

## MODELADO COMPUTACIONAL DE LA UNIÓN POR FSSW PARA EL ANÁLISIS DEL PROCESO DE SOLDADURA

### COMPUTATIONAL MODELLING OF THE FSSW JOINING FOR THE ANALYSIS OF THE WELDING PROCESS

**Gustavo E. Carr<sup>a,b</sup>, Diego A. Santiago<sup>a,b</sup>, Santiago A. Urquiza<sup>a</sup> y Guillermo A. Lombera<sup>a,b</sup>**

<sup>a</sup>*Grupo de Ingeniería Asistida por Computación, Universidad Nacional de Mar del Plata, Av. Juan B. Justo 4302, 7608 Mar del Plata, Argentina, <http://www.fi.mdp.edu.ar/>*

<sup>b</sup>*CONICET - Mar del Plata, Argentina, <http://mardelplata-conicet.gob.ar/>*

**Palabras clave:** Soldadura de punto por fricción-agitación, Método de Elementos Finitos, Volúmenes de Control, Aleación de Aluminio AA6082, Simetría axial, Viscoplasticidad.

#### **Resumen.**

En el presente trabajo se estudia el proceso de friction stir spot welding de planchuelas de aleación de aluminio AA6082 utilizando dos métodos de cálculo sucesivos. En una primera etapa se modela la inserción del perno en el material a soldar como un problema unidimensional axisimétrico no estacionario. De este caso se extrae el campo de temperaturas que es utilizado como campo de condiciones térmicas iniciales al momento de modelar el proceso de permanencia en el paso siguiente. Esta segunda etapa del proceso se realiza mediante un modelo bidimensional axisimétrico considerando al material constitutivamente viscoplástico y, consecuentemente, resolviendo un problema de flujo de Stokes con viscosidades no lineales. Como resultados de este caso se obtienen los campos de velocidades, temperaturas y tensiones para todo el continuo. Las estimaciones realizadas se comparan con resultados experimentales de soldaduras de punto por fricción agitación.

**Keywords:** Friction Stir Spot Welding, Finite Element Methods, Control Volumes, AA6082 aluminium alloy, Axial symmetry, Viscoplasticity.

**Abstract.** In this work, the friction stir spot welding process of AA6082 aluminium alloy slabs is studied by means of two different methods of calculation. Firstly, the pin insertion is modelled as an axisymmetric one dimensional non stationary problem. The resulting temperatures field is used in the second phase of calculus as initial thermal conditions at the moment of modelling the following tool dwelling process. This second phase the welding process is modelled using an axisymmetric continuum, assuming a viscoplastic material, therefore solving a Stokes' flow problem with non linear viscosity. The velocity, temperatures and stress fields are obtained for the whole domain. The obtained results are compared to experimental results in friction stir spot weldments.

## 1. INTRODUCCIÓN

La soldadura de punto por fricción agitación (FSSW del inglés Friction Stir Spot Welding) es un método de unión de materiales por medio de la fricción y el trabajo mecánico similar al proceso de soldadura de fricción agitación (FSW). Es necesario determinar en el modelado del proceso FSSW cuál es la región en la cual va a establecerse una soldadura efectiva y el límite con la soldadura fría y la adherencia débil entre piezas. Debido a las dimensiones de la zona de proceso de soldadura y la severidad de los gradientes térmicos, es muy difícil medir la historia térmica de cada porción de material, menos aún es posible medir las tasas de deformación de manera precisa. Es por esto que se recurre al modelado numérico.

La soldadura FSSW (Fig.1) se realiza mediante una herramienta, la cual se inserta en el material (etapa de introducción) a soldar girando respecto de su eje. El giro de la herramienta provoca aumento de temperatura por fricción y trabajado mecánico del material, lo cual genera un estado pastoso que permite la unión metalúrgica y mecánica de ambas partes. El movimiento axial de la herramienta genera la mezcla del material de ambas piezas a soldar. La herramienta consta de una parte cilíndrica, de cuya superficie frontal, denominada «hombro», se extiende una protuberancia generalmente de geometría cónica o cilíndrica denominada «perno» y que puede estar o no roscada, si bien existen diversas otras geometrías y configuraciones. Luego de la etapa de introducción de la herramienta, sigue la etapa de permanencia, en la cual la herramienta sólo gira, y luego la retirada.

Existen en literatura variados trabajos de modelado de los procesos de soldadura FSW y FSSW. La mayoría utilizan software comercial (Guerdoux y Fourment (2008), Mandal et al. (2008)) y otros software escrito ad hoc (Santiago et al. (2009), Carr et al. (2017)). Se han empleado diferentes modelos constitutivos para el material (Kuykendall (2011)) y de cálculo (D'Urso y Giardini (2015), Hirasawa et al. (2010)) sin haberse establecido aún cuáles son los óptimos métodos y modelos.

Este trabajo continúa con una línea de investigación del proceso FSSW mediante métodos numéricos que tiene por novedad principalmente el uso de un dominio bidimensional axisimétrico sobre el cual se resuelve un modelo tridimensional (Carr et al. (2017)). El presente trabajo aporta sobre lo realizado anteriormente un modelo unidimensional axisimétrico para el cálculo del mapa térmico al final de la etapa de introducción del perno, dados los pequeños valores del gradiente de temperaturas en la dirección vertical (axial de la herramienta). Dicho mapa de temperatura es utilizado como condición inicial del campo térmico para el cálculo de velocidades de material y temperaturas en el proceso de permanencia.

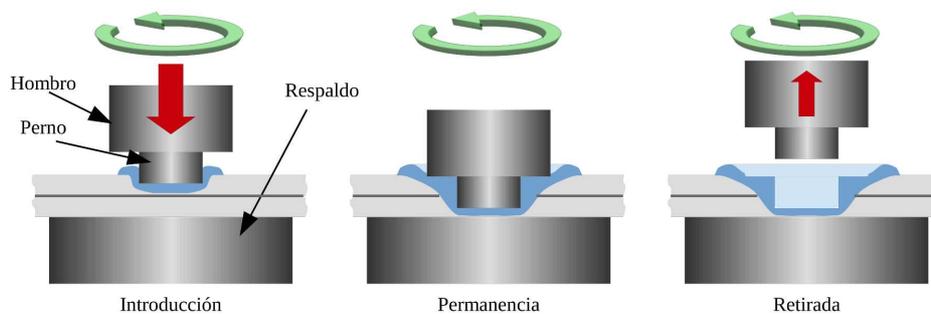


Figura 1: Esquema del herramental para FSSW y las etapas del proceso de soldadura.

## 2. MÉTODOS

### 2.1. Modelado del proceso de inserción de herramienta

El proceso de inserción de la herramienta desarrolló mediante un modelo del proceso de FSSW unidimensional con el objeto de predecir los parámetros relevantes que intervienen en el mismo (ej: temperatura máxima, torque y potencia consumidas), con una herramienta de bajo costo computacional. El esquema consiste en un modelo numérico de volúmenes de control para evaluar la temperatura, acoplado a un modelo mecánico analítico para determinar los esfuerzos sobre la herramienta.

#### 2.1.1. Modelo térmico unidimensional

Para modelar la distribución de temperaturas en las placas a soldar se asume que en el proceso existe una simetría de revolución alrededor del eje vertical  $\hat{z}$  (ver ), donde las cantidades de las distintas variables no cambian en la dirección  $\hat{\theta}$ . Además, se considera que la temperatura es constante en  $\hat{z}$ , es decir, no varía en el espesor.

Planteando un Volumen de Control (VC) como el que se muestra en la figura 2, considerando la temperatura dentro del mismo como constante en todo el volumen de control. En el balance de energía se tiene en cuenta la variación de energía interna, el calor intercambiado por conducción dentro del material, el calor intercambiado por contacto con la base y por convección en la superficie de las placas y el calor generado por el trabajo mecánico.

De esta manera, el balance de energía queda expresado de la siguiente manera en la ecuación 1, donde  $\rho$  y  $C_p$  son la densidad y el calor específico del material,  $T$  es la temperatura,  $q_r$  es el flujo de calor por conducción en la coordenada  $\hat{r}$ ,  $\Delta r$  y  $e$  son las dimensiones en  $\hat{r}$  y  $\hat{z}$  del volumen de control respectivamente,  $q_1$  es el calor perdido al aire por convección a través de la superficie,  $q_2$  es el calor perdido a través del contacto con la base donde se apoya el material,  $W_s$  es la fracción de potencia mecánica que se transforma en calor por unidad de superficie transmitida de la herramienta al material (ecuación 1).

Los flujos de calor dentro del material son modelados con la Ley de Fourier y el gradiente de temperaturas se discretizó linealmente entre los volúmenes de control, según se expresa en las ecuaciones 2, donde  $T_i^\theta = \theta T_i^{n+1} + (1 - \theta)T_i^n$ ,  $k$  es la conductividad térmica,  $T_i^n$  es la temperatura en el nodo  $i$  para el paso de tiempo  $n$  y  $\theta$  es el parámetro de implícitud ( $\theta = 0 \rightarrow$  totalmente explícito,  $\theta = 1 \rightarrow$  totalmente implícito). Esto se muestra en la expresión 2.

Los flujos de calor en la superficie y el flujo de calor por contacto se modelan con la ley de enfriamiento de Newton 3, donde  $h_1$  es el coeficiente de convección con el aire quieto,  $T_{01}$  es la temperatura del aire,  $h_2$  es el coeficiente de transferencia de calor por contacto y  $T_{02}$  es la temperatura de la base (expresiones 3).

Reemplazando las ecuaciones 2 y 3 en 1, dividiendo toda la ecuación por el volumen de control y aplicando la discretización temporal, se obtiene la expresión 4.

$$\rho C_p \frac{\Delta T}{\Delta t} 2\pi e \Delta r = q_{(r-\frac{\Delta r}{2})} \left( r - \frac{\Delta r}{2} \right) e - q_{(r+\frac{\Delta r}{2})} 2\pi \left( r + \frac{\Delta r}{2} \right) e + (q_1 + q_2) 2\pi \Delta r + W_s 2\pi \Delta r \quad (1)$$

$$q_{(r-\frac{\Delta r}{2})} = -k \frac{(T_i^\theta - T_{i-1}^\theta)}{\Delta r}; \quad q_{(r+\frac{\Delta r}{2})} = -k \frac{(T_{i+1}^\theta - T_i^\theta)}{\Delta r} \quad (2)$$

$$q_1 = -h_1 (T_i^\theta - T_{01}); \quad q_2 = -h_2 (T_i^\theta - T_{02}) \quad (3)$$

$$\rho C_p \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t} = \frac{k}{r(\Delta r)^2} \left[ (T_{i+1}^\theta - T_i^\theta) \left( r + \frac{\Delta r}{2} \right) - (T_i^\theta - T_{i-1}^\theta) \left( r - \frac{\Delta r}{2} \right) \right] - \frac{h_1 (T_i^\theta - T_{01}) + h_2 (T_i^\theta - T_{02})}{e} + \frac{W_s}{e} \quad (4)$$

Reemplazando  $T_i^\theta$  y operando algebraicamente la ecuación 4, se obtiene el siguiente sistema de ecuaciones:

$$UD_i \cdot T_{i+1}^{n+1} + D_i \cdot T_i^{n+1} + LD_i \cdot T_{i-1}^{n+1} = B_i \quad (5)$$

donde:

$$UD_i = -C_1 \left( 1 + \frac{\Delta r}{2r_i} \right) \theta; \quad D_i = 1 + C_5 \theta; \quad LD_i = C_1 \left( 1 - \frac{\Delta r}{2r_i} \right) \theta$$

$$B_i = C_1 \left( 1 + \frac{\Delta r}{2r_i} \right) (1 - \theta) T_{i+1}^n + [1 - C_5(1 - \theta)] T_i^n + C_1 \left( 1 - \frac{\Delta r}{2r_i} \right) (1 - \theta) T_{i-1}^n + C_3 + C_4 W_s$$

$$C_1 = \frac{\Delta t}{(\Delta r)^2} \frac{k}{\rho C_p}; \quad C_2 = \frac{\Delta t}{\rho C_p} \frac{(h_1 + h_2)}{e}; \quad C_3 = \frac{\Delta t}{\rho C_p} \frac{h_1}{e} T_{01} + \frac{\Delta t}{\rho C_p} \frac{h_2}{e} T_{02}$$

$$C_4 = \frac{\Delta t}{\rho C_p} \frac{1}{e}; \quad C_5 = C_2 + 2C_1$$

### 2.1.2. Modelo mecánico unidimensional

Suposiciones:

- El material en contacto (adherido o en deslizamiento) siempre está en estado de fluencia.
- Existe una zona en contacto con la herramienta, de espesor  $h$ , tangencial a su superficie, en la cual el material se halla en estado de flujo viscoplástico con comportamiento de capa límite. Este espesor es el de la zona agitada. Al comenzar el descenso de la herramienta dentro de las placas a soldar se establece un flujo radial, además de circunferencial, de material a través de esa capa.
- Se asume que lo que está por fuera de la capa límite se comporta como un rígido.

A la izquierda de la figura 2 se muestran las fuerzas que actúan sobre un elemento diferencial en la dirección  $\hat{r}$  y determinan el equilibrio expresado por la ecuación 6.

$$\frac{\partial(r \sigma_r)}{\partial r} + 2\tau_{zr} \frac{r}{dz} - \sigma_\theta = 0 \quad (6)$$

Si la deformación en  $\hat{r}$  es igual a la deformación en  $\hat{z}$ , entonces es  $\sigma_\theta = \sigma_r$ . En el lado derecho de la figura 2 se muestra el esquema para el balance de esfuerzos sobre un elemento diferencial de la capa límite. Asumiendo que  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  y  $\sigma_z$  son constantes en el espesor y  $dz = h$ , se obtiene la ecuación 7.

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = -\frac{2}{h} \tau_{zr} \quad (7)$$

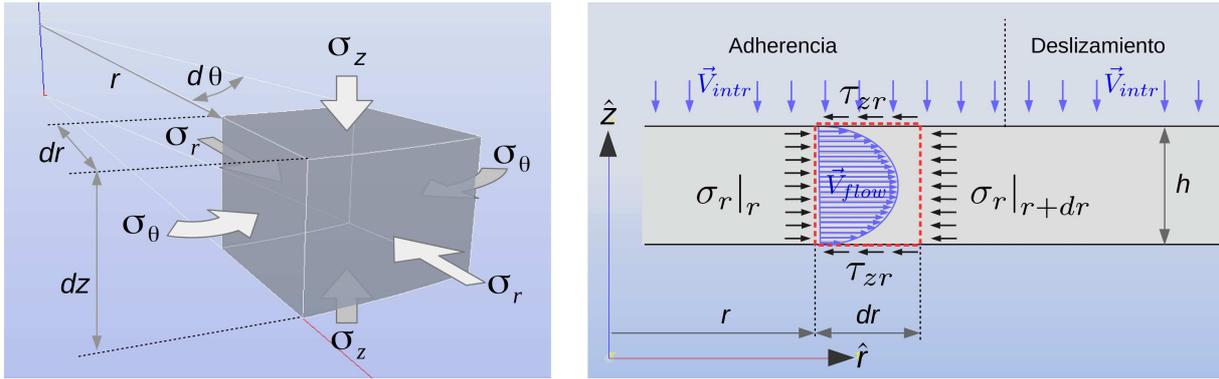


Figura 2: Izquierda: Balance de fuerzas en la dirección  $\hat{r}$  para el modelo unidimensional axisimétrico. Derecha: balance de esfuerzos sobre un elemento de material en flujo laminar radial.

Considerando el criterio de Von Mises para las condiciones particulares de este caso y que las tensiones de corte son  $\tau_{r\theta} \ll \tau_{z\theta}$  y  $\tau_{r\theta} \ll \tau_{rz}$ , se obtiene la expresión 8. Para el caso en que exista fricción de Coulomb en la interfase herramienta-material, operando algebraicamente con dicha expresión, se obtiene la expresión 9.

$$\sigma_{VM} = \sqrt{(\sigma_r - \sigma_z)^2 + 3(\tau_{z\theta}^2 + \tau_{rz}^2)} \tag{8}$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{rz} = f_r \cdot \sigma_z \rightarrow \sigma_z = \frac{\sigma_r + \sqrt{\sigma_r^2 - (1 + 6f_r^2)(\sigma_r^2 - \sigma_{VM}^2)}}{(1 + 6f_r^2)} \tag{9}$$

De la expresión 9 se puede despejar  $\sigma_z$  para cuando existe deslizamiento:  $\tau_{\theta z} = f_r \cdot \sigma_z$ . En el punto de contacto herramienta-material más alejado del eje se cumple la condición que  $\sigma_r = 0$ , por lo cual la tensión equivalente de Von Mises es allí:  $\sigma_{VM} = \sigma_z \sqrt{1 + 6f_r^2}$

Cuando se logra la condición de adherencia  $\tau_{\theta z}$  es mucho mayor que  $\tau_{rz}$  y  $\tau_{r\theta}$  y las tensiones  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$  y  $\sigma_z$  son aproximadamente iguales, de lo que resulta la expresión  $\tau_{\theta z} = \frac{\sigma_{VM}}{\sqrt{3}}$ . Por lo tanto, la presión ejercida sobre el material,  $P = \frac{\sigma_z + \sigma_r + \sigma_\theta}{3}$ , crece desde  $P = \frac{\sigma_z}{3} = \frac{\sigma_{VM}}{\sqrt{1 + 6f_r^2}}$  en el borde de contacto hacia el eje, hasta que iguala a la condición de adherencia  $\tau_{\theta z} = \frac{\sigma_{VM}}{\sqrt{3}}$  obtenida anteriormente. La condición de adherencia se produce cuando la tensión normal supera un límite crítico que se obtiene cuando la tensión de corte en adherencia es igual a la de deslizamiento.

Las velocidades de deformación en la zona agitada se estiman mediante un balance de transporte de material en un volumen de control como se indica a la derecha de la figura 2 en función del desplazamiento vertical de la herramienta,  $\vec{V}_{intr}$ , se puede calcular la tasa de la deformación en dirección  $\hat{z}$  respecto de  $\hat{r}$ :  $\dot{\epsilon}_{zr} \approx \frac{\vec{V}_{intr} r}{2h}$ . Luego, considerando válida la relación:  $\frac{\dot{\epsilon}_{z\theta}}{\dot{\epsilon}_{zr}} = \frac{\tau_{z\theta}}{\tau_{zr}}$ , se puede operar con la condición de adherencia para obtener  $\tau_{rz}$  como:

$$\tau_{rz} = \frac{\sigma_{VM}}{\sqrt{3}} \frac{\vec{V}_{intr}}{h\omega} \tag{10}$$

La resolución del sistema se realiza integrando la ecuación 7 a lo largo de  $\hat{r}$  desde el borde de contacto externo de la herramienta en cada paso de tiempo, hallando los valores de las componentes de la tensión según sea la condición de contacto determinada según el criterio expresado anteriormente, calculando así los valores de fuerza axial a través de la tensión  $\sigma_z$  (Ec. 9) y el torque mediante la tensión  $\tau_{rz}$  (Ec. 10).

## 2.2. Modelado del proceso de permanencia de la herramienta

Las ecuaciones termomecánicas acopladas se resuelven mediante un método tipo «staggered» o escalonado, en el cual se considera, en un primer paso, constante al campo térmico y se obtiene el campo de velocidades y en un segundo paso, se resuelve el campo térmico y los balances de calor a través de los límites del dominio y las generaciones internas por fricción viscosa.

Dadas las características del material a altas temperaturas, se desprecian las fuerzas de volumen e inerciales, y se adopta un flujo de Newton viscoso e incompresible, como se muestra en las ecuaciones (11) a (13).

$$\boldsymbol{\sigma} = -p\mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\epsilon}(\vec{v}) \quad (11)$$

Donde:

$$\operatorname{div} \boldsymbol{\sigma} = 0; \quad \operatorname{div} \vec{v} = 0 \quad (12)$$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\epsilon_e}; \quad \epsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3}\boldsymbol{\epsilon}(\vec{v}) : \boldsymbol{\epsilon}(\vec{v})}; \quad \boldsymbol{\epsilon}(\vec{v}) = \frac{1}{2}(\nabla\vec{v} + (\nabla\vec{v})^T) \quad (13)$$

El símbolo  $\mu$  es la viscosidad dinámica efectiva del material, definida en 13, donde  $\sigma_e$  es el segundo invariante de la tensión o la tensión efectiva, y  $\epsilon_e$  es el segundo invariante del tensor velocidad de deformación (velocidad de deformación efectiva).

Unas condiciones de contorno adecuadas complementan a las ecuaciones (11).

La formulación variacional (14) resulta de la reformulación de las ecuaciones (12) para derivar la implementación del Método de Elementos Finitos. En dicha formulación,  $\mathcal{V}$  es un espacio de funciones variacionalmente admisibles

$$\int_V \boldsymbol{\sigma} \cdot (\vec{\nabla}\vec{w})^S dV + \int_V \lambda \operatorname{div} \vec{v} dV = \int_A \vec{\tau} \cdot \vec{w} dA; \quad \forall \vec{w} \in \mathcal{V} = \{\vec{w}/\vec{w} \in H_0^1\}, \lambda \in L^2 \quad (14)$$

El modelo de Sheppard y Wright (Ec. (15)) es utilizado para modelar la respuesta del material. En esta ecuación,  $Z$  es el parámetro de Zener-Hollomon y  $\sigma$  es la tensión equivalente en flujo plástico.

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \operatorname{senh}^{-1} \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right] = \frac{1}{\alpha} \ln \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[ 1 + \left( \frac{Z}{A} \right)^{2/n} \right]^{1/2} \right] \quad (15)$$

$$Z = \epsilon_e \exp \left( \frac{Q}{RT} \right) \quad (16)$$

Para el modelo térmico se resolvió el balance de energía expresado en la ecuación (17), donde  $\rho$  es la densidad del material,  $C_p$  es la capacidad calorífica,  $k$  es la conductividad térmica,  $T$  es la temperatura,  $t$  es el tiempo. La tasa de generación de calor por trabajo plástico se modela mediante una fuente  $\gamma$ , en función de:  $S$  (tensor desviador de tensiones de  $\sigma$ ),  $D$  (gradiente simétrico de velocidades de deformación) y  $\eta$ , que es la fracción de trabajo mecánico que se transforma en calor y que se puede tomar igual a 0,9 según Nandan et al. (2006).

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \gamma; \quad \gamma = \eta \cdot (S : D) \quad (17)$$

Los valores de las variables térmicas para la aleación elegida son los siguientes:  $C_p = 2,43 \left[ \frac{N}{mm^2 \cdot ^\circ K} \right]$ ,  $k = 180 \left[ \frac{W}{m \cdot ^\circ K} \right]$ ,  $\ln A = 26,707$ ,  $\alpha = 0,01 [1/MPa]$ ,  $n = 9,16$  y  $Q = 143890 [J/mol]$ . Para la herramienta utilizada los parámetros son:  $C_p = 5,6 \left[ \frac{N}{mm^2 \cdot ^\circ K} \right]$ ,  $k = 28,4 \left[ \frac{W}{m \cdot ^\circ K} \right]$ . El coeficiente de transferencia de calor mutuo es  $h = 11 \left[ \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$ .

### 2.3. Mallado

El problema axisimétrico es modelado mediante un dominio bidimensional de coordenadas  $(\hat{r}, \hat{z})$  con simetría radial alrededor del eje  $\hat{z}$ . El campo de velocidades de material  $V(\hat{r}, \hat{z}, \hat{\theta}, t)$  se representa mediante vectores tridimensionales en los nodos de la matriz bidimensional, siendo  $t$  la variable tiempo. Los demás campos (presiones y temperaturas) son respresentados como escalares evaluados en los nodos y variables a lo largo del tiempo.

Los elementos empleados son triangulares, cuadráticos en velocidades y lineales en presiones y los gradientes en la dirección circunferencial  $\hat{\theta}$  son considerados nulos por simetría de revolución. La principal ventaja de este enfoque es la disminución de tiempo de ejecución y de complejidad que requeriría un modelado tridimensional.

Las mallas necesarias son generadas paramétricamente mediante el software libre Salome (Salome (2015)) versión 8.4.0 utilizando su interfaz de programación a través de scripts en lenguaje Python (Van Rossum, Guido (1995) versión 2.7.1 al año 2018) corriendo en una distribución Debian 9.4 (SPI and others (1997-2017)) del sistema operativo GNU+Linux.

### 2.4. Condiciones de contorno

La condición de contacto entre la herramienta y el material es motivo de amplias discusiones y aún no se ha establecido un modelo predominante. Existe adherencia en gran parte de la superficie de contacto entre el hombro y la herramienta, cercana al eje y deslizamiento en la restante. El radio límite entre deslizamiento y adherencia es función de la presión normal, la temperatura de la interfase y de la tensión de fluencia del material en contacto en esas condiciones.

En el presente trabajo se modela la condición que establece el contacto en el primer paso, a través de la comparación de tensiones entre la tensión de contacto y la de fluencia del material a esa temperatura. Se propone una imposición de velocidad tangencial en la zona de contacto a través de definir una función  $V_\theta(\hat{r})$  que define la velocidad tangencial de la herramienta por tramos según las expresiones (18) y (19), donde  $\omega$  es la velocidad angular y  $\hat{r}$  la distancia al eje de rotación.

$$V_\theta = \omega r; \quad \text{para : } \hat{r} < r_{Adh} \quad (18)$$

$$V_\theta = \left( \frac{f r_H - r_{Adh}}{r_H - r_{Adh}} \right) \omega r + f \omega r_H - \left( \frac{f r_H - r_{Adh}}{r_H - r_{Adh}} \right) \omega r_H; \quad \text{para : } \hat{r} \geq r_{Adh} \quad (19)$$

En las ecuaciones 18 y 19,  $r_H$  es el radio del hombro,  $r_{Adh}$  es el radio a partir del cual deja de haber adhesión y comienza a haber deslizamiento entre herramienta y material, y  $f$  es un parámetro que permite definir una velocidad tangencial impuesta no nula en el borde de la herramienta ( $r = r_H$  en la figura 3). En este trabajo en particular se tomó  $f = 0,1$ .

### 2.5. Experimentación

Se realizó la soldadura de punto en muestras de soldadura de planchuelas de aluminio AA6082, espesor  $e = 3mm$  a  $\omega = 1000rpm$  con tiempo de permanencia de  $t_P = 3s$ . La composición química de la aleación de aluminio AA6082 utilizada para la experimentación se muestra en la tabla 1.

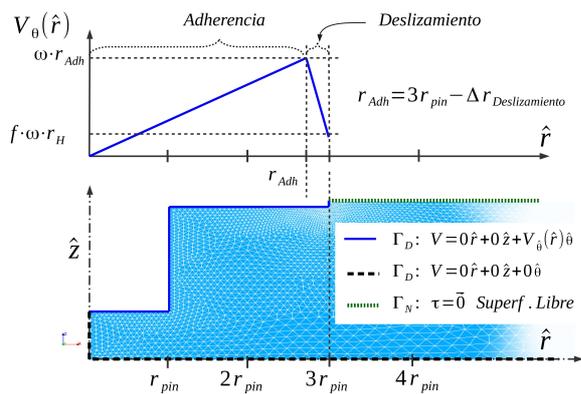


Figura 3: Detalle de la malla bidimensional axisimétrica. Vista detallada con condiciones de Dirichlet en el campo de velocidades.

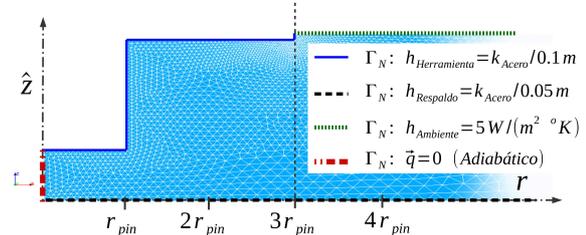


Figura 4: Vista detallada con condiciones de Neumann para el campo de temperaturas sobre parte de la malla bidimensional axisimétrica.

Fueron registradas las curvas de temperatura a lo largo del tiempo, y debajo de las planchuelas alineadas con el eje de la herramienta. Una de las muestras fue seccionada para análisis metalográfico (ver Fig. 7). Las restantes fueron ensayadas a la rotura en ensayos tipo peel test. Los perfiles de temperaturas fueron utilizados para ser contrastados con los resultados del modelado numérico uni- y bi-dimensional.

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0,7 – 1,3	0,5	0,1	0,4 – 0,1	0,6 – 1,0	0,25	0,2	0,1 max (0,08-0,25 Zr+Ti)	Resto

Tabla 1: Composición química de la aleación AA6082 (Edwards et al. (2009)).

### 3. RESULTADOS

#### 3.1. Resultados del modelo

Se realizó la corrida del modelo unidimensional para una velocidad de rotación de  $\omega = 1000rpm$ , obteniéndose el perfil de temperaturas luego de la etapa de inserción. Este perfil es alimentado, como mapa de temperaturas inicial, en función del radio, al modelado bidimensional del cual se obtuvieron los mapas de velocidades y de temperaturas a lo largo del tiempo (Figuras 5 y 6)

Se obtuvieron mapas de velocidades de flujo de material, para cada intervalo de cálculo a lo largo de la etapa de permanencia, en las que se determinó que los flujos radiales y verticales son despreciables frente al flujo circunferencial. En estos mapas de velocidad de flujo en la dirección  $\hat{\theta}$  se pudo apreciar una de velocidades (zona agitada) debida al arrastre de material por medio del hombro que disminuía con la distancia al mismo en dirección vertical  $\hat{z}$ .

#### 3.2. Resultados experimentales

Se obtuvieron curvas de potencia consumida y temperatura debajo de la probeta en función del tiempo. Éstas últimas fueron utilizadas para compararse con los resultados numéricos de ambas etapas de modelado. Se realizó el ataque metalográfico al corte en sección transversal de una de las muestras soldadas exponiendo las zonas agitada y termomecánicamente afectada. (Fig.7).

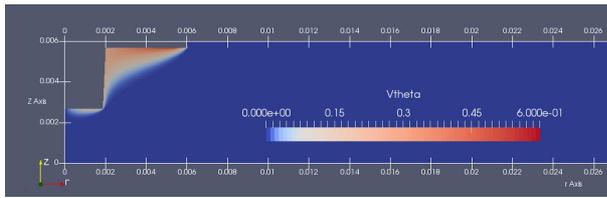


Figura 5: Campo de velocidades tangenciales obtenidas del modelo bidimensional para  $t = 3s$ .

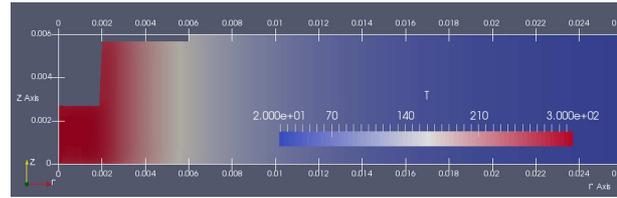


Figura 6: Campo de temperaturas obtenidas del modelo bidimensional para  $t = 3s$ .

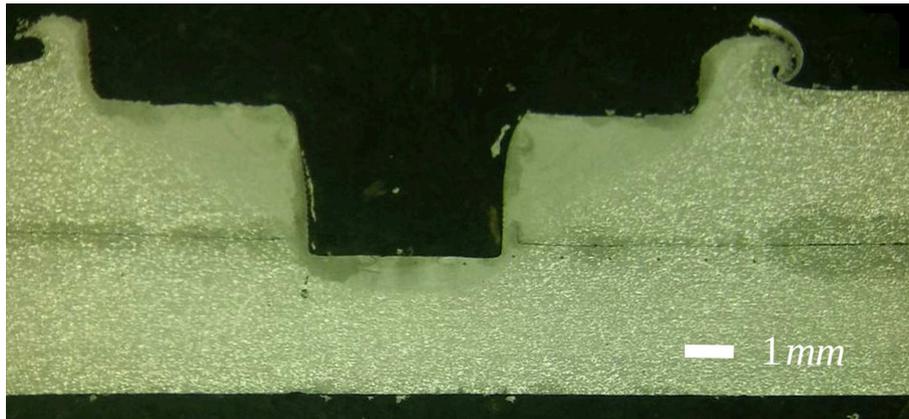


Figura 7: Ataque metalográfico de una sección de probeta de FSSW.

### 3.3. DISCUSIÓN

A partir del análisis de los resultados de modelado, se observó que el perfil de temperaturas no varió en gran medida con el transcurso del tiempo, lo que permitiría afirmar que, para cortos períodos de permanencia y para esta aleación, el aporte térmico mayor se da en la etapa de inserción. Asimismo, analizando los perfiles de velocidades tangenciales y temperaturas simultáneamente, se podría afirmar que las condiciones termomecánicas necesarias para la unión metalúrgica de ambos materiales en la interfase se dan solamente en una zona muy cercana al perno. Esto se corrobora además con la observación del ataque metalográfico a la probeta seccionada.

### 4. CONCLUSIONES

El cálculo numérico en dos etapas permitió obtener resultados numéricamente aceptables en un tiempo considerablemente menor al empleado por modelados tridimensionales o bidimensionales con condiciones de contacto y grandes deformaciones del continuo y/o de la malla. Se pudo observar una mejor correlación con lo observado en el ataque metalográfico que en trabajos anteriores en esta línea de investigación (Carr et al. (2017)).

### AGRADECIMIENTOS

El presente trabajo se elaboró dentro del marco del proyecto PDTS201: «Utilización de la soldadura de punto en la industria naval argentina».

### REFERENCIAS

Carr G.E., Santiago D.A., Lombera G.A., y Urquiza S.A. Modelado numérico del proceso de soldadura de punto por fricción y sus aplicaciones a la industria naval. *Mecánica Compu-*

- tacional*, XXXV:109–121, 2017.
- D’Urso G. y Giardini C. FEM model for the thermo-mechanical characterization of friction stir spot welded joints. *International Journal of Material Forming*, 9(2):149–160, 2015. ISSN 1960-6206, 1960-6214. doi:10.1007/s12289-015-1218-y.
- Edwards S.P., den Bakker A.J., Zhou J., y Katgerman L. Physical simulation of longitudinal weld seam formation during extrusion to produce hollow aluminum profiles. *Materials and Manufacturing Processes*, 24(4):409–421, 2009. ISSN 1042-6914, 1532-2475. doi:10.1080/10426910802714290.
- Guerdoux S. y Fourment L. 3d numerical simulation of the three stages of friction stir welding based on friction parameters calibration. *International Journal of Material Forming*, 1:1287, 2008. doi:10.1007/s12289-008-0138-5.
- Hirasawa S., Badarinarayan H., Okamoto K., Tomimura T., y Kawanami T. Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. *Journal of Materials Processing Technology*, 210:1455–1463, 2010.
- Kuykendall K.L. *An Evaluation of Constitutive Laws and their Ability to Predict Flow Stress over Large Variations in Temperature, Strain, and Strain Rate Characteristic of Friction Stir Welding*. Tesis de Doctorado, Brigham Young University, 2011.
- Mandal S., Rice J., y Elmustafa A. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 203(1):411–419, 2008. ISSN 09240136. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.067.
- Nandan R., Roy G.G., y Debroy T. Numerical simulation of three-dimensional heat transfer and plastic flow during friction stir welding. 37(4):1247–1259, 2006. ISSN 1073-5623, 1543-1940. doi:10.1007/s11661-006-1076-9.
- Salome. The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation. Version 7.7.1. OPEN CASCADE SAS, 1 place des frères Montgolfier, France. url: <https://www.salome-platform.org>. 2015.
- Santiago D., Urquiza S., Lombera G., y de Vedia L. 3d modeling of material flow and temperature in friction stir welding. *Soldagem & Inspeção*, 14(3):248–256, 2009. ISSN 0104-9224. doi:10.1590/S0104-92242009000300008.
- SPI and others. Debian Operative System. <http://www.debian.org>. 1997-2017.
- Van Rossum, Guido. Python tutorial. 1995.