

MODELADO DEL PROCESO “FRICTION STIR WELDING” INCLUYENDO LA GEOMETRÍA REAL DE UNA HERRAMIENTA

Diego Santiago^a, Guillermo Lombera^a y Santiago Urquiza^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 modeló el proceso de soldadura por fricción-agitación o “friction stir welding” incluyendo la geometría real de una herramienta. Se resolvió el problema mecánico mediante un modelo de flujo viscoplástico. Se utilizó una ley constitutiva adecuada para el rango de velocidades de deformación inducidos en este proceso. Se resolvió el problema para un campo de temperaturas isotérmico.

Los datos de flujo de material alrededor de la herramienta se contrastaron con datos experimentales reportados en bibliografía y obtenidos en idénticas condiciones a las aplicadas en el modelado. Se encontró una buena correlación con los mismos.

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.

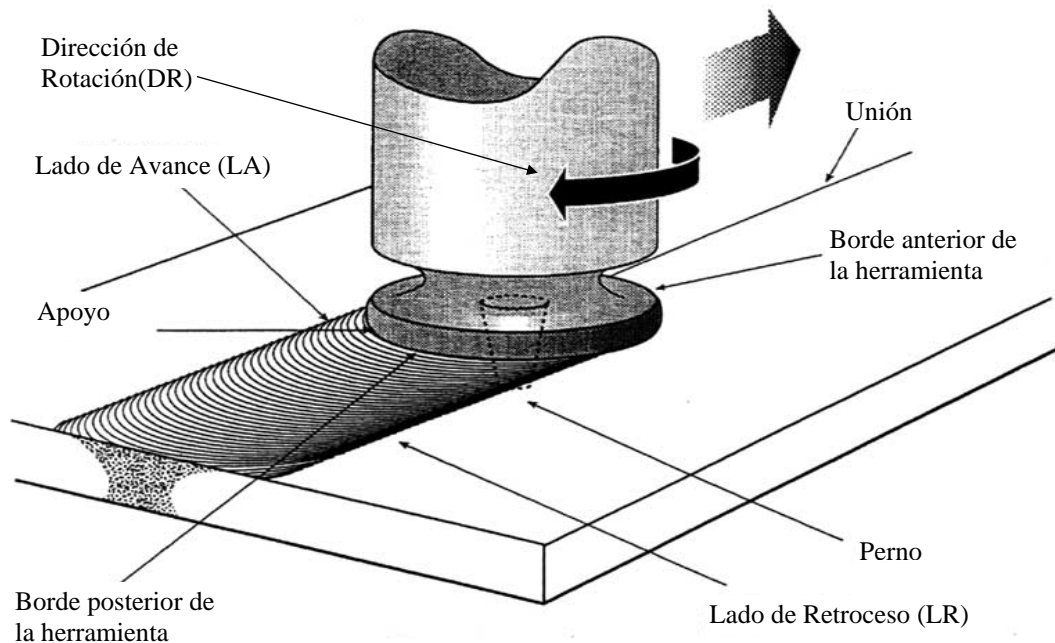


Figura 1: Esquema del proceso de SFA.

Desde que la SFA fue patentado por “The Welding Institute” en 1991 ([Thomas et al., 1991](#)), los mecanismos involucrados en dicho proceso, inclusive la distribución del flujo de material, siguen siendo tema de debate ([Arbegast, 2005](#); [Nunes et al., 2003](#)). Actualmente, los parámetros del proceso se determinan por prueba y error con el fin de obtener las mejores propiedades mecánicas de la unión. Sin embargo, esta aproximación es costosa y demora los tiempos de desarrollo e implementación del proceso en nuevas aplicaciones. Por este motivo, es necesario el desarrollo de modelos matemáticos que relacionen los parámetros del proceso con la distribución del material en la unión.

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

El primer análisis experimental de flujo de material en SFA fue presentado por [Colligan \(1999\)](#). La técnica implementada consistió en colocar esferas de acero ubicadas en distintas posiciones de la unión en la dirección de soldadura. Luego de generar la soldadura, la posición de las esferas se reveló 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 SFA 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)).

En la bibliografía existen pocos trabajos de modelado que analizan el flujo de material alrededor de la herramienta. Santiago et al. (2005) resolvió un estado estacionario de 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 simuló el flujo de material alrededor de una herramienta roscada mediante un modelo de flujo viscoplástico para una distribución de temperaturas constante en el material. El problema se resolvió como una sucesión de estados estacionarios para distintas posiciones de la herramienta durante un giro de la misma. De esta manera se obtuvo una solución cíclica del proceso. El flujo de material se analizó mediante la visualización de trazadores que atravesaron la región de deformación plástica y se los contrastó con reportes experimentales realizados bajo las mismas condiciones.

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

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

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, luego la ecuación de continuidad que sigue se debe cumplir en todo el dominio Ω

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

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 al tensor de velocidades de deformación \mathbf{D} –que es en realidad un desviador en

virtud de la hipótesis de incompresibilidad- por la siguiente relación:

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

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\varepsilon_e} \quad (5)$$

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:

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

$$\varepsilon_e^2 = \frac{2}{3} \mathbf{D} \cdot \mathbf{D} \quad (6)$$

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 luego de describir las condiciones de contorno apropiadas. En este trabajo se asumió una temperatura uniforme de 400°C.

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.

3 MODELADO NUMÉRICO

3.1 Campo de velocidades

Se modeló la placa base con una malla de elementos finitos tetraédricos del tipo Taylor-Hood (Zienkiewicz y Taylor, 1991), es decir, tetraedros 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. La malla implementada resultó tener aproximadamente 112.000 elementos con 150.000 nodos de velocidad (Figura 3).

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). 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 Cálculo de trazadores

Los trazadores se calcularon a partir de un algoritmo predictor-corrector como un post-procesamiento del campo de velocidades:

$$X_{n+1}^{it+1} = X_n + \left\{ \theta \cdot \left[\varphi \cdot V_{n+1}^{it} + (1-\varphi) \cdot V_{n+1}^{it-1} \right] + (1-\theta) \cdot V_n \right\} \cdot \Delta t \quad (8)$$

donde X es la posición del trazador, V es la velocidad del trazador en la posición X , el subíndice n hace referencia el tiempo actual y $n+1$ al tiempo después de un incremento de tiempo Δt , it es el número de iteración del algoritmo, θ es el grado de implicitud con el que se evalúa V y φ es la fracción que usa el algoritmo para actualizar el valor de V_{n+1} en el cálculo iterativo. En este caso se implementó un esquema centrado en el tiempo ($\theta=1/2$), con $\varphi=1/2$.

4 DESCRIPCIÓN DEL MODELO

En este trabajo se resolvieron dos casos. En el Caso 1 se consideró una condición de adherencia entre el apoyo de la herramienta y el material. Por otra parte, en el Caso 2 se impuso una condición de deslizamiento en el apoyo. En ambos caso se impusieron condiciones de adherencia con el perno de la herramienta y con la mesa de soporte. En la Figura 2 se muestra como se incluyó la velocidad de avance de la herramienta (V_w) para distintas posiciones del modelo en función del ángulo α . De esta manera se resolvieron 40 posiciones diferentes de la malla para α entre 0 y 2π , obteniendo un campo de velocidades cíclico para un giro de la herramienta.

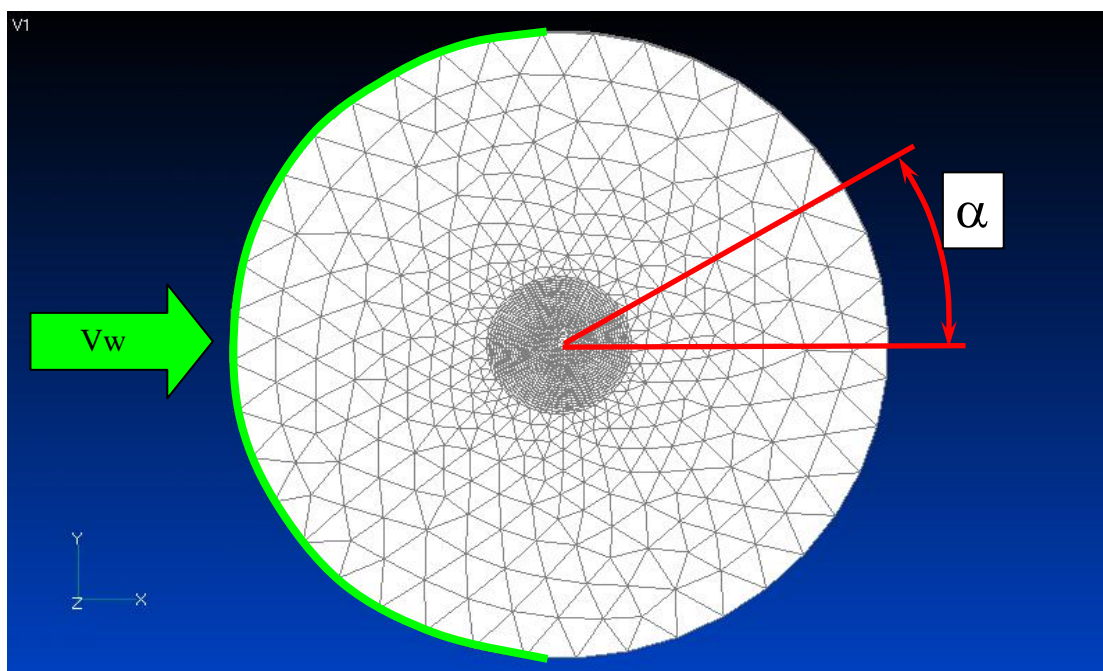


Figura 2: Condiciones de contorno de velocidad (V_w) en función de la posición de la malla (α).

En la Figura 3 se muestra un detalle de la zona del apoyo y el perno de la herramienta.

Estas zonas tienen velocidades impuestas en los nodos ($V = r \cdot W_r$, condiciones de Dirichlet) en función de la velocidad de rotación de la herramienta (W_r) y la distancia al centro de rotación (r).

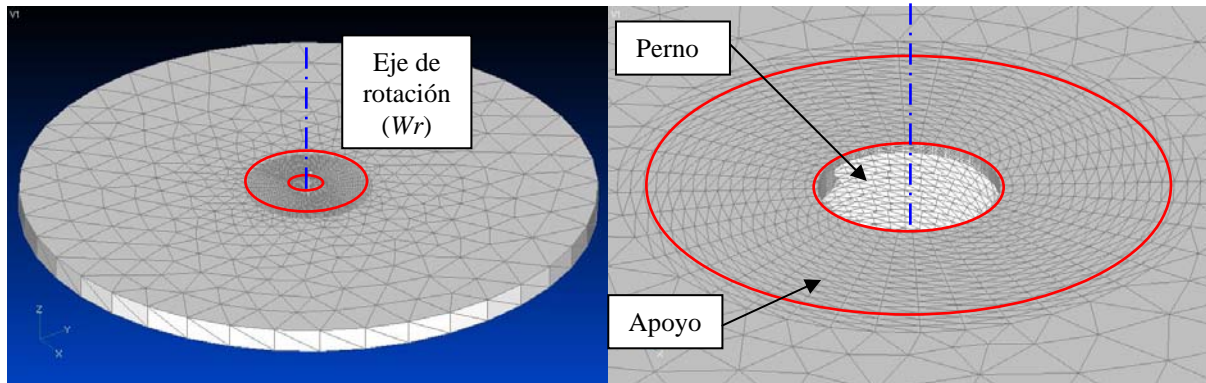


Figura 3: Vista en perspectiva de la malla y ubicación del eje de rotación. Detalle de las zonas del Perno y el Apoyo.

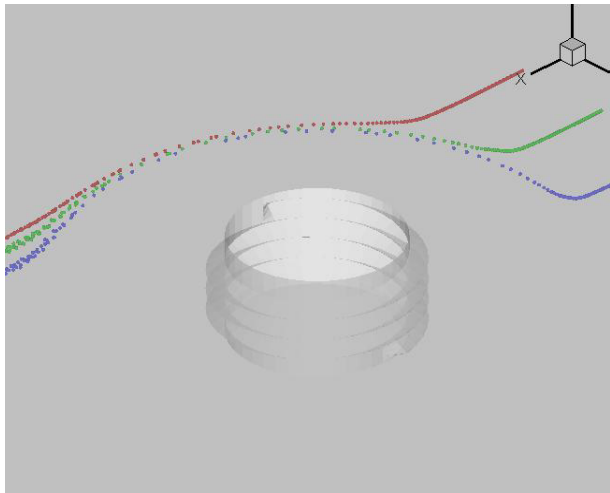
En los dos casos resueltos se asumió una velocidad de rotación $W_r=200$ RPM y una velocidad de soldadura $V_w=11.4$ cm/min. Para el cálculo de los trazadores, el valor del incremento en el tiempo es $\Delta t=0.0075$ seg y se obtuvo de dividir el tiempo de un giro de la herramienta por las 40 posiciones que se resuelven.

5 RESULTADOS

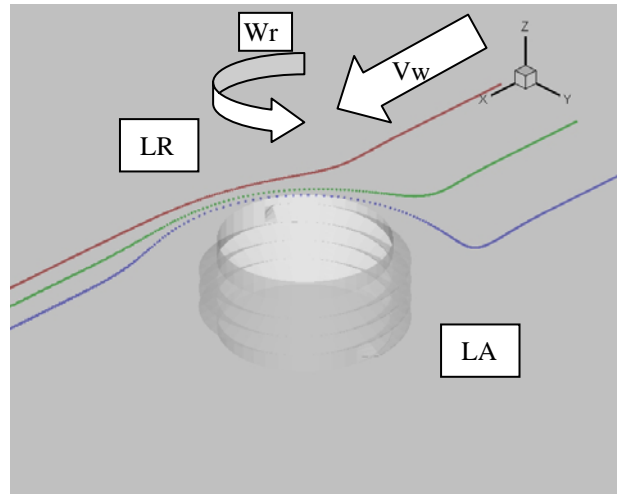
En la [Figura 4](#) se muestra los trazadores obtenidos en la simulación para ambos casos. Los trazadores rojos están colocados a 6.35 mm del centro de la herramienta del Lado de Retroceso (LR) (ver [Figura 1](#)), los verdes se colocaron en el centro y los azules a 6.35 mm del Lado de Avance (LA). Se graficaron los trazadores mencionados a tres alturas diferentes respecto del fondo de la placa: $Z=5.08$ mm, $Z=3.18$ mm y $Z=1.27$ mm.

En la [Figura 4](#) se observa claramente que la condición de adherencia con el apoyo (Caso 1) genera un flujo de material mucho mayor que la condición de deslizamiento (Caso 2). También existe una tendencia de los trazadores del LA a generar patrones mas dispersos luego de atravesar la región de deformación cercana al perno. Otra observación interesante es el aumento de la dispersión de los trazadores a medida que estos pasan mas cerca de la superficie del perno en la zona de deformación.

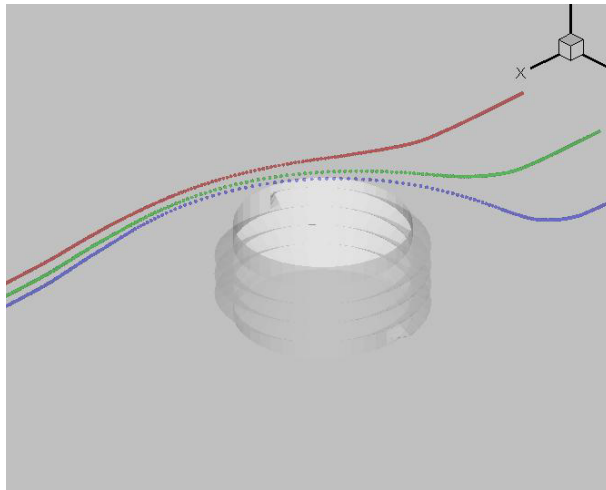
En la [Figura 5](#) se observa, en ambos casos, que los trazadores del LA que se encuentran en $Z=1.27$ mm, luego de pasar por la zona de deformación, elevan su altura. Por el contrario, los trazadores del LR ubicados en $Z=3.18$ mm reducen su altura. Este comportamiento es inducido porque la rosca del perno genera una región de flujo ascendente cerca de la herramienta del LR, y otra región, externa a ésta, con un flujo descendente. Por lo tanto, los trazadores del LA que recorren la zona deformada más cerca de la herramienta, atraviesan la región de flujo ascendente. Por el contrario, los trazadores del LR pasan más alejados de la superficie del perno, atravesando la zona de flujo descendente.



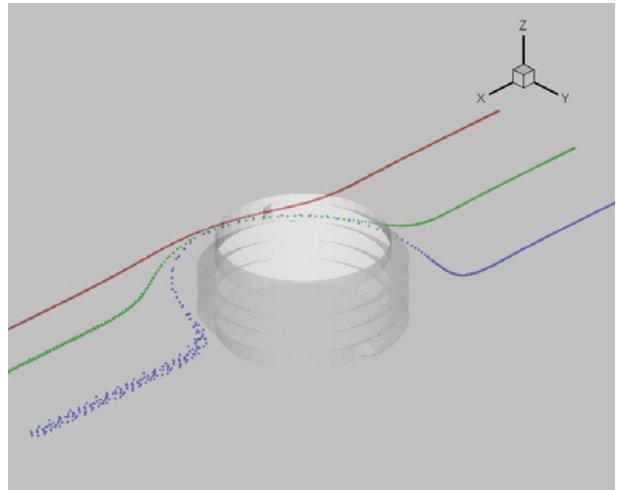
Trazadores en $Z=5.08$ mm, Caso1



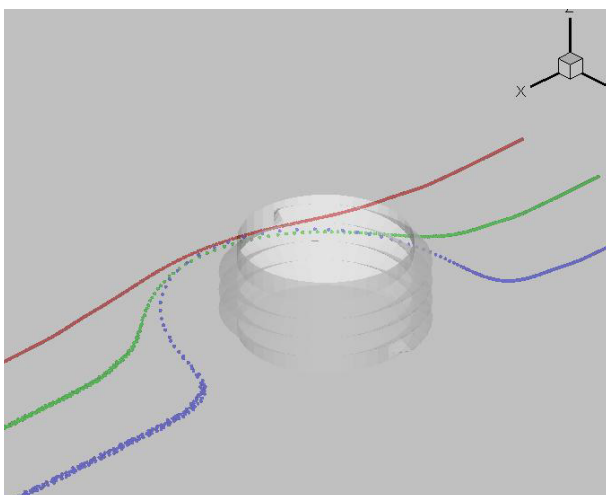
Trazadores en $Z=5.08$ mm, Caso2



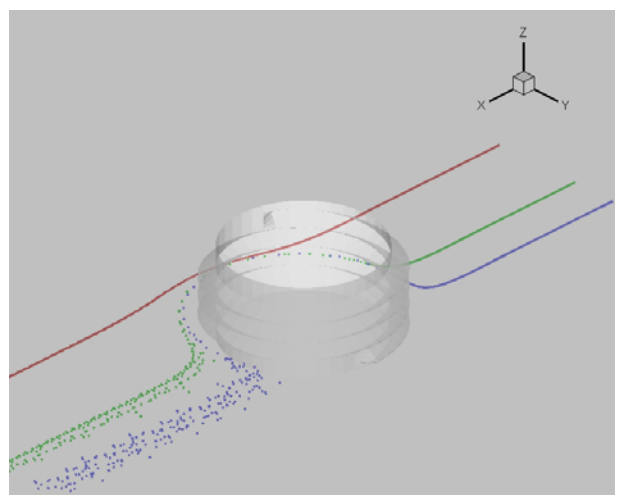
Trazadores en $Z=3.18$ mm, Caso1



Trazadores en $Z=3.18$ mm, Caso2



Trazadores en $Z=1.27$ mm, Caso1



Trazadores en $Z=1.27$ mm, Caso2

Figura 4: Posiciones de los trazadores obtenidos en la simulación. Vista en perspectiva.

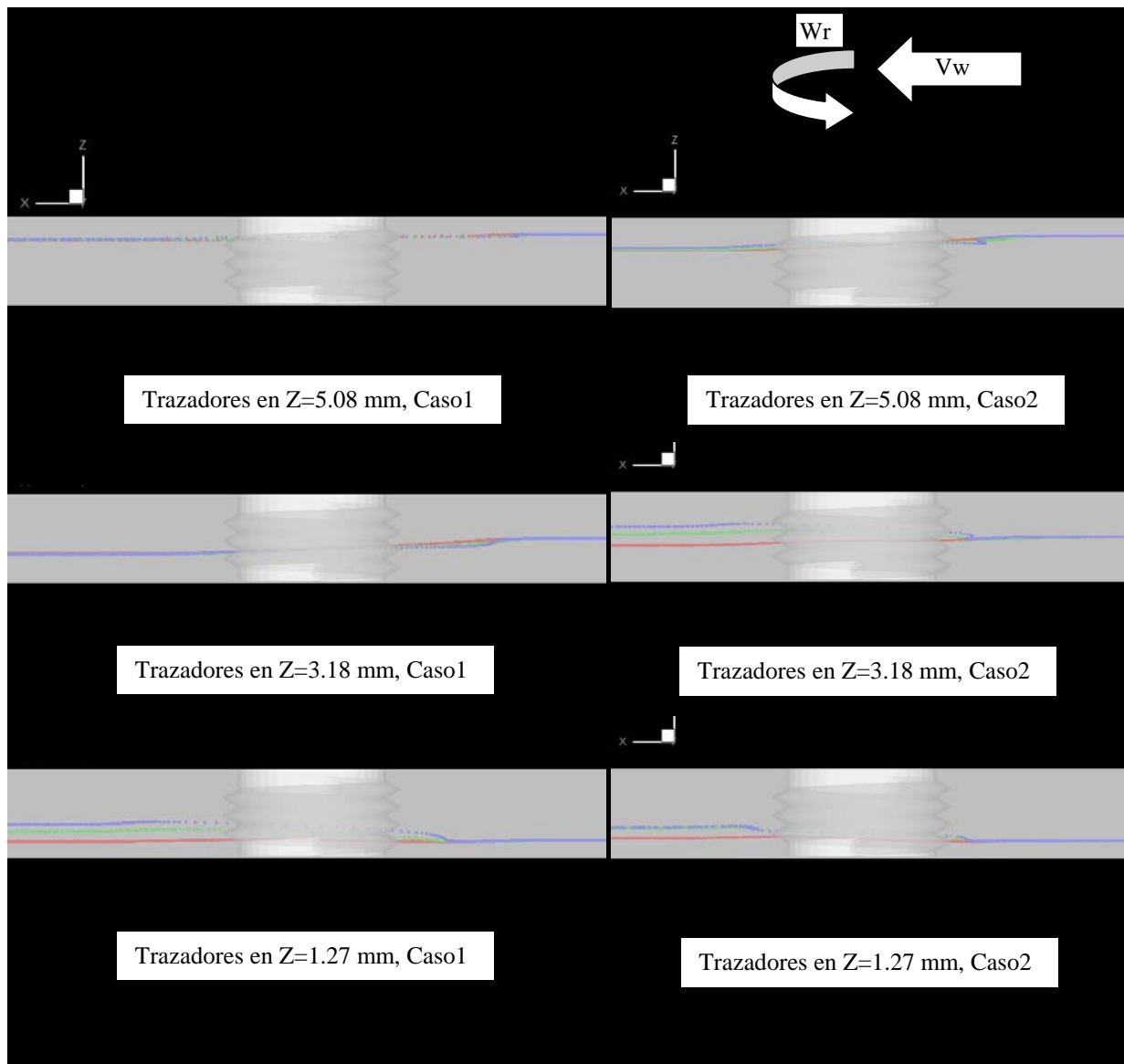


Figura 5: Posiciones de los trazadores obtenidos en la simulación. Vista lateral.

En la [Figura 6](#) se comparan las posiciones de los trazadores obtenidos experimentalmente por [Sanders \(2005\)](#) bajo las mismas condiciones de procesamiento aplicadas en este modelado (geometría de la herramienta, velocidades de avance y rotación). En dicha figura, se puede observar que la distribución del flujo de material obtenido en el Caso 2 se aproxima mejor al observado experimentalmente en comparación con el Caso 1. En el Caso 1 existe una zona de deformación mucho más extendida que la registrada experimentalmente. Sin embargo, la zona de deformación obtenida en el Caso 2 sigue siendo mayor a la observada experimentalmente. Una de las posibles razones de esta diferencia es que los parámetros de la ecuación constitutiva utilizada (ver ecuación 7) fueron determinados para velocidades de deformación menores a las que se encuentran en el proceso de SFA ([Sheppard et al., 1979](#)). En consecuencia, los valores de σ_e obtenidos de la ecuación 7 son extrapolados y, posiblemente, tengan un error inherente. Otra posible fuente de error puede provenir de no incluir la distribución de temperaturas. Como se ha reportado en trabajos anteriores ([Santiago](#)

et al., 2004 y 2005) la temperatura en el interior del material se reduce en función de la distancia a la superficie de la herramienta. El incremento de temperaturas cerca de la superficie de la herramienta va acompañado de una reducción de la resistencia mecánica del material (σ_e), reduciendo la zona de deformación.

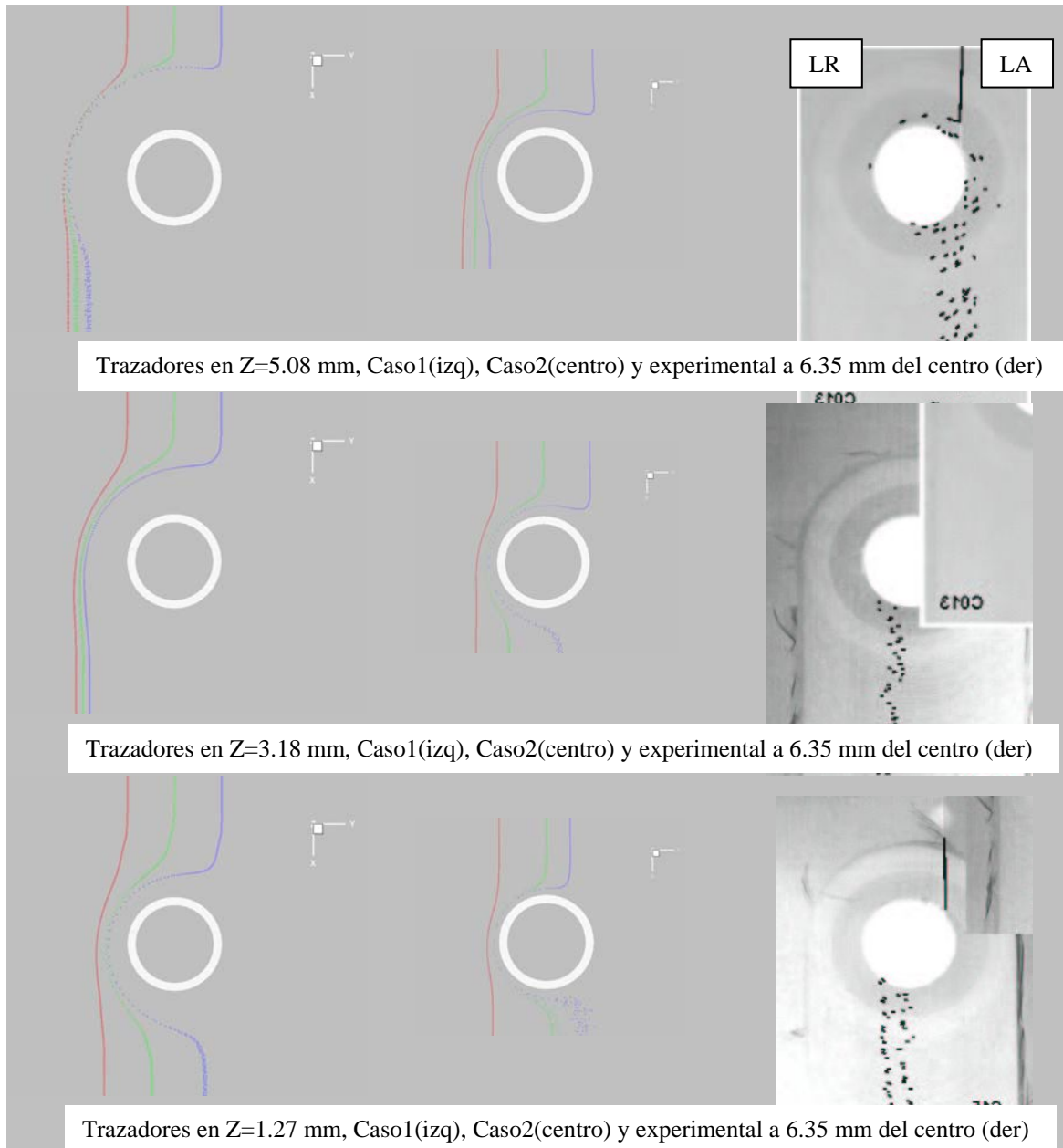


Figura 6: Comparación entre los trazadores obtenidos en la simulación (Caso 1 y 2) y los obtenidos experimentalmente por Sanders (2005).

6 CONCLUSIONES

Se implementó un modelo de flujo viscoplastico incluyendo la geometría real de una herramienta en el proceso de SFA. Se obtuvo una solución cíclica considerando una sucesión

de estados estacionarios en un giro de la herramienta.

Se compararon los resultados de la simulación con los experimentales reportados en bibliografía. Con dicha comparación se reconoció la necesidad de revisar las condiciones de contorno aplicadas en el apoyo de la herramienta, la validez de los parámetros utilizados en la ecuación constitutiva y la necesidad de incluir el modelo térmico en la simulación.

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*, Artículo en prensa, 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.
- 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.
- O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor. *The finite element method*, volume II. McGraw Hill, 1991.