

MODELADO NUMÉRICO DE UNIONES SOLDADAS POR “FRICTION STIR WELDING”

***Diego H. Santiago, *Guillermo Lombera, *Santiago Urquiza y ⁺Luis A. de Vedia**

*Facultad de Ingeniería, Univ. Nac. de Mar del Plata, J. B. Justo 4302, 7600, Mar del Plata, Bs.As.,
Argentina. Teléfono 54-223-4816600

glombera@fi.mdp.edu.ar

⁺ITPJAS, Univ. Nac. de San Martín-CNEA,CIC, San Martín , Bs.As., Argentina.

Palabras clave: Friction stir welding (FSW), modelado viscoplástico, modelado tridimensional, modelo de elementos finitos, soldaduras de aluminio a tope.

Resumen: *Friction stir welding es un proceso de soldadura aplicado a uniones de materiales de bajo punto de fusión tales como el aluminio y el cobre. Fue patentado en 1992 y desde entonces su uso ha experimentado un constante crecimiento, constituyéndose en un tema de gran interés tecnológico. El equipo de soldadura consta de una herramienta que gira y se desplaza sobre la unión de dos chapas restringidas. La unión se produce por el calentamiento por fricción que experimentan las mismas promoviendo un comportamiento pastoso/viscoso del material y el correspondiente flujo de material entre las chapas a unir.*

Por otra parte, los métodos numéricos, proporcionan la posibilidad de predecir comportamientos sin necesidad de ensayos específicos, pudiendo acelerar los procesos de diseño, bajando los costos y optimizando las variables tecnológicas a utilizar. Las uniones soldadas, fundamentalmente las correspondientes a piezas comprometidas en servicio, requieren de un conocimiento del comportamiento mecánico de la unión ante solicitaciones externas. Por eso, poder predecir el comportamiento de piezas soldadas es decisivo en el diseño de componentes estructurales.

En este trabajo se modela el proceso de soldadura por fricción, mediante la utilización de un programa de elementos finitos de propósito general, reproduciendo el mapa térmico y la distribución del flujo del material. A partir de estos resultados, que forman parte de proyectos de investigación más abarcativos, es posible inferir las variables externas a utilizar en el proceso de soldadura, de manera de obtener las propiedades del material requeridas para su comportamiento en servicio.

INTRODUCCIÓN

La soldadura de mezclado por fricción (Stir-Welding o Friction Stir Welding –FSW–) es una técnica para unir dos láminas o placas gruesas por medios mecánicos. En la fig. 1 se muestra una representación esquemática del proceso de FSW, la herramienta consiste de un apoyo normal al eje de rotación de la herramienta, y un perno de diámetro pequeño conectado a dicho apoyo (fig 2). El apoyo 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 es “enroscado” para proveer una mayor área de calentamiento por fricción, mientras se mantiene el diámetro del perno relativamente pequeño.

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 apoyo de la herramienta está en contacto íntimo con la superficie de trabajo. Después que el perno se inserta, este 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. Nótese que el eje de la herramienta típicamente está inclinado unos grados (2° o 3°) respecto de la vertical, para facilitar la consolidación de la soldadura.

Se han escrito varios trabajos sobre el tema de FSW entre los cuales vale la pena destacar los de: Flores et al.^[7], Murr et al.^[8], Liu et al.^[9] y Midling sobre los aspectos microestructurales de las aleaciones de aluminio soldadas, y también los trabajos de Dawes y Thomas^{[10],[2]} quienes describieron el proceso de FSW resumiendo sus ventajas y desventajas. Sin embargo, aunque se han reportado considerables trabajos experimentales en la literatura publicada, aparecen pocos trabajos sobre modelado del proceso de FSW. Gould et al.^[4] desarrolló un modelo analítico de flujo de calor para FSW. El modelo se basa en la bien conocida ecuación de Rosenthal^[11], que describe un campo de temperaturas quasi-estacionario en una placa semi-infinita debido a una fuente de calor móvil. En el mismo se tuvieron que introducir muchas simplificaciones para poder obtener una solución cerrada en el campo de temperaturas. Stewart et. al.^[12] usó un balance de energía aproximado para predecir la forma de la soldadura y las temperaturas dentro de la zona soldada. El campo de temperaturas también se predijo usando el método desarrollado en la referencia [11]. Es de destacar que por las características del problema, donde las deformaciones plásticas son dominantes, pueden lograrse buenos resultados empleando modelos de flujo viscoplástico termomecánicamente acoplados^{[1][13]}. Por otra parte, en virtud de las características geométricas y cinemáticas, el problema es netamente tridimensional, lo que conjuntamente con la existencia de fuertes gradientes en las velocidades de deformación en las inmediaciones del perno, imponen una alta exigencia computacional. Recientemente^[1] se ha abordado este tipo de modelado pero con cierto tipo de limitaciones en cuanto a las posibilidades de densificación localizada entre otras cuestiones.

Es de destacar, que una adecuada obtención del campo de temperaturas es capital a la hora de predecir las propiedades microestructurales en la zona afectada y a la hora de contar con buenos criterios de diseño y mejora de las herramientas de soldado. En virtud de la compleja física involucrada durante el proceso de FSW, el objetivo de este estudio es mejorar la comprensión del proceso mediante el modelado numérico, indagando en los aspectos básicos del proceso para determinar el nivel de exigencia computacional que este tipo de modelado requiere para la representación adecuada de los principales fenómenos involucrados, con vistas a un posterior análisis de sensibilidad.

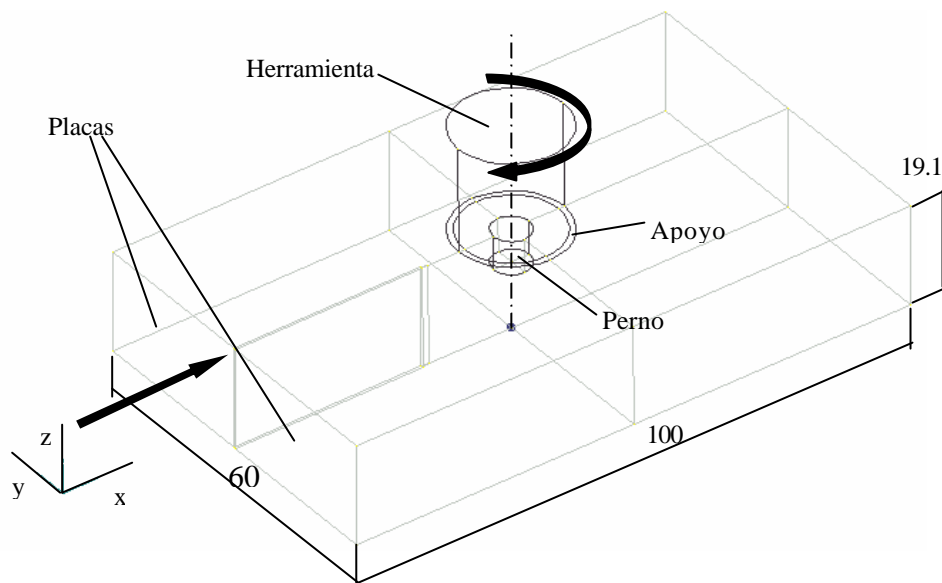


Fig.1 Esquema del proceso de FSW

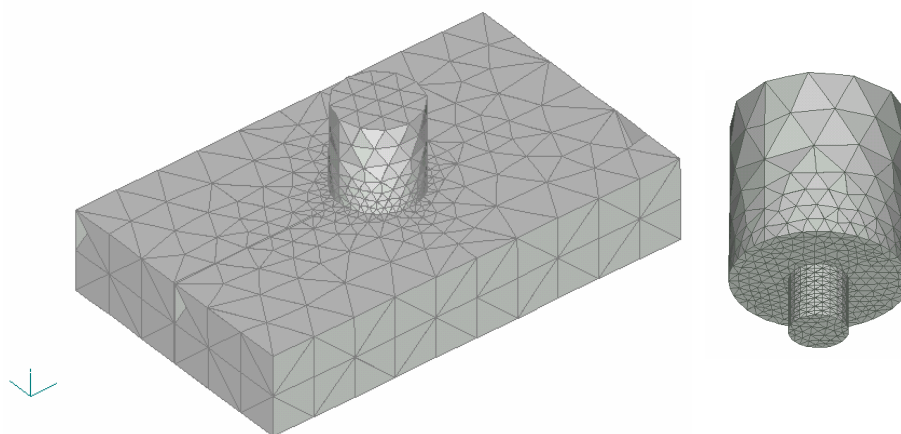


Fig.2 Malla de tetraedros del modelo de soldadura

ECUACIONES GOBERNANTES

Modelo mecánico

Despreciando las fuerzas inerciales y de volumen, las ecuaciones de equilibrio en un volumen de material W con una frontera ∂W se pueden escribir de la siguiente manera^[13]:

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

donde \mathbf{s} es el tensor de tensiones de Cauchy. Las tracciones T_i^o se pueden describir en una porción de la frontera ∂W_i (condiciones de Neumann), mientras los componentes de la velocidad u_i^o se puede especificar en el resto de la superficie ∂W_u (condiciones de Dirichlet). Esto se puede expresar como:

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

donde $\partial W = \partial W_i \cup \partial W_u$ y $\partial W_i \cap \partial W_u = \emptyset$, \mathbf{n} es la normal unitaria externa en el contorno ∂W , \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 W

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

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:

$$\begin{aligned} \mathbf{S} &= 2m\mathbf{D}, \quad \mathbf{S} = \mathbf{s} - p\mathbf{I} \\ m &= \frac{\mathbf{s}_e}{3\mathbf{e}_e} \end{aligned} \quad (5)$$

donde m es la viscosidad efectiva del material y p la presión hidrostática. Además, \mathbf{s}_e es la tensión efectiva o el segundo invariante de la tensión y \mathbf{e}_e es la velocidad de deformación efectiva o el segundo invariante de la velocidad de deformación. Estos se pueden escribir como:

$$\begin{aligned} \mathbf{s}_e^2 &= \frac{3}{2} \mathbf{S} \cdot \mathbf{S} \\ \mathbf{e}_e^2 &= \frac{2}{3} \mathbf{D} \cdot \mathbf{D} \end{aligned} \quad (6)$$

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^[6]:

$$\mathbf{s}_e = \frac{1}{\mathbf{a}} \arg Sh \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right], \quad \text{con } Z = \mathbf{e}_e \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \quad (7)$$

donde \mathbf{a} , Q , A y n son constantes del material, 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^[13]

$$rCp \frac{D\mathbf{q}}{Dt} = \nabla \cdot (k\nabla\mathbf{q}) + \mathbf{g} \quad (8)$$

donde r es la densidad, Cp la capacidad calorífica, k la conductividad térmica, \mathbf{q} la temperatura y \mathbf{g} 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^[5]. 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:

$$\mathbf{g} = \mathbf{h} \mathbf{S} : \mathbf{D} \quad (9)$$

con \mathbf{h} 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 puede prescribir en una porción del contorno ∂W_q , mientras que la temperatura \mathbf{q}° se puede especificar en el resto de la superficie ∂W_q . Esto se puede expresar como:

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

donde $\partial W = \partial W_q + \partial W_q$ y \mathbf{n} es la normal unitaria externa en el contorno ∂W . La contribución de q° se puede deber, por ejemplo, al enfriamiento de la superficie por convección.

Modelo geométrico

En el presente estudio 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 (1.05mm/seg) y temperaturas (25°C) impuestas en la superficie de entrada a la zona de estudio.

La superficie del perno de la herramienta está mecanizada en forma de espiral. El efecto de flujo descendente producido por dicho espiral se simula imponiendo una componente de velocidad descendente en la superficie del perno. Esta velocidad es función del paso del espiral (1.067 mm/vuelta) y la velocidad de rotación de la herramienta (11.7 vueltas/seg).

Los datos del material y otros parámetros del modelo figuran en el apéndice.

Modelado Numérico

Se modeló la placa base con una malla de elementos finitos tetraédricos del tipo Taylor-Hood^[13], 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 10200 elementos con 15500 nodos de velocidad (fig.2).

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^[15]. 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^[15]. 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

Campos de velocidades

En los resultados no se graficó la herramienta para facilitar la visualización de los datos en las figuras 3, 4 y 5.

En la fig. 3 se muestran las líneas de flujo del material en la zona del perno de la herramienta. Se observa claramente el efecto descendente que produce el estriado de la superficie. También se puede ver como el material se mantiene cerca de la superficie del perno de la herramienta durante varias vueltas de la misma antes de seguir su curso en la dirección de soldadura.

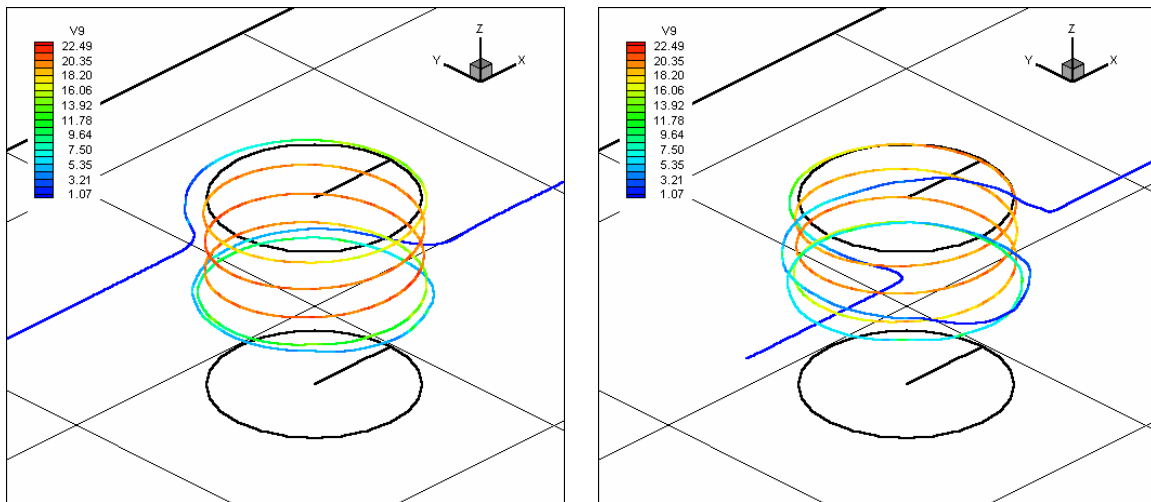


Fig.3 Líneas de flujo del material en la zona del perno de la herramienta.

En la fig. 4 se grafica el módulo de la velocidad en los planos XZ e YZ que pasan por el centro del perno de la herramienta. Se observa una fuerte capa límite en la superficie del perno.

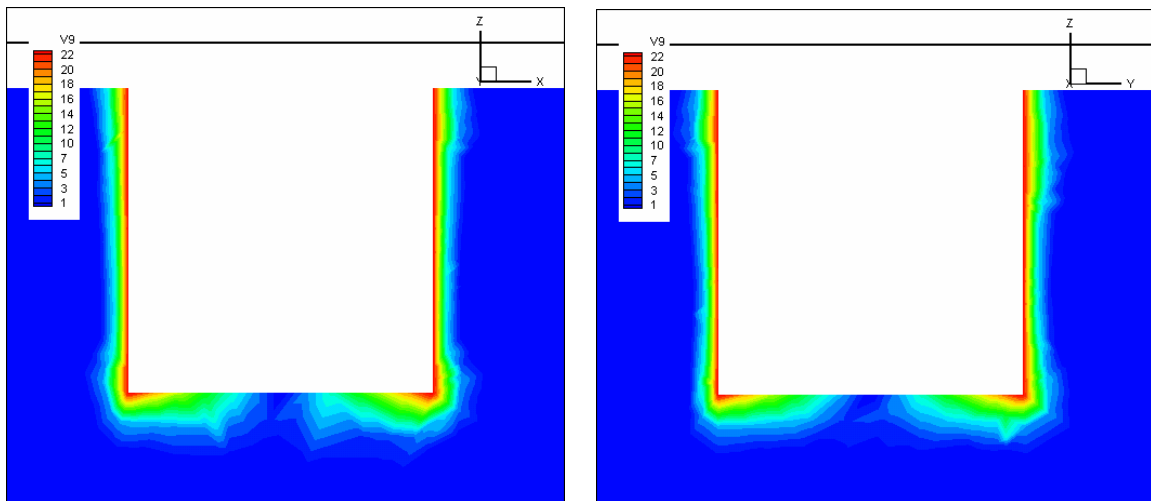


Fig.3 Modulo de la velocidad en los planos XZ(en Y=0) e YZ(en X=0). Ampliación en la zona del perno.

Campo de temperaturas

El campo de temperaturas y de velocidades de las placas se muestra en la fig. 4. Se observa claramente que la fuente de calor está concentrada en la superficie del perno, donde se producen las mayores velocidades de deformación y, en consecuencia, la mayor fuente térmica.

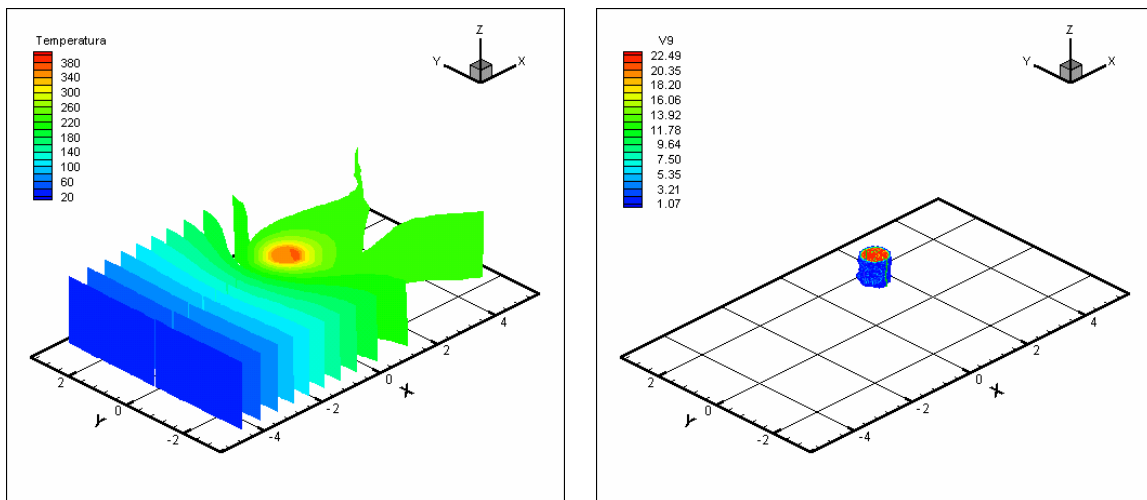


Fig.4 Campo de temperaturas y del módulo de la velocidad de las placas en 3D .

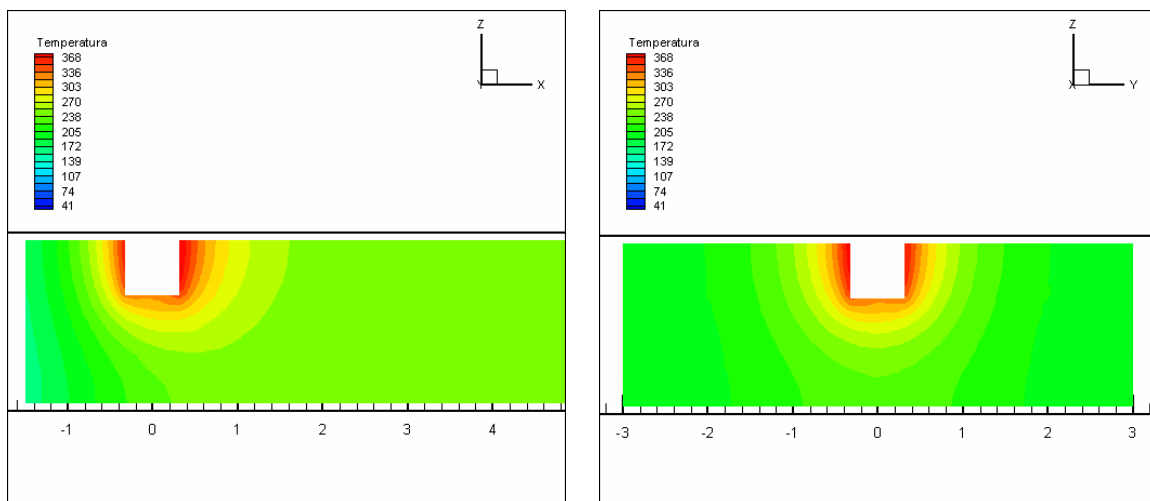


Fig.5 Temperatura en los planos XZ(en $Y=0$) e YZ(en $X=0$).

En la fig.5 se muestran los cortes en los planos XZ e YZ, respectivamente, del campo de temperaturas de la figura anterior. En el plano XZ se observa el efecto de arrastre convectivo sobre el campo de temperaturas producido por la velocidad de soldadura. En el campo de temperaturas mostrado en el plano YZ se observa una mayor temperatura del lado derecho del perno respecto al izquierdo. Esto se debe a una mayor velocidad de corte en el lado derecho del perno, ya que de

este lado la dirección de la velocidad tangencial en el perno es contraria a la dirección de la velocidad de soldadura.

CONCLUSIONES

Se presentó un modelo computacional tridimensional por Elementos Finitos del proceso de FSW con el objetivo de resaltar los principales aspectos del proceso y poner de manifiesto y evaluar los requerimientos computacionales necesarios para la adecuada captura de los principales fenómenos involucrados. Los resultados obtenidos son congruentes con los reseñados en la literatura. Se destaca la presencia de muy fuertes gradientes en el campo de velocidades en las adyacencias del perno de soldadura, lo cual requiere una reevaluación de las densificaciones utilizadas en dichas zonas y con vistas a futuros análisis de sensibilidad, de manera de obtener redes bien sintonizadas con los requerimientos del problema y optimizadas desde el punto de vista del costo computacional.

APÉNDICE

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

Propiedades	Herramienta de acero	Placas de aluminio
ρ [Kg/m ³]	7.8 10 ³	2.7 10 ³
Cp [J/Kg °C]	0.5 10 ³	1.05 10 ³
k [W/m °C]	40.0	207.0

Tabla 2: Dimensiones de la herramienta y de las placas de aluminio.

Longitudes [mm]	Herramienta de acero	Longitudes [mm]	Placas de aluminio
Diámetro del perno	6.4	Largo (dimensión en eje X)	100
Altura del perno	6.4	Ancho (dimensión en eje Y)	60
Diámetro del apoyo	19	Espesor (dimensión en eje Z)	19.1
Altura del Apoyo	20		

Tabla 3: Parámetros de la ley de viscosidad^[6].

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

REFERENCIAS

- [1] P. Ulysse Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002) 1549-1557.
- [2] C.J. Dawes, An introduction to friction stir welding butt welding and its developments, *Welding and Fabrication* Jan (1995).
- [3] Ø. Frigaard, Ø. Grong, O.T. Midling, A process model for friction stir welding of age hardening aluminum alloys, *Metallurgical and Materials Transactions A* 32A (2001).
- [4] J.E. Gould, Z. Feng, Heat flow model for friction stir welding of aluminum alloys, *Journal of Material Processing and Manufacturing Science* 7 (1998).
- [5] W Johnson, H. K. Kudo (Eds), *The mechanics of Extrusion*, Manchester University Pres, UK, 1962, p. 40.
- [6] T. Sheppard, D. S. Wright, Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminum alloys at elevated temperatures, *Metals Technology*, June 1979, p. 215
- [7] O.V. Flores, C. Kennedy, L.E. Murr, D. Brown, S. Pappu, B.M. Nowak, J. McClure, Microstructural issues in a friction-stir welded aluminum alloy, *Scr. Mater.* 38 (1998) 703.
- [8] L.E. Murr, G. Liu, J.C. McClure, A TEM study of precipitation and related microstructures in friction-stir-welded 6061 aluminum, *J. Mater. Sci.* 33 (1998) 1243.
- [9] G. Liu, L.E. Murr, C.S. Niou, J.C. McClure, F.R. Vega, Micro- structural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum alloy, *Scr. Mater.* 37 (1997) 335.
- [10] C.J. Dawes, W.M. Thomas, Friction stir process for aluminum alloys, *Welding J.* 75 (1996) 41.
- [11] D. Rosenthal, R. Schemerber, Thermal study of arc welding, *Welding J.* 17 (1938) 208s.
- [12] M. B. Stewart, G. P. Adams; A. C. Nunes, P. romine, A combined experimental and analytical modeling approach to understanding friction stir-welding, *Developments in Theoretical and Applied Mechanics, SECTAM XIX*, 1998, 472.
- [13] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor (Eds.), *The Finite Element Method*, fourth ed., McGraw-Hill, UK, 1991, p. 2.
- [14] Saad Yuocéf, *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.
- [15] Chorin A.J. *Math. Comp.*, V22, pp. 745-762, 1968