte, si bien comparan sus resultados con datos experimentales no dicen nada acerca del lugar en que son realizadas las mediciones.

Los resultados (Capítulo 2) muestran la aptitud del modelo para analizar el proceso y reproducir el campo de temperaturas y el flujo de material que se da en el proceso. Pero también se señalan las dificultades existentes para lograr un mejor ajuste de los resultados cuando se trabaja con dos parámetros, siendo mayores las dificultades con más parámetros. El modelo adoptado, en principio, tiene cuatro parámetros cuyos valores no son posibles de establecer en forma anticipada:

- la constante de fracción de deslizamiento,
- la eficiencia mecánica,
- la conductancia a la base, y
- la constante de fricción.

La conductancia es uno de los parámetros más significativos ya que ocasiona la mayor pérdida de calor de las piezas. Dada la mayor presión en el contacto debajo de la

herramienta es apropiado tomar una variación de la conductancia con la distancia a la misma [20].

Algunos trabajos publicados aplican técnicas de estimación de parámetros para encontrar los valores de esos parámetros que mejor ajustan los resultados a los datos. Sin embargo, en general no se le presta importancia suficiente al análisis de sensibilidad. Aquí se consideró un algoritmo iterativo, el método de Levenberg-Marquardt, ya que los parámetros del modelo son no lineales. Se minimiza la diferencia entre los resultados de temperatura del modelo y los datos de temperatura. Se implementó un estándar de cálculo paralelo ya que cada paso de iteración requiere efectuar el mismo cálculo con distintos valores para los parámetros.

Los resultados del análisis de sensibilidad y del proceso de estimación (Capítulo 3) permitieron tomar algunas determinaciones sobre los parámetros. El parámetro incluido en la función deslizamiento, llamado constante de fracción de deslizamiento, genera cambios relativamente pequeños, por lo que se lo excluye del proceso de estimación. De los tres restantes, se encontró que los parámetros incluidos en las dos fuentes de calor están correlacionados. Ambos, producen un aumento de la temperatura del material por el aporte de calor en una región muy cercana a la superficie de la herramienta. Se excluye al parámetro de la fricción de menor incidencia relativa sobre los resultados.

Se reconoció que es adecuado tomar puntos de referencia para la temperatura tanto en las piezas de trabajo como en la placa de respaldo, debajo de la trayectoria de la herramienta. Sin embargo, en todos los trabajos publicados [3, 20, 25, 51] que tratan al proceso de soldadura FSW a través del análisis inverso son inusuales las temperaturas de referencia en la placa de respaldo.

Es conveniente combinar los métodos determinísticos con métodos estocásticos (métodos híbridos) o, al menos, realizar la búsqueda a partir de distintos valores iniciales para los parámetros tratando de cubrir en gran medida el dominio. Para estas dos alternativas también es posible realizar la implementación del cálculo paralelo.

La formulación de flujo –descripción Euleriana– necesita implementar una técnica adicional para el cálculo de la deformación del material. En general los trabajos publicados realizan el cálculo de un valor efectivo de la deformación [11, 12]. Algunos de ellos, integran la deformación a través de la línea de corriente. Aquí, se resolvió la ecuación de transporte del tensor gradiente de deformación para calcular las componentes de la deformación y, luego, extraer un valor efectivo. A diferencia de otros análisis realizados en trabajos publicados se mantuvo el tratamiento por el MEF.

Los resultados (Capítulo 4) del cálculo del tensor gradiente de deformación proveen información no sólo acerca de la cantidad de deformación sino también de la manera

en que se produce la deformación. La calidad de la solución del campo de velocidades influye fuertemente en el cálculo de la deformación. En el proceso de soldadura FSW es conveniente aplicar un límite a la deformación. Los resultados muestran que el cálculo implementado es apropiado para la obtención de una medida de la deformación.

Por último, los trabajos publicados presentan datos experimentales incompletos o no están descritas en forma suficiente las condiciones en que fueron realizados los ensayos. Esta cuestión hace que se pierda confiabilidad en los resultados de los modelos numéricos.

Los resultados (Capítulo 5) muestran que es posible tomar decisiones sobre el modelo e interpretar los resultados a partir de conocer las condiciones en que fueron realizados los ensayos. Los resultados de temperatura del modelo son muy cercanos a los datos experimentales de la probeta instrumentada, aún cuando hay parámetros que todavía podrían ajustarse con otros datos experimentales.

Además, se señala que, en principio, no es conveniente hacer generalizaciones sobre los resultados del modelo ya que el análisis depende de las características particulares de cada caso.

## Capítulo 7

# Conclusión

El presente trabajo comprende una serie de desarrollos orientados a mejorar los resultados surgidos del cálculo, por medio de métodos numéricos, del proceso de soldadura FSW. A continuación se comentan estos desarrollos que, en conjunto, conforman un avance de gran importancia hacia un modelo completo, confiable (robusto) y eficiente de dicho proceso.

Por un lado, la obtención del campo de temperaturas y del flujo de material que se producen durante la etapa de soldadura del proceso. Estos cálculos se basan en la utilización de un modelo tridimensional termomecánico acoplado con descripción Euleriana y resuelto por el MEF. Se trata de un modelo que incluye la gran mayoría de las variables involucradas en el proceso, permitiendo abarcar en gran medida las distintas variantes del proceso: piezas de distintas dimensiones y materiales, la placa de respaldo y el sistema de fijación, y herramientas con distintas geometrías –incluso herramientas no axisimétricas a través de la formulación ALE.

Por otra lado, la realización de un análisis inverso, que asiste al modelo termomecánico por la presencia de parámetros desconocidos, consistente en el análisis de sensibilidad y la estimación de los parámetros. El análisis de sensibilidad permitió determinar la influencia de cada parámetro sobre los resultados del modelo en las distintas regiones del dominio y su importancia en relación a los otros parámetros en estudio. De esta manera, este análisis se constituye como parte fundamental del diseño de la estimación de los parámetros. La técnica de estimación de parámetros brindó un procedimiento apto para cuantificar las diferencias de los resultados del modelo con los datos experimentales y permitió obtener mejores ajustes –reducir esas diferencias. La incorporación del cálculo en paralelo a la técnica de estimación de parámetros condujo a una reducción significativa del tiempo de cálculo.

Asimismo, se ha contribuido al cálculo de la deformación del material, a partir de la implementación del esquema numérico que resuelve por el MEF la ecuación de la evolución del tensor gradiente de deformación sometido a un campo de flujo. La obtención de una medida de la deformación del material es necesaria en el análisis de la evolución de algunas magnitudes, como por ejemplo el tamaño de grano.

Finalmente, se puso en evidencia la importancia de los datos experimentales obtenidos a partir de un ensayo experimental de la soldadura FSW. Es indispensable que los desarrollos anteriores cuenten con la información sobre todas las condiciones en que fue realizado el ensayo y con las mediciones apropiadas.

El presente trabajo, a través de sus desarrollos y análisis, plantea la necesidad de profundizar sobre varios aspectos:

- Por un lado, el análisis de los modelos adoptados para tratar el contacto entre la herramienta y el material de las piezas. Una alternativa interesante es imponer la condición de borde sobre las tensiones –modelo de fricción y contacto– en lugar de las velocidades y que éstas estén en equilibrio con las fuerzas y el torque medidos sobre la herramienta.
- Por otro lado, el estudio de los modelos metalúrgicos capaces de vincular las condiciones termomecánicas a alguna característica microestructural de interés. Existen para ciertos materiales modelos de la evolución del tamaño de grano en función de la temperatura, la velocidad de deformación y la deformación. Sin embargo, antes de aplicar este tipo de modelos es necesario comprender cómo es su empleo y bajo qué condiciones resultan válidos.
- Por último, los ensayos tomados como referencia deben contar con la información completa sobre las condiciones en que fueron realizados y con las mediciones apropiadas, según requiera el análisis. Asimismo, se considera que en la etapa previa de desarrollo del modelo los ensayos que se toman de referencia deben contemplar el empleo de geometrías de herramienta simples, sin formas complicadas, para no sumar dificultades o disminuir la cantidad de variables. Además, los ensayos deben procurar el estudio sistemático sobre la variación de las variables, aprovechando la repetibilidad del proceso.

## Capítulo 8

# Referencias Bibliográficas

- [1] A. Agrawal and P.R. Dawson. A comparison of galerking and streamline techniques for integrating strains from an eulerian flow field. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 21:853–881, 1985. 49, 51, 55
- [2] A. Arora, Z. Zhang, A. Deb, and T. DebRoy. Strains and strain rates during friction stir welding. *Scripta Materialia*, 61:863–866, 2009. 49
- [3] M. Assidi, L. Fourment, S. Guerdoux, and Nelson T. Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50:143–155, 2010. 32, 45, 77
- [4] H.K.D.H. Bhadeshia and T. DebRoy. Critical assessment: friction stir welding of steels. *Science and Technology of Welding and Joining*, 14(3):193–196, 2009. 3
- [5] Y.J. Chao, X. Qi, and W. Tang. Heat transfer in friction stir welding – experimental and numerical studies. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125:138–45, 2003. 22, 23
- [6] C.M. Chen and R. Kovacevic. Finite element modeling of friction stir welding - thermal and thermomechanical analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:1319–1326, 2003. 15
- [7] P.A. Colegrove and H.R. Shercliff. 3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. *Journal of Materials Processing Technology*, 169:320–327, 2005. 16
- [8] A. De and T. DebRoy. A smart model to estimate effective thermal conductivity and viscosity in the weld pool. *Journal of Applied Physics*, 95(9):5230–5240, 2004. 31

- [9] L. Fratini and G. Buffa. CDRX modelling in friction stir welding of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45(10):1188–1194, 2005. 62
- [10] J.E. Gould and Z. Feng. Heat flow model for friction stir welding of aluminum alloys. *Journal of Material Processing and Manufacturing Science*, 7:1136–1138, 1998. 15
- [11] M. Grujicic, G. Arakere, B. Pandurangan, A. Hariharan, B.A. Cheeseman, C-F. Yen, and C. Fountzoulas. Computational analysis and experimental validation of the Ti6-6Al-4V friction stir welding behavior. *Journal of Engineering Manufacture*, 224(8):1–16, 2010. 16, 49, 77
- [12] M. Grujicic, G. Arakere, H.V. Yalavarthy, T. He, C.-F. Yen, and B.A. Cheeseman. Modeling of aa5083 material-microstructure evolution during butt friction-stir welding. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19(5):672–684, 2010. 49, 77
- [13] J.H. Hattel, H.N.B. Schmidt, and C.C. Tutum. *Thermomechanical Modelling of Friction Stir Welding*, pages 1–10. ASM International, 2009. 15
- [14] P. Heurtier, M.J. Jones, C. Desrayaud, J.H. Driver, F. Montheillet, and D. Allehaux. Mechanical and thermal modelling of friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 171(3):348–357, 2006. 16
- [15] K. L. Hiebert. An evaluation of mathematical software that solves nonlinear least squares problems. *ACM Transactions on Mathematical Software*, 7(1):1–16, March 1981. 33
- [16] K.L. Hiebert. DNLS1, SLATEC Common Mathematical Library, Version 4.1, Netlib repository, 1993. Available from [www.netlib.org/slatec](http://www.netlib.org/slatec). 33
- [17] D. Jacquin, B. de Meester, A. Simar, D. Deloison, F. Montheillet, and C. Desrayaud. A simple eulerian thermomechanical modeling of friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(1):57–65, 2011. 16
- [18] A.M. Jorge Jr and O. Balancin. Prediction of steel flow stresses under hot working conditions. *Materials Research*, 8:309–315, 2005. 22
- [19] M.Z.H. Khandkar, J.A. Khan, A.P. Reynolds, and M.A. Sutton. Predicting residual thermal stresses in friction stir welded metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 174(1):195–203, 2006. 23
- [20] A. Larsen, M. Stolpe, and J.H. Hattel. Estimating the workpiece-backingplate heat transfer coefficient in friction stir welding. *Engineering Computations*, 29(1):65–82, 2012. 23, 32, 40, 45, 77

- [21] J.G. Lenard, M. Pietrzyk, and L. Cser. *Mathematical and Physical Simulation of the Properties of Hot Rolled Products*. Elsevier, 1999. 48
- [22] R.S. Mishra and Z.Y. Ma. Friction stir welding and processing. *Materials Science & Engineering R-Reports*, 50(1-2):1–78, 2005. 1, 5, 6, 8, 10, 41
- [23] J.J. Moré. The Levenberg-Marquardt algorithm: Implementation and theory. In *Numerical Analysis*. Springer Berlin Heidelberg, 1978. 33
- [24] R. Nandan, T. DebRoy, and H.K.D.H. Bhadeshia. Recent advances in friction stir welding – process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*, 53(6):980–1023, 2008. 1, 2, 4, 8, 31
- [25] R. Nandan, B. Prabu, A. De, and T. Debroy. Improving reliability of heat transfer and materials flow calculations during friction stir welding of dissimilar aluminum alloys. *Welding Research*, 86:313–322, 2007. 20, 32, 40, 45, 77
- [26] R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, and T. Debroy. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. *Acta Materialia*, 55:883–895, 2007. 23
- [27] A.C. Nunes Jr. Metal flow in friction stir welding. *Materials Science and Technology 2006/ASM International*, 2006. 7
- [28] S. Pereyra, G.A. Lombera, G.L. Frontini, and S.A. Urquiza. Sensitivity analysis and parameter estimation of heat transfer and material flow models in Friction Stir Welding. *Materials Research*, 2013. Article in Press. 32, 41
- [29] S. Pereyra, G.A. Lombera, and S.A. Urquiza. Modelado numérico del proceso de soldadura FSW incorporando una técnica de estimación de parámetros. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 2013. Article in Press. 32, 40
- [30] S. Pereyra, G.A. Lombera, S.A. Urquiza, D.H. Santiago, and L.A. de Vedia. Modelado numérico del proceso de soldadura por fricción agitación en aceros inoxidables. *Revista Matéria*, 13(2):380–387, 2008. 22
- [31] A. Pradeep. A review on friction stir welding of steel. *International Journal of Engineering Research and Development*, 3(11):75–91, 2012. 3
- [32] X. Qin and P. Michaleris. Coupled thermo-elasto-viscoplastic modeling of friction stir welding in eulerian frame. In *Trends in Welding Research 2008*, pages 742–750. ASM International, Jun 2009. 49

- [33] R. Rai, A. De, H.K.D.H. Bhadeshia, and T. DebRoy. Review: friction stir welding tools. *Science and Technology of Welding and Joining*, 16(4):235–342, 2011. 3, 4, 9
- [34] A.P. Reynolds. Flow visualization and simulation in FSW. *Scripta Materialia*, 58:338–342, 2008. 6, 25
- [35] D. Rosenthal and R. Schemerber. Thermal study of arc welding. *Welding Journal*, 17:208, 1938. 15
- [36] D. Santiago, G. Lombera, S. Urquiza, C. Agelet de Saracibar, and M. Chiumenti. Modelado termomecánico del proceso de Friction Stir Welding utilizando la geometría real de la herramienta. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 26(4):293–303, 2010. 16
- [37] D. Santiago, G. Lombera, S. Urquiza, A. Cassanelli, and L. A. de Vedia. Numerical modeling of joints welded by “friction stir welding” process. *Materials Research*, 7:569–574, 2004. 16
- [38] D.H. Santiago. *Modelado computacional de uniones realizadas por soldadura por fricción*. PhD thesis, Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata (UNMDP), Mar del Plata, Argentina, Diciembre 2010. 14
- [39] H. Schmidt and J. Hattel. A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 13:77–93, 2005. 16
- [40] H. Schmidt, J. Hattel, and J. Wert. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 12:143–157, 2004. 16
- [41] H.B. Schmidt and J.H. Hattel. Thermal modelling of friction stir welding. *Scripta Materialia*, 58(5):332–337, 2008. 15, 16
- [42] J.A. Schneider and A.C. Nunes Jr. Characterization of plastic flow and resulting micro textures in a friction stir weld. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 35(4):777–783, 2004. 7
- [43] C. Sellars and W.M. Tegart. On the mechanism of hot deformation. *Acta Metallurgica*, 14(9):1136–1138, 1966. 19
- [44] M. Song and R. Kovacevic. Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:605–615, 2003. 15

- [45] V. Soundararajan, S. Zekovic, and R. Kovacevic. Thermo-mechanical model with adaptive boundary conditions for friction stir welding of al 6061. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45:1577–1587, 2005. 23
- [46] K. E. Tello, A. P. Gerlich, and P. F. Mendez. Constant for hot deformation constitutive models for recent experimental data. *Science and technology of Welding and joining*, 15(3):260–266, 2010. 62, 63, 69, 70
- [47] W.M. Thomas, E.D. Nicholas, J.C. Needham, M.G. Murch, P. Temple-Smith, and C.J. Dawes. International Patent Application No. PCT/GB92/02203 and GB Patent Application No. 9125978.8 and US Patent Application No. 5. 1991. 1, 11
- [48] L.N. Tufaro. Tensiones residuales y propiedades mecánicas de uniones soldadas por fricción agitación (FSW) de AA 7075-t651. Tesis de grado, Facultad de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Buenos Aires (UBA), Ciudad Autónoma de Buenos Aires, Argentina, Julio 2012. 67, 68
- [49] P. Ulysse. Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42:1549–1557, 2002. 16
- [50] S.A. Urquiza and M.J. Venere. An application framework architecture for fem and other related solvers. *Mecánica Computacional*, 21:3099–3109, 2002. 14, 54
- [51] X.K. Zhu and Y.J. Chao. Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304l stainless steel. *Journal of Material Processing Technology*, 146:263–272, 2004. 22, 23, 26, 31, 40, 42, 45, 77
- [52] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor. *The Finite Element Method*, volume 1. McGraw-Hill, London, 1989. 18, 52
- [53] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor. *The Finite Element Method*, volume 2. McGraw-Hill, London, 1991. 18, 52

## Apéndice A

# Trabajos publicados y en publicación

A continuación se listan los trabajos que se han publicado o se encuentran en publicación, así como las ponencias en congresos, relacionados con la tesis.

### A.1. Artículos publicados en revistas con arbitraje

**J. Mater. Research**, ISSN 1516-1439, Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), Brasil.

- Pereyra, S., G.A. Lombera, G. Frontini, and S.A. Urquiza, *Sensitivity analysis and parameter estimation of heat transfer and material flow models in Friction Stir Welding*. Materials Research, article in press, 2013.

**RIMNI**, ISSN 0213-1315, Universitat Politècnica de Catalunya (UPC), España.

- Pereyra, S., G.A. Lombera y S.A. Urquiza, *Modelado numérico del proceso de soldadura FSW incorporando una técnica de estimación de parámetros*. Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería (RIMNI), article in press, 2013.

**Matéria (Rio J.)**, ISSN 1517-7076, Red latinoamericana de materiales Eds.

- Pereyra, S., G.A. Lombera, S.A. Urquiza, D.H. Santiago y L.A. de Vedia. *Modelado numérico del proceso de soldadura por fricción agitación en aceros inoxidables*. Matéria (Rio J.), XIII-2, 380-387, 2008.

## A.2. Capítulos de libros publicados

**Vinculación tecnológica: De la Universidad al medio Socio-Productivo**, ISBN 978-987-544-245-0, EUDEM

- Pereyra, S., D.H. Santiago, S.A. Urquiza, G.A. Lombera and L.A. de Vedia. *Soldadura por fricción agitación (Friction Stir Welding) en aceros*. Vinculación tecnológica: De la Universidad al medio Socio-Productivo, II, 131-134, 2010.

## A.3. Artículos publicados en reuniones científicas (Congresos)

**World Congress on Computational Mechanics**, ISBN 978-85-86686-70-2, Publisher ABMEC.

- Pereyra, S., G.D. Ares, P.J. Blanco, G.A. Lombera and S.A. Urquiza. *Thermo-mechanical modelling of friction stir welding process via an iterative matrix free GMRES domain decomposition technique*. São Paulo, Brazil, 8-13 July, 2012, Congreso WCCM2012.

**Mecánica Computacional**, ISSN 1666-6070, AMCA Eds.

- Santiago, D.H., S. Pereyra, G.A. Lombera and S.A. Urquiza. *Modelado termomecánico del proceso Friction Stir Welding utilizando la geometría de la herramienta real*. Mecánica Computacional, XXVIII, 1673-1688, 2009.
- Pereyra, S., G.A. Lombera, S.A. Urquiza and L.A. de Vedia. *Modelado numérico del proceso de soldadura FSW incorporando una técnica de estimación de parámetros*. Mecánica Computacional, XXVIII, 2745-2756, 2009.
- Pereyra, S., D.H. Santiago, G.A. Lombera, S.A. Urquiza and L.A. de Vedia. *Estimación de parámetros del proceso de soldadura FSW resolviendo el problema inverso*. Mecánica Computacional, XXVII, 2829-2838, 2008.
- Pereyra, S., D.H. Santiago, G.A. Lombera, S.A. Urquiza and L.A. de Vedia. *Modelado Computacional del proceso "friction stir welding" en aceros inoxidables austeníticos*. Mecánica Computacional, XXVI, 1324-1334, 2007.
- Santiago, D.H., S. Pereyra, G.A. Lombera, and S.A. Urquiza. *Análisis de defectos en soldadura por fricción-agitación mediante un modelado 3D*. Mecánica Computacional, XXV, 2217-2226, 2006.

## A.4. Ponencias: charlas, talleres, conferencias y congresos

### International workshop: New developments in numerical simulation

- Pereyra, S., S.A. Urquiza, P.J. Blanco and G.A. Lombera. *An application framework for iterative coupling of different models*, 5 June, 2012, Graz University of Technology, Graz, Austria.

### High Performance Computing Workshop

- Pereyra, S. *An application framework architecture for FEM and other related solvers*, 11 June–5 August, 2011, CIMEC/INTEC Universidad Nacional de Santa Fe, Santa Fe, Argentina.

### Inverse Problems, Design and Optimization Symposium IPDO2010

- Pereyra S., G.A. Lombera, G. Frontini, S.A. Urquiza. *Sensitivity analysis and parameter estimation of heat transfer and material flow models in Friction Stir Welding*, 25–27 August , 2010, João Pessoa, Brazil.