

MODELADO TERMOMECAÁNICO DEL PROCESO *FRICTION STIR WELDING* UTILIZANDO LA GEOMETRÍA DE HERRAMIENTA REAL

Diego Santiago^a, Sebastián Pereyra^a, Guillermo Lombera^a y Santiago Urquiza^a

^a*Grupo de Ingeniería Asistido por Computadora, Universidad Nacional de Mar del Plata, J. B. Justo 4302, 7600 Mar del Plata, Argentina (CONICET), dsantiago@fi.mdp.edu.ar*

Palabras clave: soldadura, friction stir welding, fluido-dinámica computacional.

Resumen. En este trabajo se ha modelado el proceso de soldadura por fricción-agitación o “friction stir welding” (FSW) incluyendo la geometría real de una herramienta. El problema mecánico se ha resuelto utilizando un modelo de Stokes para flujo viscoplástico con una ley constitutiva adecuada para el rango de velocidades de deformación inducidos en este proceso. El problema térmico se ha resuelto con un modelo de advección-difusión aplicando una formulación Arbitraria Lagrangiana-Euleriana (ALE). En ambos casos se han utilizado formulaciones de elementos finitos en su implementación.

Se ha resuelto un problema bidimensional y uno tridimensional de FSW bajo un conjunto de condiciones de procesamiento y con una geometría de herramienta particular. Los resultados obtenidos para el flujo de material alrededor de la herramienta se han contrastado con datos experimentales reportados en la bibliografía y obtenidos en idénticas condiciones a las aplicadas en el modelado. Se encontró una buena correlación con los mismos.

Mediante el post-procesamiento de los datos del flujo del material con técnicas de visualización con trazadores se han podido reconocer los patrones reportados en la bibliografía mediante técnicas experimentales de trazadores. Se destaca el potencial de estas técnicas de visualización para analizar la dinámica del flujo de material alrededor de la herramienta y, así, tener una mayor comprensión sobre los fenómenos involucrados en el proceso de FSW.

1 INTRODUCCIÓN

La Soldadura por Fricción-Agitación (SFA) o “Friction Stir Welding” (FSW) es un proceso de soldadura en estado sólido. El proceso se ilustra en la [Figura 1](#). El equipo de soldadura consta de una herramienta que gira y se desplaza sobre la unión de dos piezas restringidas. Parte de la herramienta se inserta dentro de las piezas a soldar (Perno). La unión se produce por el calentamiento por fricción que experimentan las piezas, induciendo un comportamiento pastoso/viscoso del material y el correspondiente flujo entre las piezas a unir.

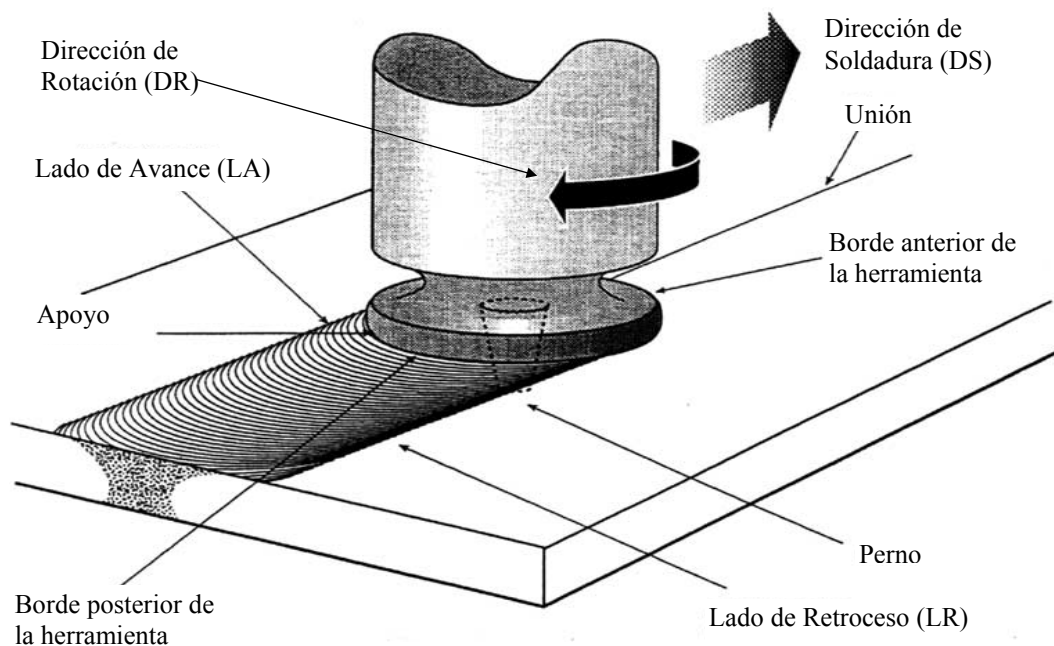


Figura 1: Esquema del proceso de SFA.

Desde que el proceso de FSW fue patentado por “The Welding Institute” en 1991 ([Thomas et al., 1991](#)), los mecanismos involucrados en el mismo siguen siendo tema de debate ([Kumar et al., 2008](#); [Sanders, 2005](#); [Arbegast, 2005](#); [Nunes et al., 2003](#)). Particularmente, en este proceso de soldadura en estado sólido, además de las superficies de las piezas a unir, se genera la interfaz entre la herramienta y el material que la rodea. Así, para comprender el mecanismo por el cual se forma la soldadura en FSW es necesario comprender el rol de la herramienta. El análisis del flujo de material alrededor de la herramienta de FSW es determinante para comprender su rol en el proceso.

Los análisis de flujo de material en FSW reportados en la bibliografía se dividen en dos grupos: estudios experimentales con trazadores y modelos matemáticos.

El primer análisis experimental de flujo de material en FSW fue presentado por [Colligan \(1999\)](#). La técnica implementada consistía en colocar esferas de acero ubicadas en distintas posiciones de la unión en la dirección de soldadura. Una vez generada la soldadura, la posición de las esferas se revelaba con radiografías. Un resultado interesante de este trabajo fue que no todo el material influenciado por el Perno de la herramienta es “agitado”, sino que gran parte del material se mueve como una simple extrusión.

Otra técnica experimental para visualizar el flujo de material en FSW es la de insertos marcadores. Esta técnica consiste en colocar insertos de un material disímil al material base en la región donde se realiza la soldadura. Posteriormente, las posiciones de los marcadores se

revelan mediante distintas técnicas (ej: revelado químico (Seidel y Reynolds, 2001), rayos X (Colligan, 1999) y tomografía computada (Schmidt et al, 2005)).

Recientemente, Kumar et al. (2008) propuso una técnica para analizar la influencia de la herramienta en la formación de la unión por FSW mediante la visualización del flujo de material. Esta técnica consiste en hacer una soldadura manteniendo los parámetros de proceso fijos e incrementando la presión de la herramienta progresivamente sobre las piezas a unir. Posteriormente, analizando la formación de defectos y estructuras de tipo “anillos de cebolla” para distintas presiones de la herramienta, plantea un mecanismo de formación de la soldadura por FSW.

En la bibliografía existen pocos trabajos de modelado que analizan el flujo de material alrededor de la herramienta. El primer trabajo de simulación en este sentido fue propuesto por Xu et al. (2000), donde resuelve un caso bidimensional de FSW con un modelo de material elastoplástico a través de una formulación de elementos finitos euleriana-lagrangiana arbitraria (“Arbitrary Lagrangian-Eulerian” (ALE)). Si bien este trabajo es de carácter cualitativo, señala el potencial de las herramientas de simulación para el análisis del flujo de material en FSW. Posteriormente se presentaron trabajos de simulación más sofisticados. Santiago et al. (2005) resolvió un problema tridimensional en estado estacionario con un modelo de flujo viscoso termomecánicamente acoplado, en el cual, la geometría del Perno roscado de la herramienta se representó de manera simplificada. Por otro lado, Collegrove et al. (2005) implementó un modelo similar al mencionado anteriormente, pero considerando la geometría de una herramienta roscada. Este último resolvió un estado estacionario del flujo, es decir, la solución representa un “instante” del flujo alrededor de la herramienta para una posición fija de la misma.

En este trabajo se resuelve un problema termomecánico acoplado en dos pasos. Por un lado, se resuelve la parte mecánica como un problema de Stokes con un modelo de flujo viscoplástico y, luego, el problema térmico de advección-difusión con una descripción ALE. El problema se resuelve como una sucesión de estados estacionarios para distintas posiciones de la herramienta durante un giro de la misma. De esta manera se obtiene una solución cíclica del proceso para cada vuelta de la herramienta. El flujo de material se analiza mediante la visualización de trazadores que atraviesan la región de deformación plástica y se contrasta con trabajos experimentales, obtenidos de la bibliografía, realizados bajo las mismas condiciones de proceso.

2 ECUACIONES GOBERNANTES

2.1 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 (Zienkiewicz y Taylor, 1991):

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

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 pueden especificar en el resto de la superficie $\partial\Omega_u$ (condiciones de Dirichlet). Esto se puede expresar como:

$$\begin{aligned} (\sigma \mathbf{n}) \cdot \mathbf{e}_i &= T_i^o \quad \text{en } \partial\Omega_{ti}, i = 1, \dots, NDim \\ \mathbf{u} \cdot \mathbf{e}_i &= u_i^o \quad \text{en } \partial\Omega_{ui}, i = 1, \dots, NDim \end{aligned} \quad (2)$$

donde $\partial\Omega = \partial\Omega_t \cup \partial\Omega_u$ y $\partial\Omega_t \cap \partial\Omega_u = \emptyset$, \mathbf{n} es la normal unitaria externa en el contorno $\partial\Omega$, \mathbf{e}_i es el vector unitario en un sistema de coordenadas cartesianas tridimensional y \mathbf{u} el vector velocidad. El vector de velocidad de deformación está relacionado con la parte simétrica del gradiente del campo de velocidades de acuerdo a:

$$\mathbf{D} = \frac{(\nabla\mathbf{u}^T + \nabla\mathbf{u})}{2} \quad (3)$$

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

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (4)$$

Si se adopta una formulación de flujo para modelar las grandes deformaciones plásticas involucradas en el proceso de stir-welding, 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- con la siguiente relación:

$$\mathbf{S} = 2\mu\mathbf{D}, \quad \mathbf{S} = \sigma - p\mathbf{I} \quad (5)$$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\varepsilon_e}$$

donde μ es la viscosidad efectiva del material y p la presión media. Además, σ_e es la tensión efectiva, relacionada con el segundo invariante de la tensión desviadora, y ε_e es la velocidad de deformación efectiva, relacionada con el segundo invariante de la velocidad de deformación, y se pueden escribir como:

$$\sigma_e^2 = \frac{3}{2} \mathbf{S} \cdot \mathbf{S} \quad (6)$$

$$\varepsilon_e^2 = \frac{2}{3} \mathbf{D} \cdot \mathbf{D}$$

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 (Sheppard et al., 1979):

$$\sigma_e = \frac{1}{\alpha} \arg Sh \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right], \quad \text{con } Z = \varepsilon_e \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (7)$$

donde α , Q , A y n son constantes del material (ver Tabla 1), 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 con las condiciones de contorno apropiadas.

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 1: Parámetros de la ley de viscosidad.

2.2 Modelo térmico

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

(Zienkiewicz y Taylor, 1991):

$$\rho C_p \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} + \mathbf{u}_{ref} \cdot \nabla \theta \right) = \nabla \cdot (k \nabla \theta) + \gamma \quad (8)$$

donde ρ es la densidad, C_p la capacidad calorífica, k la conductividad térmica, θ la temperatura, \mathbf{u}_{ref} es la velocidad del material respecto del sistema de referencia y γ la tasa de generación de calor interna por disipación de la potencia viscoplástica. Se asume que alrededor del 90% de la potencia plástica se convierte en calor (Jonson y Kudo, 1962). El término de tasa de generación de calor por trabajado mecánico se puede expresar como el producto contraído de la tensión con la velocidad de deformación, como sigue:

$$\gamma = \eta \mathbf{S} : \mathbf{D} \quad (9)$$

con η fracción de potencia que no es absorbida en defectos microestructurales.

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. Los flujos q° se pueden prescribir en una porción del contorno $\partial\Omega_q$, mientras que la temperatura θ° se puede especificar en el resto de la superficie $\partial\Omega_\theta$. Esto se puede expresar como:

$$k \nabla \theta \cdot \mathbf{n} = q^\circ \text{ en } \partial\Omega_q, \quad \theta = \theta^\circ \text{ en } \partial\Omega_\theta, \quad (10)$$

donde $\partial\Omega = \partial\Omega_q + \partial\Omega_\theta$ y \mathbf{n} es la normal unitaria externa en el contorno $\partial\Omega$. La contribución de q° se debe al enfriamiento de la superficie por convección y a la transmisión de calor por contacto en las interfaces “placas-herramienta” y “placas-base”.

3 MODELADO NUMÉRICO

3.1 Campo de velocidades y presiones

Se utilizó una formulación mixta de elementos finitos con un esquema tipo ε - ε para flujo incompresible con el agregado de pseudo-compresibilidad artificial implementado en forma monolítica (es decir, las incógnitas de velocidades y presiones se resuelven en un solo paso). Se usaron elementos tipo P2-P1 con interpolaciones cuadráticas para las velocidades y lineales para las presiones, cumpliendo con la condición de estabilidad LBB.

El algoritmo de resolución del campo de velocidades consiste en la iteración 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 \(1968\)](#).

La formulación antes descrita resulta en el siguiente sistema de ecuaciones no-lineales del elemento:

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_{ij}^{uu} & \mathbf{A}_{ij}^{up} \\ \mathbf{A}_{ij}^{pu} & \mathbf{A}_{ij}^{pp} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \mathbf{U}_j^{(i+1)} \\ \mathbf{P}_j^{(i+1)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{B}_i^u \\ \mathbf{B}_i^p \end{pmatrix} \quad (11)$$

$$A_{ij}^{uu} = \mu_e^{(it)} \int_{\Omega_e} \frac{\partial \Phi_j^r}{\partial X_m} \frac{\partial \Phi_i^k}{\partial X_m} d\Omega \quad (12)$$

$$A_{ij}^{up} = - \int_{\Omega_e} \Phi_j \frac{\partial \Phi_i^k}{\partial X_k} d\Omega \quad (13)$$

$$B_i^u = \int_{\Gamma_e} \sigma_{mk} n_m \Phi_i^k d\Gamma \quad (14)$$

$$A_{ij}^{pu} = \int_{\Omega_e} \frac{\partial \Phi_j^k}{\partial X_k} \Phi_i d\Omega \quad (15)$$

$$A_{ij}^{pp} = \frac{1}{\beta} \int_{\Omega_e} \Phi_j \Phi_i d\Omega \quad (16)$$

$$B_i^p = \left[\frac{1}{\beta} \int_{\Omega_e} \Phi_j \Phi_i d\Omega \right] P_j^{(it)} \quad (17)$$

donde $U_j^{(it)}$ y $P_j^{(it)}$ son las incógnitas nodales de velocidades y presiones, respectivamente, para el nodo j -ésimo en la iteración it , Φ_i^k es la función de forma cuadrática asociada a la componente “ k ” del vector incógnita de velocidades del nodo “ i ”, Φ_i es la función de forma lineal asociada a la incógnita de presión del nodo “ i ”, $\mu_e^{(it)}$ es la viscosidad efectiva evaluada en el elemento con velocidades y temperaturas evaluados en it , Ω_e es el dominio del elemento, Γ_e es el contorno del elemento y β es el coeficiente de pseudo-compresibilidad artificial.

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 Saad (1994) en SparseKit.

3.2 Campo de temperaturas

Para resolver el campo de temperaturas, la ecuación 8 se discretizó con una interpolación lineal en el tiempo y un esquema de integración totalmente implícito, asumiendo una descripción espacial lagrangiana-euleriana arbitraria (ALE). Así, se obtiene la siguiente expresión:

$$\rho C_p \left[\frac{\theta^{(n+1)} - \theta^{(n)}}{\Delta t} + (\mathbf{u} - \mathbf{u}_{red}) \nabla \theta^{(n+1)} \right] = \nabla (k \nabla \theta^{(n+1)}) + \gamma \quad (18)$$

donde \mathbf{u}_{red} es la velocidad de la malla y Δt el paso de tiempo. La ecuación 15 se dividió en dos pasos, en el primer paso se plantea el problema sin considerar el transporte asociado al movimiento de la malla (ecuación 16), que se aplica en el segundo paso (ecuación 17).

$$\rho C_p \left(\frac{\theta^* - \theta^{(n)}}{\Delta t} + \mathbf{u} \nabla \theta^* \right) = \nabla (k \nabla \theta^*) + \gamma \quad (19)$$

$$\rho C_p \left(\frac{\theta^{(n+1)} - \theta^*}{\Delta t} - \mathbf{u}_{red} \nabla \theta^{(n+1)} \right) = 0 \quad (20)$$

A este esquema se le aplicó una formulación de elementos finitos para problemas de advección-difusión con estabilización tipo *Streamline-Upwinding Petrov-Galerkin* (SUPG). Se utilizaron elementos con interpolación cuadrática. De esta forma, a partir de la ecuación 16, se obtiene el siguiente sistema de ecuaciones:

$$C_{ij}^1 \Theta_j^* = D_i^1 \quad (21)$$

$$C_{ij}^1 = \rho C_p \frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega_e} \Phi_j \psi_i d\Omega + \rho C_p \int_{\Omega_e} \mathbf{u} \frac{\partial \Phi_j}{\partial \mathbf{x}_m} \psi_i d\Omega + k \int_{\Omega_e} \frac{\partial \Phi_j}{\partial \mathbf{x}_m} \frac{\partial \Phi_i}{\partial \mathbf{x}_m} d\Omega \quad (22)$$

$$D_i^1 = \left[\rho C_p \frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega_e} \Phi_j \psi_i d\Omega \right] \Theta_j^n + \int_{\Gamma_e} q_m \Phi_i d\Gamma - \int_{\Omega_e} \rho \gamma \psi_i d\Omega \quad (23)$$

y para la ecuación 17 se obtiene el siguiente sistema de ecuaciones:

$$C_{ij}^2 \Theta_j^{(n+1)} = D_i^2 \quad (24)$$

$$C_{ij}^2 = \rho C_p \frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega_e} \Phi_j \psi_i d\Omega - \rho C_p \int_{\Omega_e} \mathbf{u}_{red} \frac{\partial \Phi_j}{\partial \mathbf{x}_m} \psi_i d\Omega \quad (25)$$

$$D_i^2 = \left[\rho C_p \frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega_e} \Phi_j \psi_i d\Omega \right] \Theta_j^* \quad (26)$$

donde Θ_j^n es la incógnita de temperatura asociada al nodo “j” en el paso de tiempo n-ésimo y ψ_i es la función de peso que incluye los términos de estabilización (SUPG) asociada al nodo “i”.

3.3 Cálculo de trazadores

Los trazadores se calcularon a partir del post-procesamiento del campo de velocidades obtenido según se describió en los puntos 3.1 y 3.2. La trayectoria de los trazadores se estima al integrar la siguiente ecuación diferencial ordinaria (EDO):

$$\frac{D(\mathbf{x}_{tr}(t))}{Dt} = \mathbf{u}(\mathbf{x}_{tr}(t), t) \quad (27)$$

con condiciones iniciales $\mathbf{x}_{tr} = \mathbf{x}_{tr_0}; t = t_0$

donde $\mathbf{x}_{tr}(t)$ es la posición del trazador en el tiempo t , $\mathbf{u}(\mathbf{x}_{tr}(t), t)$ es la velocidad del trazador en su posición $(\mathbf{x}_{tr}(t))$ y en el tiempo t . La velocidad $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ se obtuvo interpolando los valores de velocidades nodales (U) (interpolación espacial de elementos finitos cuadrática) y una interpolación lineal en el tiempo t (usando las soluciones del campo de velocidades en el tiempo t_n (U^n) y en el paso de tiempo siguiente t_{n+1} (U^{n+1}) (ec. 28)). A su vez, las posiciones nodales (X) varían entre cada paso de tiempo debido a que la malla rota solidaria con la herramienta, haciendo que cada campo de velocidades U^n y U^{n+1} tenga asociadas las coordenadas nodales X^n y X^{n+1} , respectivamente.

$$\begin{aligned}
 U(t) &= (1 - \theta_t)U^n + \theta_t U^{n+1} \\
 X(t) &= (1 - \theta_t)X^n + \theta_t X^{n+1} \\
 \text{con } \theta_t &= \left(\frac{t - t_n}{t_{n+1} - t_n} \right) \quad \text{si } t_n < t < t_{n+1}
 \end{aligned} \tag{28}$$

La ecuación 27 se integró con un esquema Runge-Kutta de cuarto orden explícito e incrementos de tiempo que no superaran un número de Courant (Co) de 0.5 en cada elemento, a fin de mantener la estabilidad del algoritmo (ec. 29). Se implementó de la siguiente manera:

$$\begin{aligned}
 x_{RK_0} &= x_{tr}(t_{sp}) \\
 u_{RK_0} &= u(x_{RK_0}, t_{sp}) \\
 x_{RK_1} &= x_{RK_0} + \frac{1}{2} \Delta t_{sp} x_{RK_0} \\
 u_{RK_1} &= u(x_{RK_1}, t_{sp} + \frac{1}{2} \Delta t_{sp}) \\
 x_{RK_2} &= x_{RK_0} + \frac{1}{2} \Delta t_{sp} x_{RK_1} \\
 u_{RK_2} &= u(x_{RK_2}, t_{sp} + \frac{1}{2} \Delta t_{sp}) \\
 x_{RK_3} &= x_{RK_0} + \Delta t_{sp} x_{RK_2} \\
 u_{RK_3} &= u(x_{RK_3}, t_{sp} + \Delta t_{sp}) \\
 x_{tr}(t_{sp} + \Delta t_{sp}) &= x_{tr}(t_{sp}) + \frac{1}{6} \Delta t_{sp} (u_{RK_0} + 2(u_{RK_1} + u_{RK_2}) + u_{RK_3}) \\
 u_{tr} &= u(x_{tr}(t_{sp} + \Delta t_{sp}), t_{sp} + \Delta t_{sp}) \\
 \text{con } \Delta t_{sp} &< 0.5 \frac{h_e}{u_{tr}} \quad ; \quad \Delta t_{sp} \leq (t_{n+1} - t_{sp}) \quad ; \quad t_n < t_{sp} < t_{n+1}
 \end{aligned} \tag{29}$$

donde Δt_{sp} es el incremento de tiempo que avanza el trazador (limitado por la condición de $Co < 0.5$), h_e es el tamaño del elemento que contiene al trazador, u_{tr} es la velocidad del trazador luego del incremento de tiempo, t_{sp} es un tiempo intermedio entre t_n y t_{n+1} en el que se encuentra el trazador, y $x_{tr}(t_{sp})$ y $x_{tr}(t_{sp} + \Delta t_{sp})$ son las posiciones antes y después del incremento de tiempo Δt_{sp} del trazador, respectivamente. De esta forma, si bien en un trazador se podrían calcular varias posiciones $x_{tr}(t)$ (intermedias entre $x_{tr}(t_n)$ y $x_{tr}(t_{n+1})$), para la visualización solo se guardan las correspondientes a las soluciones del campo de velocidades en t_n y t_{n+1} .

4 DESCRIPCIÓN DEL MODELO

La estrategia de este modelado se basa en un dominio circular alrededor de la herramienta. Así, se puede generar una malla que se asocia a la herramienta y rota con su velocidad de giro Wr , sin que varíe la posición de la frontera donde se impone la velocidad de soldadura V_w , considerando un sistema de referencias fijo en el eje de la herramienta (ver Figura 2). Por lo

tanto, para cada ángulo α de rotación de la malla, las condiciones de contorno se mantienen fijas en el espacio, pero cambian los nodos de la malla donde se imponen V_w y θ_0 (temperatura ambiente). En la superficie de la herramienta se imponen condiciones de adherencia ($V_t = W_r * R$, siendo R la distancia al centro de rotación) y en la salida del dominio, condiciones de tracción (T) y flujo térmico (q) nulas.

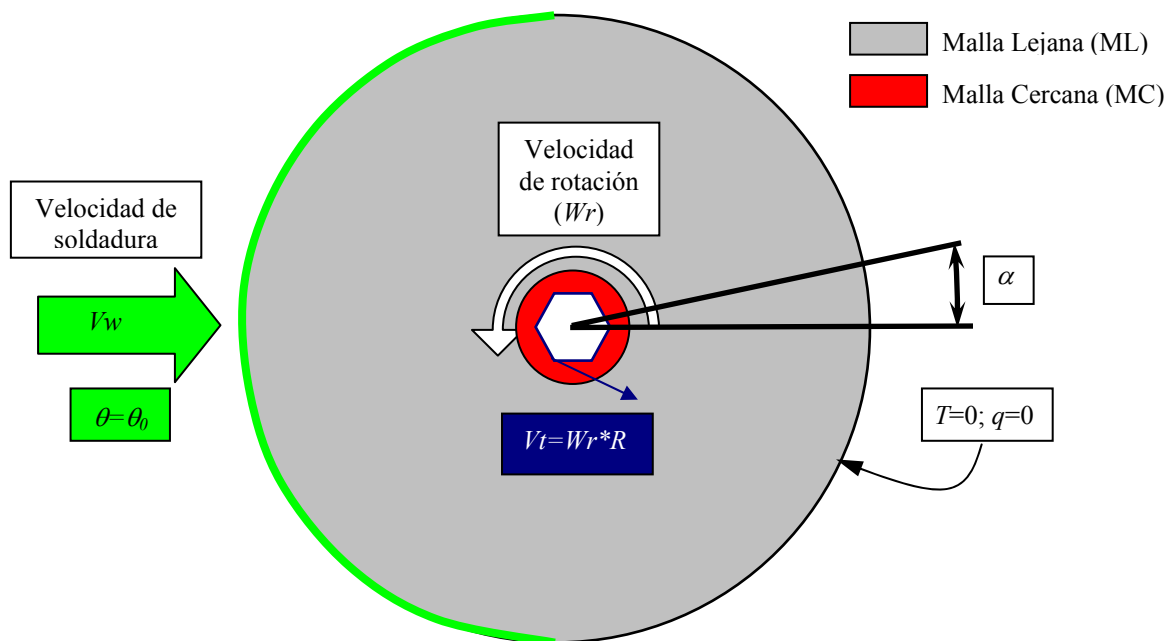


Figura 2: Condiciones de contorno de velocidad (V_w y V_t) en función de la posición de la malla (α).

Para resolver la parte térmica de este problema se decidió dividir la malla en dos regiones, la Malla Cercana a la herramienta (MC) y la Malla Lejana a la herramienta (ML). La MC no es estructurada y se resuelven los sistemas de ecuaciones 21 y 24. En cambio, la ML tiene la característica de ser estructurada angularmente (en la dirección de α) de forma tal que se cumple $Co = \Delta t \cdot u_{red} / h_e = 1$ para todos los nodos de ML. De esta forma, se resuelve el sistema de ecuaciones 21 y la ecuación 20 se resuelve como un transporte exacto entre pares de nodos de la ML, evitando tener que resolver el sistema de ecuaciones 18.

La estrategia implementada para resolver la parte térmica del problema está orientada a evitar la elevada difusividad artificial introducida por los valores de u_{red} en la ML, ya que en esta zona $u_{red} \gg V_w$.

5 RESULTADOS

En este trabajo se resolvieron dos casos, uno bidimensional y el otro tridimensional, con iguales condiciones de procesamiento y geometría de herramienta.

Con el objetivo de verificar la similitud de los resultados obtenidos, se decidió modelar un caso en base a las condiciones de procesamiento y geometría de herramienta descritas en el trabajo de [Seidel y Reynolds \(2001\)](#), donde se presentan resultados experimentales de visualización con trazadores. En dicho trabajo se utilizó una herramienta con un Apoyo ("Shoulder") de 25.4mm, un Perno ("Pin") roscado de 9.9mm de diámetro, 1.25mm/vuelta de paso de rosca, 7.9mm de altura y la punta del Perno termina en forma esférica con un radio de 8mm. En la [Figura 3](#) se muestra un detalle de la malla de elementos finitos tridimensional y

las dimensiones de la herramienta. Los parámetros de proceso son velocidad de soldadura $V_w = 5.0833$ mm/seg, velocidad de giro $W_r = 500$ RPM y temperatura ambiente $\theta_0 = 25^\circ\text{C}$. El material de soldadura son placas de aluminio AA2195-T8 de 8.1mm de espesor.

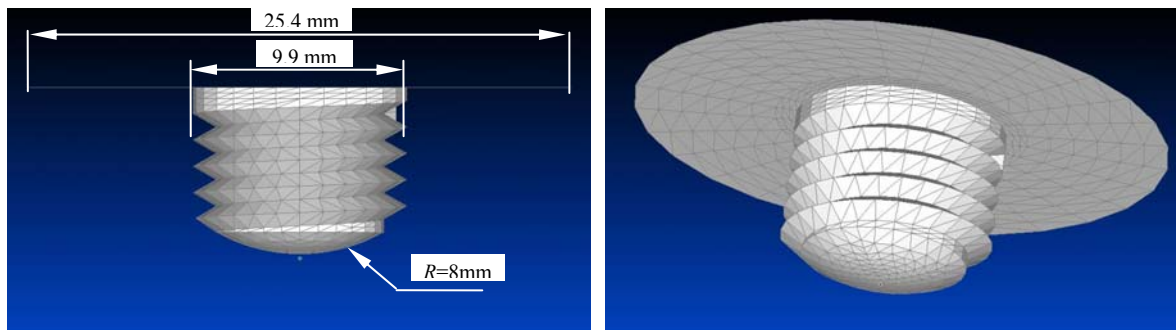


Figura 3: Geometría de la herramienta y malla de la superficie.

5.1 Caso 2D

Se resolvió un caso bidimensional del problema en forma simplificada para analizar el potencial de la visualización con trazadores en reproducir los patrones de flujo de material reportados experimentalmente.

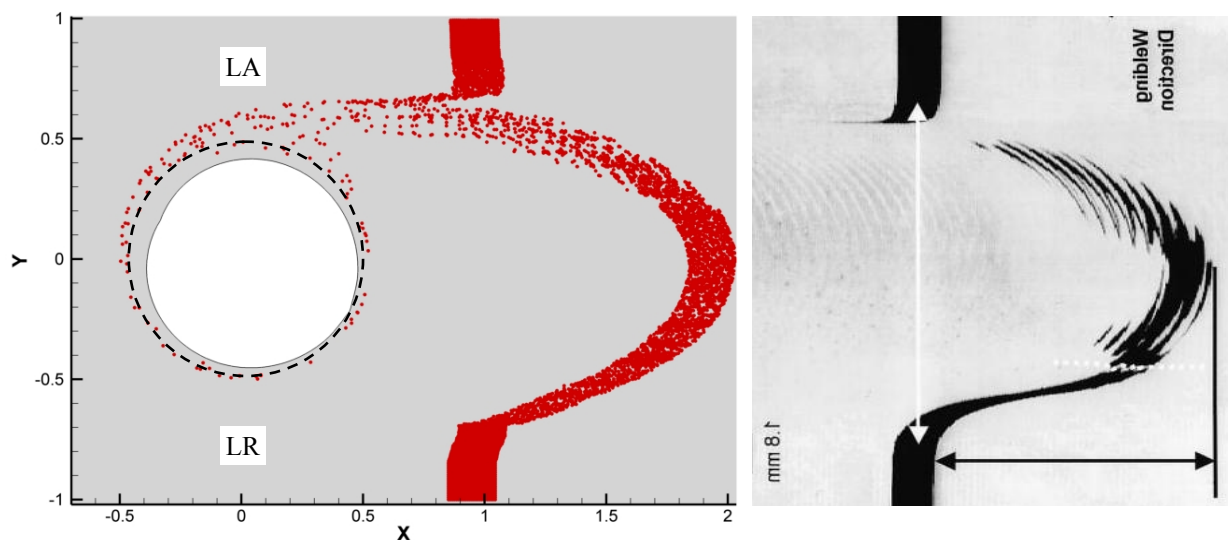


Figura 4: Resultado de la visualización con trazadores de la simulación (izquierda) y de técnicas experimentales (a 4.1 mm del fondo de la placa) reportado por Reynolds (2000).

Para obtener la geometría, se consideró un corte transversal del Perno roscado en forma perpendicular al eje del mismo. De esta forma se obtuvo la silueta mostrada en la Figura 4, en línea punteada se representa el diámetro externo del Perno de la herramienta (9.9mm).

Los parámetros y condiciones de contorno del modelo se aplicaron siguiendo el procedimiento descrito en el punto 4 y 5 de éste trabajo. De esta forma, se construyó un caso con una malla de 2800 elementos triangulares cuadráticos y 5900 nodos, aproximadamente.

Si bien en este modelo no se considera el flujo vertical que produce la rosca, los resultados muestran que la simulación con el post-procesamiento con trazadores puede revelar patrones característicos del flujo de material en FSW. En el lado de avance se observa un patrón de

flujo tipo “aserrado”, que guarda una correlación cualitativa con los registros experimentales. Este resultado fue alentador y nos impulsó a construir un modelo tridimensional.

5.2 Caso 3D

Se resolvió un modelo tridimensional con las condiciones de procesamiento, geometría de herramienta y condiciones de contorno descriptas en los puntos 4 y 5.

En la Figura 5 se muestra la malla de elementos finitos construida para este caso. Esta malla cuenta con 24200 tetraedros cuadráticos y 35700 nodos, aproximadamente. Se observa un detalle de la densificación de la malla en las zonas cercanas a la superficie de la herramienta, donde se generan los mayores gradientes de velocidades. La malla de tetraedros en blanco es la ML, los triángulos en azul representan la superficie de la herramienta y la de tetraedros rojos que envuelve a la superficie de la herramienta es la MC.

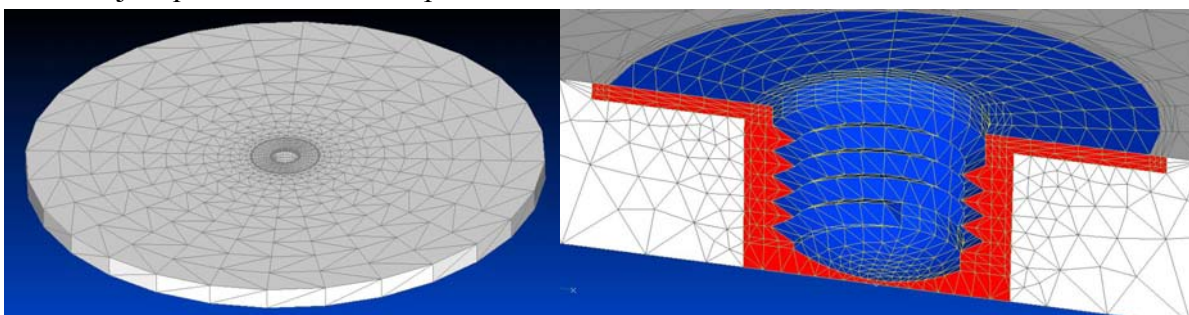


Figura 5: Malla de elementos finitos del caso tridimensional (izq) y detalle de la misma donde se exhibe la MC en rojo y la ML en blanco (der).

A partir de este modelo se resolvieron cuatro casos con diferentes condiciones de contorno en el Apoyo de la herramienta. En el caso 1 se impuso condición de adherencia (como se describió anteriormente en el punto 4). En el caso 4 se considero deslizamiento en el Apoyo. Por otro lado, en el caso 2 y 3 se impuso la velocidad en los nodos del Apoyo con una condición intermedia entre deslizamiento y adherencia a través de la siguiente expresión:

$$\mathbf{v} = (1 - \delta) \mathbf{V}_w + \delta \mathbf{V}_t \quad (30)$$

donde δ es la fracción de adherencia y se obtiene con la ecuación empírica propuesta por Nandan et al.(2007):

$$\delta = \exp \left[-\frac{1}{\delta_0} \left(\frac{r - R_p}{R_s - R_p} \right) \right] \quad (31)$$

donde r es la distancia del nodo al eje de rotación de la herramienta, R_p es el radio del Perno y R_s es el radio del Apoyo. El parámetro δ_0 es un valor desconocido que representa la distribución de la adherencia en el Apoyo de la herramienta. De esta forma, para analizar la influencia de este parámetro en el flujo de material se propuso $\delta_0=0.4$ y $\delta_0=0.1$ en los casos 2 y 3, respectivamente.

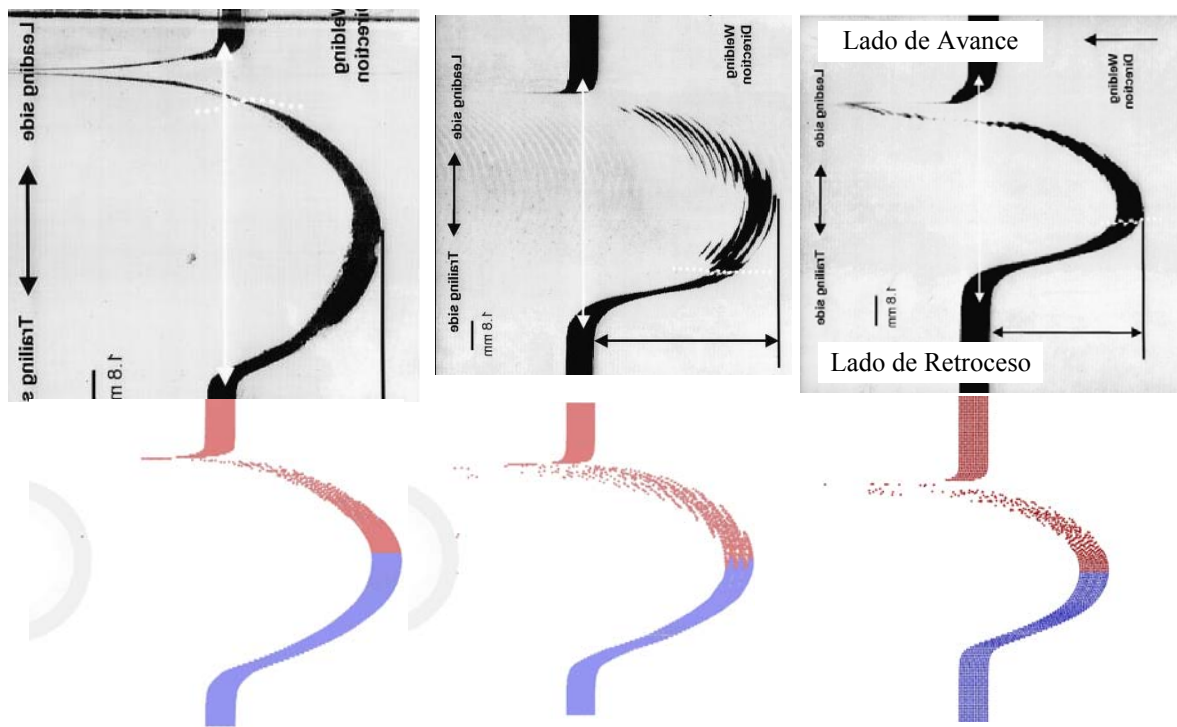


Figura 6: Resultados de la visualización con trazadores de la simulación (abajo) y de técnicas experimentales (arriba) reportado por Reynolds (2000) en $Z=2\text{mm}$ (derecha), $Z=4.1\text{mm}$ (centro) y $Z=7.7\text{mm}$ (izquierda) para condición de deslizamiento del Apoyo (Caso 4).

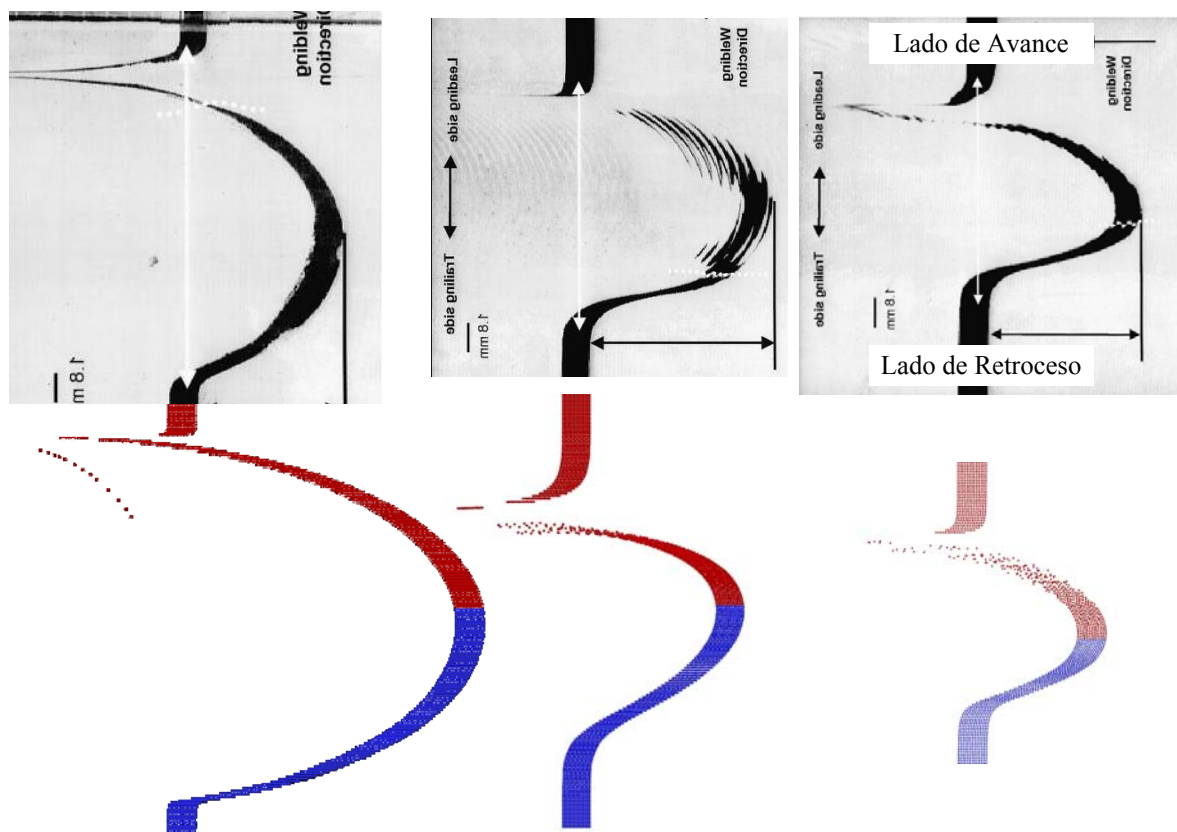


Figura 7: Resultados de la visualización con trazadores de la simulación (abajo) y de técnicas experimentales (arriba) reportado por Reynolds (2000) en $Z=2\text{mm}$ (derecha), $Z=4.1\text{mm}$ (centro) y $Z=7.7\text{mm}$ (Izquierda) para $\delta_0=0.4$ (Caso 2).

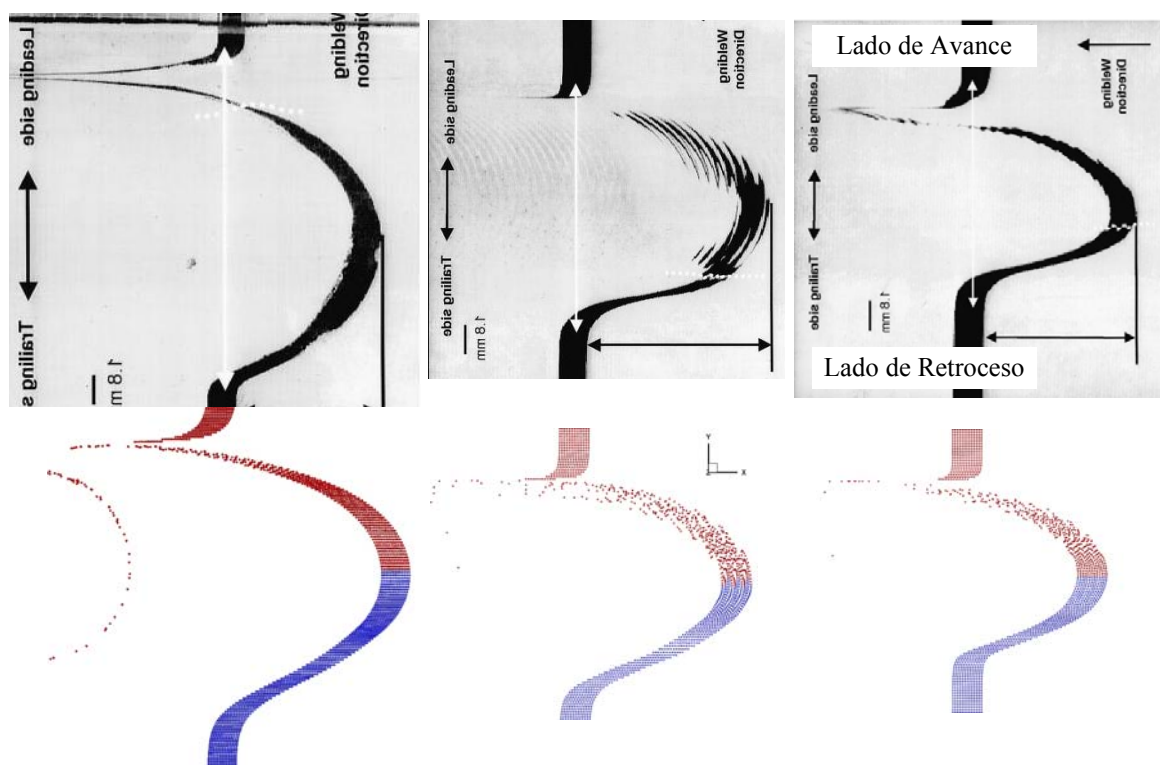


Figura 8: Resultados de la visualización con trazadores de la simulación (abajo) y de técnicas experimentales (arriba) reportado por Reynolds (2000) en $Z=2\text{mm}$ (derecha), $Z=4.1\text{mm}$ (centro) y $Z=7.7\text{mm}$ (izquierda) para $\delta_0=0.1$ (Caso3).

En las figuras 6, 7 y 8 se comparan los resultados de trazadores obtenidos en las simulaciones (figuras de abajo) con los trazadores experimentales (figuras de arriba, Reynolds (2000)). La técnica utilizada por Reynolds (2000) consiste básicamente en colocar insertos de un material químicamente disímil al material base de soldadura, pero con propiedades mecánicas similares. De esta forma, luego de realizar la soldadura se mecanizan las placas a distintas profundidades y con un revelado químico adecuado se obtiene la distribución de los trazadores en el espesor de las placas. La dimensión asociada al espesor en la simulación es el eje Z , donde $Z=0$ es la parte inferior de las placas y $Z=8.1$ es la parte superior en contacto con el Apoyo de la herramienta. Estas figuras nos permiten hacer un análisis cualitativo del flujo de material y la influencia del Apoyo respecto del Perno de la herramienta a través del parámetro δ_0 asociado con la adherencia en el Apoyo.

En la Figura 9 se muestra el módulo de velocidad en un corte a través del eje de la herramienta para las distintas condiciones de adherencia con el Apoyo propuestas de cada caso. Los gráficos de esta figura se realizaron con el mismo rango de valores para que sean comparables entre sí (módulo de velocidad entre 0 y 65 cm/seg).

En la Figura 10 se muestra una vista en perspectiva del campo de temperaturas para los cuatro casos analizados. De la misma manera que en la Figura 9, los gráficos de esta figura se realizaron con el mismo rango de valores para que sean comparables entre sí (Temperaturas entre 0 y 500 °C).

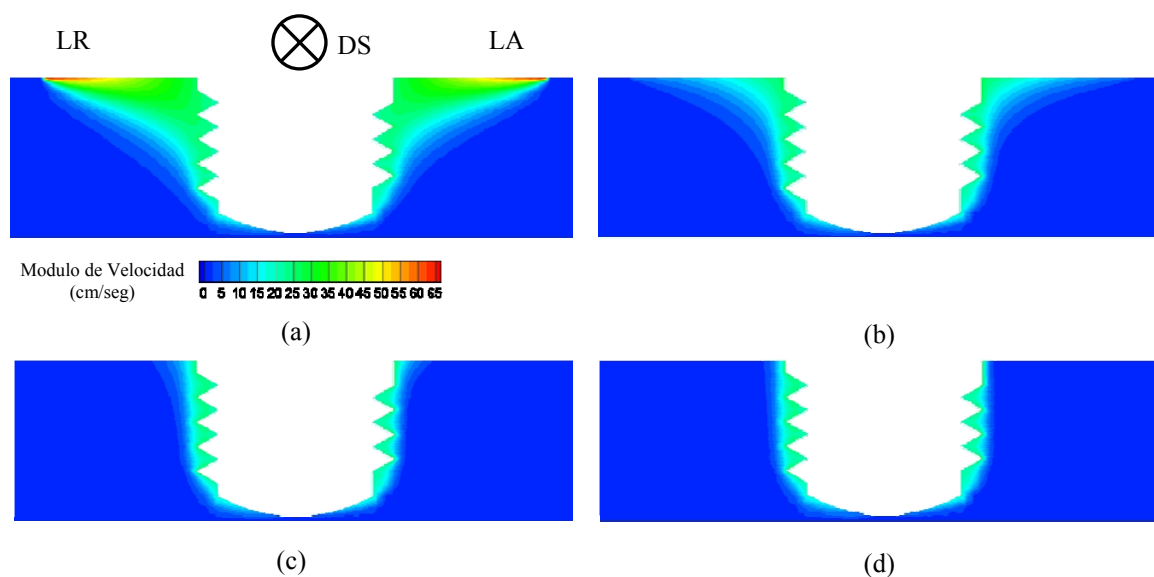


Figura 9: Modulo de velocidad (cm/seg) en un corte en el eje de la herramienta y perpendicular a la velocidad de soldadura para los casos 1 (a), 2 (b), 3 (c) y 4 (d).

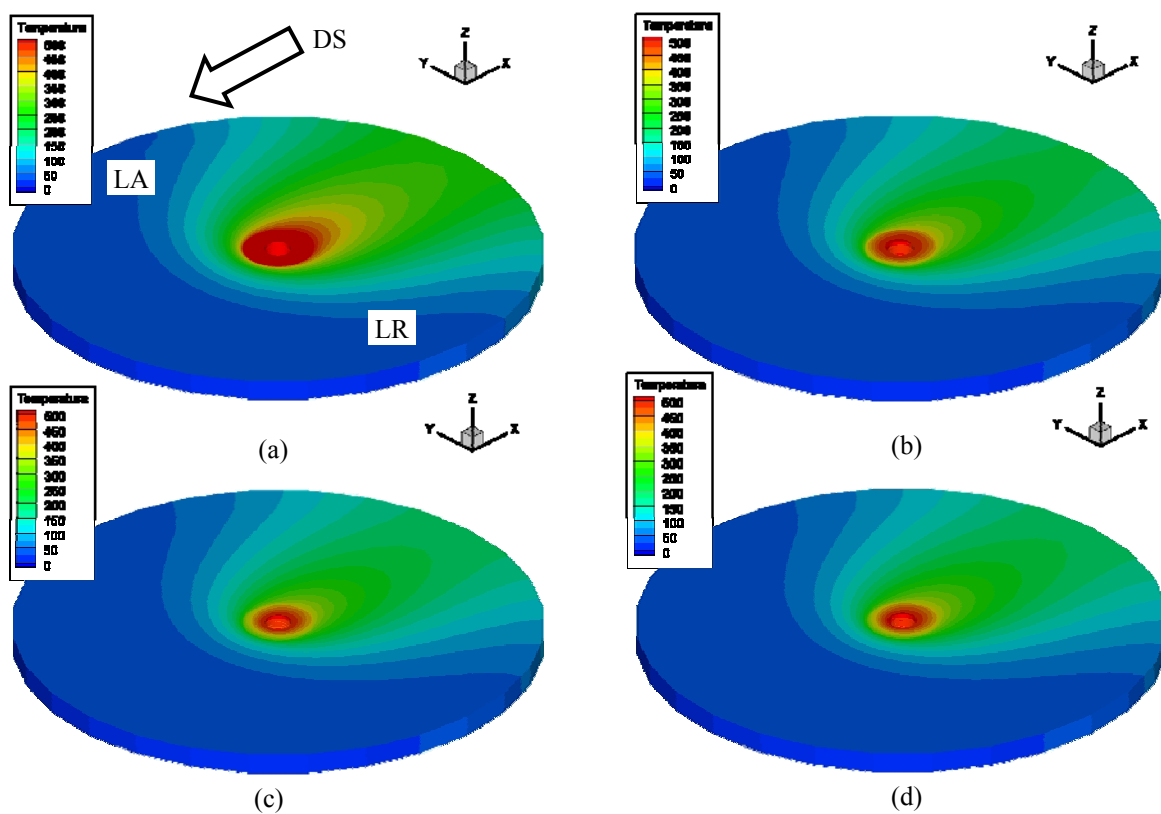


Figura 10: Temperatura (°C) en una vista general en perspectiva del dominio modelado para los casos 1 (a), 2 (b), 3 (c) y 4 (d).

6 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS Y CONCLUSIONES

Comparando los trazadores en $Z=2\text{mm}$ para los casos 2, 3 y 4 (ver figuras 7, 8 y 6, respectivamente) se observa que son muy similares entre si, e incluso tiene una buena aproximación con el reportado experimentalmente. Por lo tanto, el flujo de material en $Z=2\text{mm}$ es poco sensible a las variaciones de la condición de adherencia en el Apoyo de la Herramienta.

Los trazadores en $Z=4.1\text{mm}$ para los casos 3 y 4 son muy similares entre si y guardan cierta verosimilitud al compararlos con los trazadores experimentales. Incluso estos casos reproducen el efecto de “aserrado” que se observa experimentalmente. Por otro lado, los trazadores en $Z=4.1\text{mm}$ para el caso 2 no presentan el efecto de “aserrado” y son sensiblemente diferentes a los casos 3 y 4 debido al incremento del flujo de material alrededor de la herramienta inducido por la mayor adherencia con el Apoyo.

Para los trazadores en $Z=7.7\text{mm}$ los casos 2, 3 y 4 difieren notablemente unos de otros, poniendo en evidencia que el flujo de material en esta zona esta dominado por el Apoyo de la herramienta. El caso 3 es el que mejor se aproxima a los trazadores experimentales en $Z=7.7\text{mm}$, pero sin ser tan buena como en $Z=4.1\text{mm}$ y $Z=2\text{mm}$.

En la Figura 8 se observa que los patrones en los trazadores para el caso 3 ($\delta_0=0.1$) tienen una mejor aproximación a los que exhiben los casos 2 y 4. Podríamos decir que para la ley de pared definida con las ecuaciones 30 y 31, el parámetro $\delta_0=0.1$ es el que mejor describe el flujo de material alrededor de la herramienta. Sin embargo, este es un parámetro que se podría ajustar con métodos de optimización, mejorando la aproximación.

En la Figura 9 se observa claramente como el incremento en la adherencia en el modelo induce un mayor flujo de material alrededor de la herramienta, alcanzando mayores profundidades en el espesor del material y solapando el efecto del Perno.

Respecto de la parte térmica, el aumento de adherencia induce una ampliación en la zona de deformación plástica, generando en consecuencia una mayor generación de calor por disipación viscosa. Este comportamiento es congruente con las distribuciones de temperaturas que se presentan en la Figura 10, donde las temperaturas promedio son mayores en los casos con mayor adherencia con el Apoyo. La mayor diferencia se observa entre el caso 1 y 4, donde la diferencia entre las temperaturas máximas fue de 70°C , aproximadamente, en la zona del Apoyo.

Finalmente, la implementación de un modelo termomecánicamente acoplado, con herramientas no-axisimétricas, resulta apto para resolver problemas de FSW. Las técnicas de visualización con trazadores implementadas, demuestran un gran potencial para verificar y validar los patrones de flujo de material alrededor de la herramienta. Se pudieron reconocer estructuras de flujo de material reportadas experimentalmente como el “aserrado” inducido por la rosca del Perno.

REFERENCIAS

- W. J. Abergast. Using process forces as a statistical process control tool for friction stir welding. *Proceedings of 2005 TMS Annual Meeting*, San Francisco, CA, pp. 193-205, Feb. 13-17, 2005.
- A.J. Chorin. *Mathematics of Computation*, 22:745-762, 1968.
- P.A. Colegrove, H. R. Sherclif. 3-Dimensional CDF modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. *Journal of Material Processing Technology*, 169: 320-327, 2005.
- K. Colligan. Material flow behavior during friction stir welding of aluminum. *Welding*

- Reserch Supplement*, July: 229-237, 1999.
- M. Guerra, C. Schimdt, J. C. McClure, L.E. Murr , A.C. Nunes. Flow patterns during friction stir welding, *Materials Characterizations*, 49: 95-101, 2003.
- K. Kumar, Satish V. Kailas. The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation, *Materials Science and Engineering A*, 485: 367–374, 2008.
- R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, T. Debroy. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. *Acta Materialia*, 55:883–895, 2007.
- A. P. Reynolds. Visualisation of material flow in autogenous friction stir welds *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 5 N° 2: 120-124, 2000.
- 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.
- J. Sanders. Understanding the material flow path of friction stir welding process. Mr Thesis, Mississippi State University, Department of Mechanical Engineering, December 2005.
- D. Santiago, G. Lombera, S. Urquiza, A. Cassanelli, L. A. de Vedia. Numerical modeling of joints welded by “friction stir welding” process. *Materials Research*, 7:569-574, 2004.
- D. Santiago, G. Lombera, A. Cassanelli, S. Urquiza, L. de Vedia. Analisis térmico en soldadura por fricción. *Mecánica Computacional*, 24:2781-2793, 2005.
- H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson and J.H. Hattel. Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3. *Acta Materialia*, 54: 1199-1209, 2006.
- T. Sheppard, D. S. Wright. Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminum alloys at elevated temperatures. *Metals Technology*, June: 215, 1979.
- T. U. Seidel, A. P. Reynolds. Visualization of the material flow in AA2195 Frictio Stir Welds using a marker insert technique. *Metallurgical and Materials Transaction A*, 32: 2879-2884, 2001.
- M.W. Thomas, J. Nicholas, J.C. Needham, M.G. Murch, P. Tem-plesmith, C.J. Dawes, *Friction Stir Butt welding*, GB Patent Application No.9125978.8 Dec 1991.
- S. Xu, X. Deng, A. P. Reynolds, and T. U. Seidel. Finite element simulation of material flow in friction stir welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 6 N° 3: 191-193, 2001.
- O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor. *The finite element method*, volume II. McGraw Hill, 1991.