



ANÁLISIS BIDIMENSIONAL DEL FLUJO DE MATERIAL EN SOLDADURA POR FRICCIÓN-AGITACIÓN

D. Santiago ^(a), G. Lombera ^(a), A. Cassanelli ^(b),
S. Urquiza ^(b) y L. A. de Vedia ^(c)

^(a) Dto. de Mecánica, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Mar del Plata, CONICET, Mar del Plata, Argentina.

^(b) Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Mar del Plata, Mar del Plata, Argentina.

^(c) ITPJAS, Universidad Nacional de San Martín-CNEA, CIC San Martín, Buenos Aires, Argentina.

e-mail: dsantiago@fi.mdp.edu.ar

RESUMEN

El proceso de soldadura por fricción-agitación o "Friction Stir Welding" (FSW) es un método de soldadura desarrollado por el (TWI) "The Welding Institute" de Inglaterra en 1991 [1]. Es un nuevo concepto en soldadura en fase sólida por fricción especialmente apto para la soldadura del aluminio y sus aleaciones y ofrece aspectos interesantes pudiendo en muchos casos reemplazar a los procesos usuales por arco.

El modelado numérico del proceso, permite predecir comportamientos, pudiendo acelerar los procesos de diseño, bajando los costos y optimizando las variables tecnológicas a utilizar [2, 3].

En este trabajo se resolvió un modelo bidimensional del proceso de soldadura por fricción utilizando un programa de elementos finitos de propósito general. Se implementó una formulación de flujo viscoso, donde las propiedades mecánicas del material se representaron con una ley constitutiva para aluminios a altas temperaturas. Para la determinación del campo de temperaturas se consideró la generación de calor interna por deformación plástica del material. Se resolvió el caso con un esquema iterativo no-linealmente acoplado. Se relacionó la distribución del flujo del material y el campo de presiones con los defectos de soldadura observados en la práctica. Se contrastaron los resultados numéricos con datos experimentales reportados en bibliografía.

ABSTRACT

The process of Friction Stir Welding (FSW) is a welding method developed by The Welding Institute (TWI) of England in 1991 [1]. It is a new welding concept in solid phase by friction particularly apt for the welding of components made of aluminum and its alloys being capable, in certain cases, of replacing the conventional arc welding process with advantages.

The numerical modeling of this process allows predict the behavior without the need of specified test, accelerating the design process, lowering costs and optimizing the technological variables to use [2, 3].

In this work a friction stir welding process bi-dimensional model was solved by general purpose finite element program. A viscous flow formulation was used, where the material mechanical properties was represented by a constitutive law for aluminum at height temperature. For the determination of temperature field, the internal heat generation by material plastic deformation was considered. The case was solved by a coupled no-linear iterative scheme. The material flow distribution and pressure field was related with welding defects watched in practice. The numerical results were contrasted with the experimental data reported in bibliography

INTRODUCCIÓN

La soldadura por fricción-agitación (Stir-Welding o Friction Stir Welding –FSW-) es una técnica para unir dos láminas o placas gruesas por medios mecánicos. En la figura 1 se muestra una representación esquemática del proceso de FSW, la herramienta consiste de un “hombro” normal al eje de rotación de ésta, y un perno de diámetro pequeño conectado a dicho hombro (Fig. 2). El hombro de la herramienta, cuyo diámetro es relativamente grande respecto del perno, actúa como un respaldo superior para prevenir que el material salga expulsado de las piezas a soldar. Esto minimiza la formación de huecos en la zona soldada. Usualmente el perno está “roscado” para proveer una mayor área de calentamiento por fricción, mientras se mantiene el diámetro del perno relativamente pequeño. Se denomina Lado de Retroceso (LR) al lado donde la velocidad tangencial de la herramienta tiene sentido opuesto al avance de la misma (-VS), y Lado de Avance (LA) al opuesto del anterior.

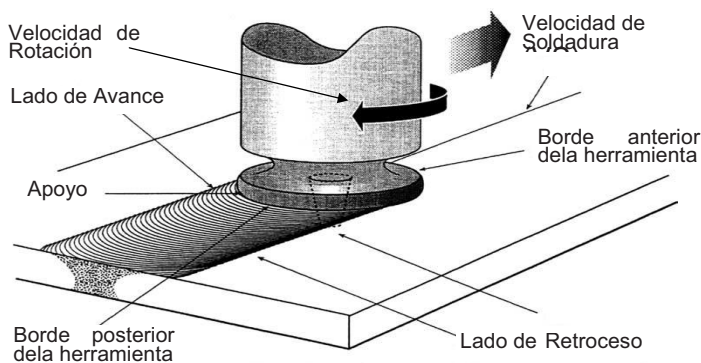


Fig.1 Esquema del proceso de FSW

Una vez que las láminas o placas se colocan a tope en un eje común, el perno rotativo se hunde dentro de las piezas a soldar hasta que el hombro de la herramienta está en contacto íntimo con la superficie de trabajo. Después que el perno se inserta, éste se mueve en la dirección de soldadura. A medida que la herramienta se mueve a lo largo de la costura, el material calentado y ablandado fluye alrededor del perno hacia su

parte posterior donde se consolida para crear la soldadura. El resultado es una soldadura de estado sólido y alta calidad. El eje de la herramienta generalmente está inclinado unos grados (2° o 3°) respecto de la vertical, para facilitar la consolidación de la soldadura.

Existen varios trabajos de simulación que intentan describir el flujo del material alrededor de la herramienta de soldadura [4, 5], pero en ninguno de los consultados, se analiza si existe alguna correlación entre la distribución del flujo de material y los defectos de soldadura. En este trabajo se relacionó la presencia de defectos en una soldadura realizada en forma experimental con el campo de presiones y la distribución del flujo en una simulación bidimensional del proceso. Si bien el flujo del material alrededor de la herramienta de soldadura es tridimensional debido al efecto de mezclado que produce la rosca del perno, en trabajos anteriores [2] observamos que existía un fuerte gradiente de dicho flujo en los planos perpendiculares al eje de la herramienta y cerca de la superficie de la misma. Por lo tanto, para poder captar estos gradientes de flujo con un costo computacional aceptable, se decidió hacer un análisis bidimensional que nos proveyera datos cualitativos de la naturaleza del flujo alrededor de la herramienta.

ECUACIONES GOBERNANTES

Modelo mecánico

Despreciando las fuerzas inerciales y de volumen, las ecuaciones de equilibrio en un volumen de material Ω con una frontera $\partial\Omega$ se pueden escribir de la siguiente manera:

$$\nabla \cdot \sigma = 0 \quad \text{en } \Omega \quad (1)$$

donde σ es el tensor de tensiones de Cauchy. Las tracciones T_i^o se pueden describir en una porción de la frontera $\partial\Omega_t$ (condiciones de Neumann), mientras los componentes de la velocidad u_i^o se puede especificar en el resto de la superficie $\partial\Omega_u$ (condiciones de Dirichlet).

El tensor de velocidades de deformación \mathbf{D} está relacionado con la parte simétrica del gradiente del campo de velocidades \mathbf{u} de acuerdo a

$$\mathbf{D} = \frac{(\nabla \mathbf{u}^T + \nabla \mathbf{u})}{2} \quad (2)$$

Suponiendo que el material es incompresible, la ecuación de continuidad que se debe cumplir en todo el dominio Ω es

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (3)$$

Si se adopta una formulación de flujo para modelar las grandes deformaciones plásticas involucradas en el proceso de FSW, el tensor desviador de tensiones \mathbf{S} se puede relacionar con el tensor de velocidades de deformación \mathbf{D} –que es en realidad un desviador en virtud de la hipótesis de incompresibilidad- por la siguiente relación:

$$\mathbf{S} = 2\mu\mathbf{D}, \quad \mathbf{S} = \sigma - p\mathbf{I}$$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\varepsilon_e} \quad (4)$$

donde μ es la viscosidad efectiva del material y p la presión hidrostática. Además, σ_e es la tensión efectiva o el segundo invariante de la tensión y ε_e es la velocidad de deformación efectiva o el segundo invariante de la velocidad de deformación. Estos se pueden escribir como

$$\sigma_e^2 = \frac{3}{2} \mathbf{S} \cdot \mathbf{S}$$

$$\varepsilon_e^2 = \frac{2}{3} \mathbf{D} \cdot \mathbf{D} \quad (5)$$

En este trabajo se asumió un material viscoplástico y rígido donde la tensión de flujo depende de la velocidad de deformación y de la temperatura. Esto se representa por la siguiente relación [6]:

$$\sigma_e = \frac{1}{\alpha} \operatorname{argSh} \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right], \quad \text{con } Z = \varepsilon_e \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \quad (6)$$

donde α , Q , A y n son constantes del material (tabla 2), R es la constante de los gases y T la temperatura absoluta. Las constantes del material se pueden determinar usando ensayos de compresión estándar. El modelo mecánico se completa luego de describir las condiciones de contorno apropiadas.

Modelo térmico

La distribución de temperaturas se obtiene resolviendo la ecuación de balance de calor

$$\rho C_p \frac{D\theta}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla \theta) + \gamma \quad (7)$$

donde ρ es la densidad, C_p la capacidad calorífica, k la conductividad térmica, θ la temperatura y γ la fuente de calor interna. Si bien se trata de resolver un problema estacionario, se implementó un esquema temporalmente dependiente para facilitar la convergencia del sistema de ecuaciones. La fuente de calor interna se puede describir como sigue:

$$\gamma = \eta \cdot (\mathbf{S} : \mathbf{D}) - r_c^{-1} \cdot (\theta_{prom} - \theta_0) \quad (8)$$

donde el primer término es la disipación de la potencia viscoplástica que se puede expresar como el producto contraído de la tensión con la velocidad de deformación ($\mathbf{S} : \mathbf{D}$). Se asume que alrededor del 90% de la potencia plástica se convierte en calor ($\eta = 0.9$ fracción de potencia que no es absorbida en defectos microestructurales). El segundo término se asume como una pérdida de calor por contacto con la base donde se encuentran apoyadas las placas, siendo r_c la resistencia de contacto, θ_{prom} la temperatura promedio del elemento y θ_0 la temperatura de la placa base (la cual se consideró constante).

Además se adoptaron las propiedades del aluminio puro, tanto para los parámetros mecánicos como para la conductividad y el calor específico dependientes de la temperatura. El modelo térmico se completa luego de describir las condiciones de contorno apropiadas.

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Modelo geométrico

La placa que se simuló tiene 100mm de largo y 60 mm de ancho, con un agujero central de diámetro 6.5mm que representa el perno de la herramienta. En este caso se asume un marco de referencia fijado a la herramienta de soldado, de tal manera que la placa se mueve hacia ella con una velocidad ($V_s=1.15\text{mm/seg}$) y temperaturas ($T_0=25^\circ\text{C}$) impuestas en la superficie de entrada a la zona de estudio. La velocidad de rotación de la herramienta es $V_r=8.17$ vueltas/seg.

Se considera una relación de deslizamiento relativo entre la herramienta y el material en contacto con ella de 0.5. Esta suposición no es representativa del fenómeno de fricción que se genera entre las dos superficies, pero a los efectos cualitativos del trabajo, se puede considerar válida.

Los datos del material y otros parámetros del modelo figuran en las Tablas 1 y 2.

Modelado Numérico

Se modeló la placa base con una malla de elementos finitos triangulares del tipo Taylor-Hood, es decir, triángulos P2-P1, con interpolaciones cuadráticas para las velocidades y lineales para las presiones, en orden a lograr estabilidad de las interpolaciones de presión por la condición de divergencia nula conjuntamente con una adecuada captura de los gradientes de tensión en las capas límites.

En la figura 2 se observa la malla de EF utilizada y un detalle de la densificación alrededor del perno de soldadura. Antes de obtener esta malla se utilizaron otras con menos densidad de elementos en la región

de la herramienta, pero luego de resolver el problema, se observó que existía una capa límite del orden del tamaño de los elementos. Por ese motivo, se decidió incrementar la densidad de la malla para captar más fielmente los fenómenos producidos en el flujo alrededor de la herramienta.

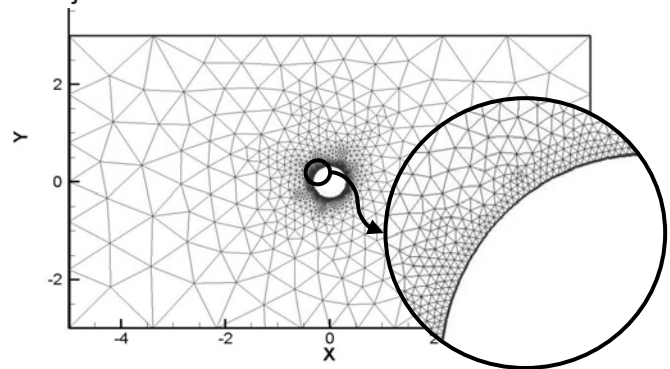


Fig.2 Malla de Elementos Finitos

El algoritmo de resolución consiste en dos subpasos: en el primero de ellos se obtiene el campo de velocidades asumiendo fijo el campo de temperaturas. Se itera por reemplazos sucesivos para adaptar no-linealmente los valores de viscosidad de acuerdo a las velocidades de deformación obtenidas en la iteración anterior. Las ecuaciones discretas son obtenidas a partir de la formulación clásica del problema de Stokes para flujos totalmente viscosos incompresibles y de acuerdo a las interpolaciones antes mencionadas, con el agregado de pseudo-compresibilidad artificial del tipo de Chorin[7]. El sistema de ecuaciones lineales para cada iteración es resuelto por el método de gradientes conjugados cuadrados con un preconditionador de factorización incompleta de tipo LU de acuerdo al esquema propuesto por Y. Saad en SparseKit[8]. En el segundo sub-paso se resuelve el campo de temperaturas con interpolación cuadrática como un problema de convección-difusión, asumiendo el campo de velocidades resultante en el primer sub-paso. El método de resolución numérica es el mismo que en el primero.

Aunque se requiere la solución estacionaria, se implementó un esquema de avance en el tiempo totalmente implícito,

usado fundamentalmente como preconditionador del sistema de ecuaciones.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Campo de temperaturas

En la figura 3 se muestra una comparación entre datos experimentales obtenidos de bibliografía [3] y la simulación realizada en una línea que se encuentra a 12.7 mm de la unión de las placas a soldar (ver línea de referencia en Fig. 4). Como se observa, los valores de temperaturas máximos se encuentran en el rango de los reportados en bibliografía para FSW [9]. La discrepancia en los valores más alejados se producen ya que en el análisis bidimensional no se tienen en cuenta muchos mecanismos de pérdida de calor, como ser en la herramienta de soldadura y la suposición que la placa base se encuentra a temperatura constante. En la figura 4 se muestra la distribución de temperaturas en toda la placa.

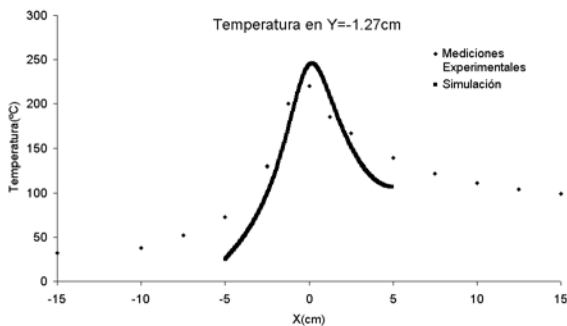


Fig.3: Distribución de temperaturas a 12.7 mm.

Campo de velocidades y presiones

En la figura 5 se muestra una comparación entre un patrón de flujo reportado en bibliografía [10] y el obtenido en la simulación. El procedimiento para obtener estos patrones consiste en trazar una línea de marcadores perpendicular a la velocidad de soldadura y observar la distribución de los mismos luego que la herramienta traspasa la posición de dicha línea. Si bien los parámetros de procesamiento utilizados en la

simulación no son los mismos que los utilizados en la referencia 10, se observa claramente la similitud en los patrones de flujo. El campo de presiones obtenido en esta simulación es la componente hidrostática del tensor de tensiones. En la figura 6 se muestra la evolución de una línea de trazadores que avanza hacia la herramienta (de Fig. 6(a) a 6(f)).

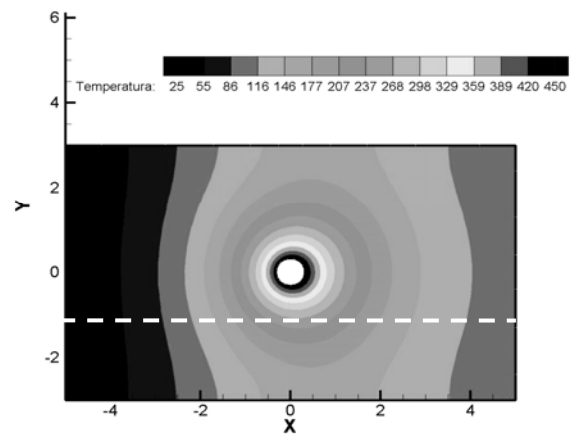


Fig. 4 Distribución de temperaturas en toda la placa

En dicha figura se observa como el material se va depositando detrás de la herramienta (círculos punteados), desde el LR hacia el LA. Los últimos trazadores en depositarse detrás de la herramienta se ubican del LA y coincide con la zona de menores tracciones (Fig. 6(f)).

Si bien en este trabajo no se considera la acción del hombro, la fuerza vertical ejercida por la herramienta produce, a través del área del hombro, una distribución de tensiones de compresión debajo de la misma. En consecuencia, un incremento de la fuerza vertical ejercida por la herramienta tiende a producir un incremento de la zona comprimida delante de la herramienta y una reducción de la zona traccionada detrás de la misma. Cuando la zona en un principio traccionada alcanza valores de presiones positivas, el material fluiría alrededor del perno como se observa en las figuras 6. Vale destacar que este análisis es netamente cualitativo y no se puede conocer a priori el aporte al campo de presiones que genera el hombro de la herramienta ni el alcance que

tiene el mismo a través del espesor de las placas soldadas.

En la figura 7 se observa un defecto de soldadura que fue corregido con sucesivos incrementos en la penetración de la herramienta sobre las placas soldadas [11]. Las flechas blancas indican las marcas en el trazo de la herramienta donde se incrementó la penetración de la herramienta en las

placas soldadas. Claramente se observa que el incremento del clavado de la herramienta produjo que el material fluyera del LR hacia el LA, eliminando el defecto. Se reconoce una correspondencia entre las zonas donde se producen los defectos en forma experimental y las zonas traccionadas del modelado numérico.

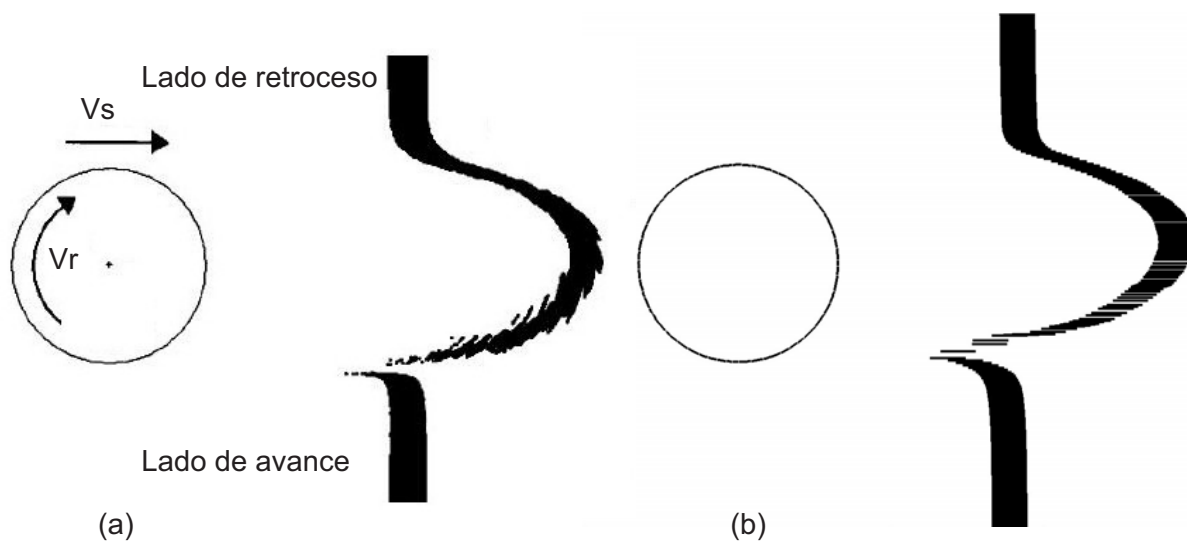


Fig. 5 Patrones de flujo. a) Valores numéricos, b) Valores experimentales

Property	ρ [Kg/m ³]	Cp [J/Kg °C]	k [W/m °C]
Aluminum	2.7 10 ³	1.05 10 ³	207.0

Tabla 1: Propiedades térmicas de la herramienta y las placas de aluminio

Material	A	α [mm ² N ⁻¹]	N	H [J mol ⁻¹]
Alloys 1S	0.224 10 ¹³	0.052	4.54	177876.4

Tabla 2: Parámetros de la ley de viscosidad

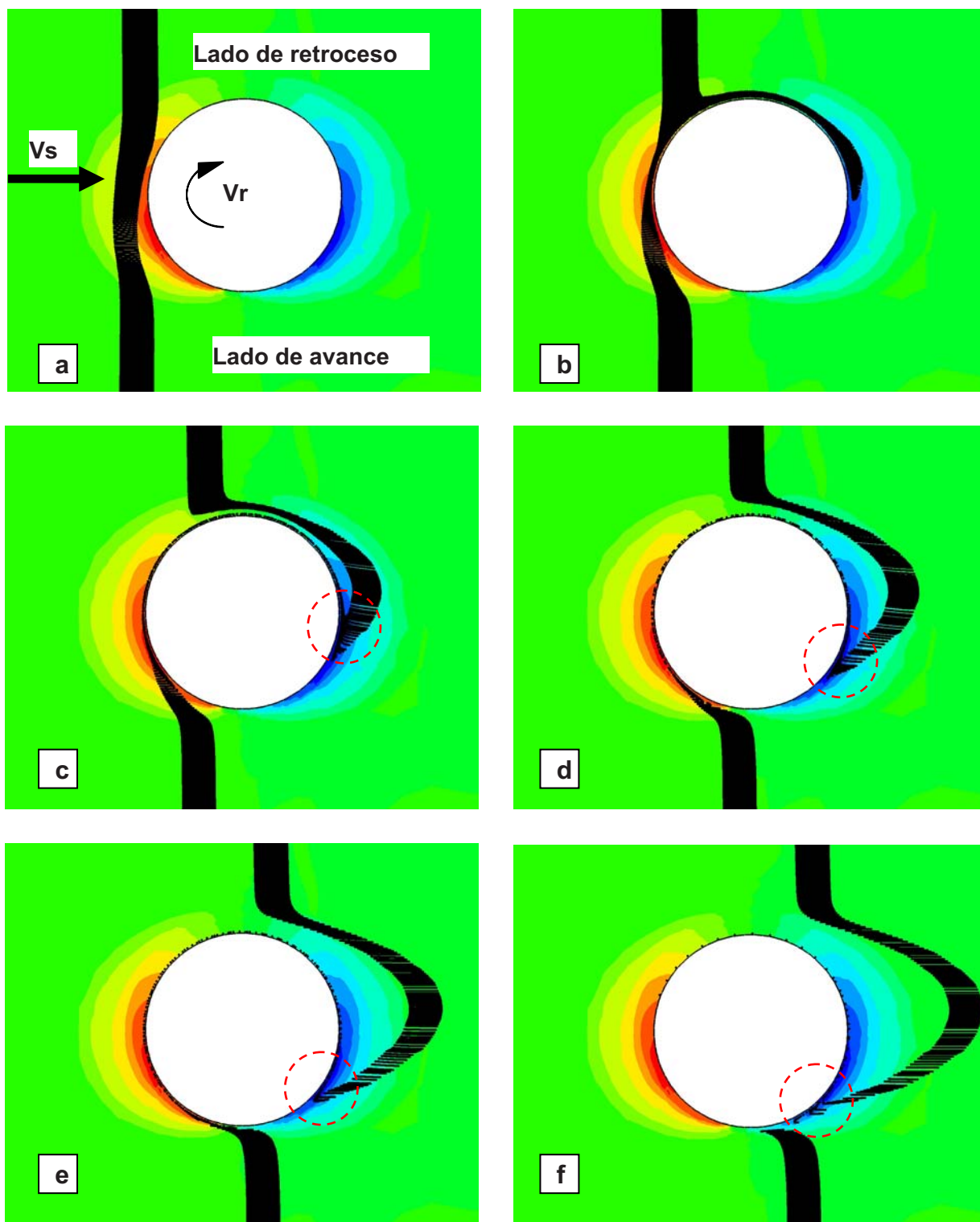


Fig. 6 Evolución de una línea de trazadores

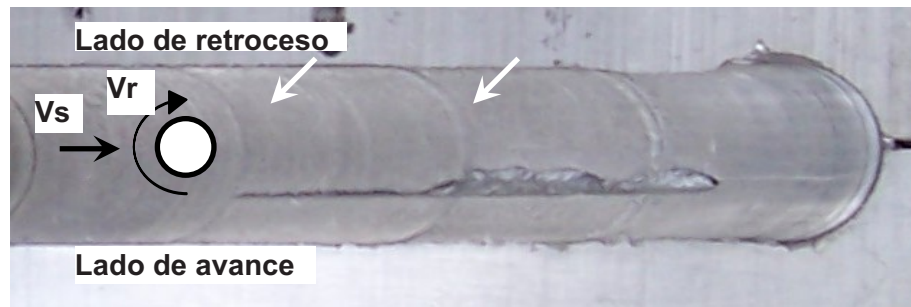


Fig. 7 Defecto de soldadura

CONCLUSIONES

En este trabajo se planteó el análisis del proceso de FSW mediante la resolución de un problema de flujo viscoso acoplado con el campo térmico en un caso bidimensional. Se modeló el flujo alrededor del perno de la herramienta y se lo contrastó con mediciones experimentales con trazadores. Los patrones de flujo de material alrededor del perno de la herramienta obtenidos en este modelado conserva una buena correlación con las observaciones experimentales reportadas en bibliografía. Por lo antes mencionado, se puede decir que la ley constitutiva para aluminios a altas temperaturas implementada en este caso representó muy bien el comportamiento del material en las condiciones del proceso de FSW.

Se analizó la posible relación entre las zonas defectuosas observadas experimentalmente con los campos de presión y flujo de material obtenidos en la simulación.

Los valores de temperaturas máximos encontrados mediante la simulación presentan una buena correlación con los reportados en la bibliografía, encontrando una discrepancia en los valores más alejados.

Como se mencionó anteriormente, el interés de este trabajo fue obtener datos cualitativos del flujo alrededor de la herramienta. Los mismos nos permitirán

iniciar un análisis tridimensional del proceso de FSW con un mayor conocimiento sobre los requerimientos computacionales y limitaciones del modelo planteado.

REFERENCIAS

1. M.W. Thomas, J. Nicholas, J.C. Needham, M.G. Murch, P. Templesmith, C.J. Dawes, "Friction Stir Butt welding", GB Patent Application No.9125978.8 Dec 1991. US Patent No.5460317, (Oct. 1995).
2. D. Santiago, G. Lombera, S. Urquiza, A. Cassanelli, L.A. de Vedia: "Numerical modeling of joints welded by "friction stir welding" process", *Materials Research*, Vol.7, No.4, pp.569-574, (2004).
3. Ulysse, "Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 42, pp. 1549-1557, (2002).
4. P. Colegrove, H. Shercliff, "3-Dimensional CFD modeling of flow round a threaded friction stir welding tool profile", *Journal of Material Processing Technology* xxx (2005) xxx-xxx(*in press*).
5. S. Xu, X. Deng, A.P. Reynolds, T.U. Seidel, "Finite element simulation of material flow in friction stir welding", *Science and Technology of Welding & Joints*, Vol. 6, No. 3, pp 191-193, (2001).



6. T. Sheppard, D. S. Wright, "Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminium alloys at elevated temperatures", *Metals Technology*, pp. 215-223, (June 1979).
7. A.J. Chorin, *Math. Comp*, Vol. **22**, pp. 745-762, (1968).
8. Y. Saad, "SPARSEKIT: a basic tool kit for sparse matrix computation (version2)", University of Illinois, <http://www-users.cs.umn.edu/~saad/software/SPARSKIT/sparskit.html>, (1994).
9. C. M. Chen, R. Kovacevic, "Finite element modeling of friction stir welding – thermal and thermomechanical analysis", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. **43**, pp. 1319-1326, (2003).
10. A.P. Reynolds, "Visualisation of material flow in autogenous friction stir welds", *Science and Technology of Welding & Joints*, Vol. **5**, No. 2, pp.120-124, (2000).
11. P. Cabot, A. Moglioni, E. Carella, "Soldadura por fricción-agitación (FSW) de AA 6061-T6", *Materia*, Vol. **8**, pp. 187-195, (2003).