

## DESARROLLO DE MODELOS CFD PARA SOLDADURA POR FRICCIÓN-AGITACIÓN: INFLUENCIA EN LA GENERACIÓN DE CALOR Y CONDICIONES DE BORDE

### DEVELOPMENT OF CFD MODELS FOR FRICTION STIR WELDING: INFLUENCE ON HEAT GENERATION AND BOUNDARY CONDITIONS

Luciano Buglioni<sup>a</sup>, Leonardo Nicolás Tufaro<sup>a,b</sup> y Hernán Gabriel Svoboda<sup>b,c</sup>

<sup>a</sup>*Instituto Nacional de Tecnología Industrial, Centro de Investigación y Desarrollo en Mecánica, San Martín, Buenos Aires, ARGENTINA, buglioni@inti.gov.ar*

<sup>b</sup>*GTSyCM3, INTECIN, Facultad de Ingeniería, Universidad de Buenos Aires, ARGENTINA*

<sup>c</sup>*Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas, ARGENTINA*

**Palabras clave:** Soldadura por Fricción y Agitación; Modelado Numérico; CFD; Aleación de Aluminio; Flujo Plástico

**Resumen.** En el presente trabajo se desarrolló un modelo por Dinámica de Fluidos Computacional (CFD) que considera el fenómeno de arrastre de forma volumétrica. Para el ajuste se utilizaron ciclos térmicos experimentales de trabajos anteriores, basados en uniones soldadas a tope por este método de chapa de AA5052 de 3 mm de espesor. Se obtiene muy buena relación entre los ciclos térmicos del modelo y los medidos, así como de las macrografías con la zona agitada propuesta por el modelo. El calor por arrastre es predominante en toda las condiciones y respecto del calor total su contribución varía del 70 % al 95 % aproximadamente para condiciones extremas. Se modificaron las condiciones de ablandamiento del material por temperatura y el deslizamiento entre la chapa-herramienta, y se evaluó su influencia en la generación de calor, resultando en variaciones de hasta el 15 % y un 45 % respectivamente para condiciones extremas, lo cual hace a ambos fenómenos de suma importancia en el modelado de este proceso.

**Keywords:** Friction Stir Welding; Numerical Modelling; CFD; Aluminum Alloy; Plastic Flow

**Abstract.** In the present work has been developed a Computational Fluid Dynamics model (CFD) which consider the sticking heat phenomenon by a volumetric way. For the adjustment has been used experimental thermal cycles taken from previous works, based on butt welded joints by this method, of 3 mm thickness AA5052 plates. Has been obtained a good match between experimental thermal cycles and those obtained by the model. Sticking heat generation is predominant overall welding conditions, with values of the same order of bibliography, and regarding total heat its contribution varies from 70 % to 95 % approximately for extreme conditions. Has been modified the material softening due to temperature and sliding between plate and tool, and has been evaluated their influence on heat generation, resulting in variations for extreme conditions up until 15 % and 45 % respectively, which makes both phenomena of major importance in the modelling of this process.

## 1. INTRODUCCIÓN

A lo largo de los años, se han desarrollado gran cantidad de modelos numéricos para simular el proceso de soldadura por Fricción y Agitación (FSW). Estos modelos pueden ser agrupados en analíticos (Schmidt y Hattel, 2004), térmicos (Tufaro y Svoboda, 2012), elasto plástico térmicos y fluido térmicos. Respecto a los modelos de fluido (CFD), la mayoría de éstos representan al mecanismo de generación de calor diferenciando los mecanismos de arrastre (*sticking*) y de deslizamiento o fricción (*sliding*). Respecto al último, este suele representarse ya sea asumiendo un deslizamiento entre herramienta y chapa y un coeficiente de fricción Arora et al. (2009), y aplicando una la carga obtenida en la herramienta, o bien, alternativamente asumiendo una tensión de corte en esta zona y obteniendo entonces las velocidades (Zhang et al., 2018; G Chen y Shi, 2016). Con respecto al mecanismo de arrastre, este puede ser simplificado bien como superficial, producido por la tensión de corte en la interfaz chapa-herramienta, o volumétrico. Debe destacarse que el mecanismo de generación de calor por arrastre es en realidad un fenómeno volumétrico debido a que se produce por la deformación plástica del material que también lo es.

En modelos anteriores (Buglioni et al., 2015) se desarrolló un modelo CFD que predice las temperaturas, cargas axiales, velocidades, tasas de deformación y otros resultados de manera aceptable para diferentes condiciones de soldadura acotadas. Sin embargo, al tratar de extender las simulaciones a condiciones de soldadura extremas, se han encontrado tanto resultados con diferencias importantes respecto a los experimentales, como en otros casos inconvenientes de convergencia. Por otra parte, en este modelo la generación de calor por el mecanismo de arrastre se asume superficial, y desean observarse los resultados a partir de asumir esta generación como volumétrica, dado que este modelo volumétrico es más representativo de la física del proceso. El objetivo de este trabajo fue el desarrollo de un modelo CFD que sea aceptable para diferentes condiciones de soldadura extremas y que incluya mejoras respecto a modelos anteriores, como por ejemplo el comportamiento del material y la interacción entre herramienta y chapa.

## 2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

En trabajos anteriores (Tufaro y Svoboda, 2014) se soldaron por el método FSW diferentes probetas de aluminio AA5083, de dimensiones 150 x 75 x 3 mm. En la Fig. 1 se muestra la disposición del sistema de adquisición experimental.



Figura 1: Disposición de la herramienta, chapas a soldar, termocuplas y sujeciones.

La herramienta tiene un pin cónico con un hombro cóncavo, de acero H13. El diámetro del hombro es de 12 mm y los del pin 3mm y 4 mm en la base y la raíz, respectivamente. La herramienta gira con una velocidad  $n$  y avanza a una velocidad  $V_a$  (la relación entre éstas se

denomina *Pitch*), con un *Tilt* o inclinación respecto a un plano lateral. Durante el proceso se midieron diferentes procesos usando una placa de adquisición de 4 canales. Los ciclos térmicos se adquirieron con dos termocuplas (TC) tipo K, ubicadas de la siguiente manera respecto a la línea de soldadura: TC1 entre 7 y 8 mm y TC2 entre 11 y 12 mm, sobre unos agujeros realizados a profundidad media de la chapa.

En trabajos posteriores se realizaron macrografías de la zona agitada, de otros parámetros de soldadura. En la Tabla 1 se muestran los parámetros cubiertos. En total se tienen realizados cordones con tres velocidades de rotación con diferentes velocidades de avance combinadas.

Tabla 1: Parámetros de soldadura para ciclos térmicos

Id	Vel. Rot $n[rpm]$	Vel. Avance $V_a[mm/min]$	Tilt $\alpha[^\circ]$	Pitch = $n/U$ $p[rev/mm]$	Med. Exp	
					Temp	Macro
680-73	680	73	1.5	9.3	Si	Si
680-98	680	98	1.5	6.9	Si	Si
680-146	680	146	1.5	4.6	Si	No
680-279	680	279	1.5	2.4	No	Si
903-73	903	73	1.5	12.4	Si	Si
903-98	903	98	1.5	9.2	Si	Si
903-146	680	146	1.5	6.9	Si	No
1200-73	680	98	1.5	6.9	No	Si
1200-279	1200	279	1.5	6.9	No	Si

### 3. MODELO NUMÉRICO

Para el presente trabajo se desarrolló un modelo CFD en ANSYS Fluent<sup>®</sup> basado en trabajos anteriores (Buglioni et al., 2015). Este modelo resuelve las ecuaciones de Navier Stokes tridimensionales acopladas con la ecuación de energía, con el fin de resolver las temperaturas y el calor generado en la chapa, mediante el método acoplado. Es un modelo estacionario y consiste de un volumen de control de 150 x 150 x 3 mm (Fig. 2).

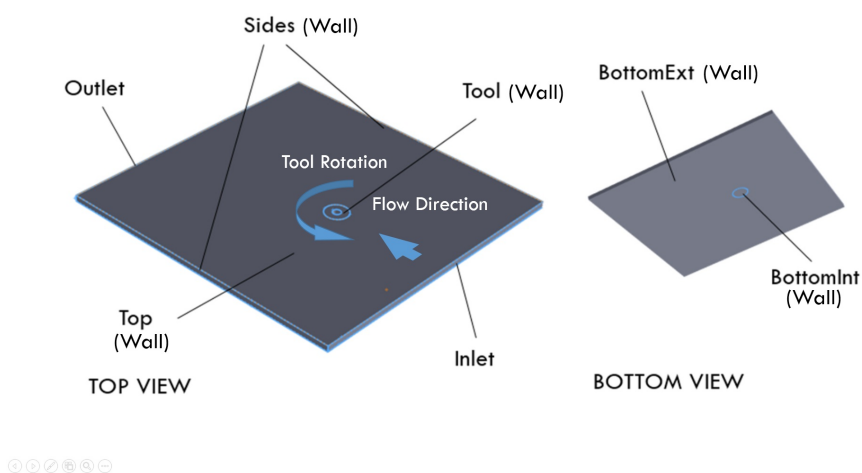


Figura 2: Volumen de control y zonas

El contorno ha sido subdividido en *inlet*, *outlet*, *sides*, *top*, *tool* y *bottom*, siendo este último

subdividido en *bottomInt*, y *bottomExt*, siendo éstas las zonas que se encuentran debajo de la herramienta y fuera de esta, respectivamente. En la Fig. 3 se muestra la geometría del modelo. El dominio posee una zona central cónica que fue removida, a 60 mm del *inlet* en la dirección longitudinal (Fig. 3a), representando la herramienta. Esta se posicionó en las chapas con un ángulo de *tilt* de  $1^\circ$ .

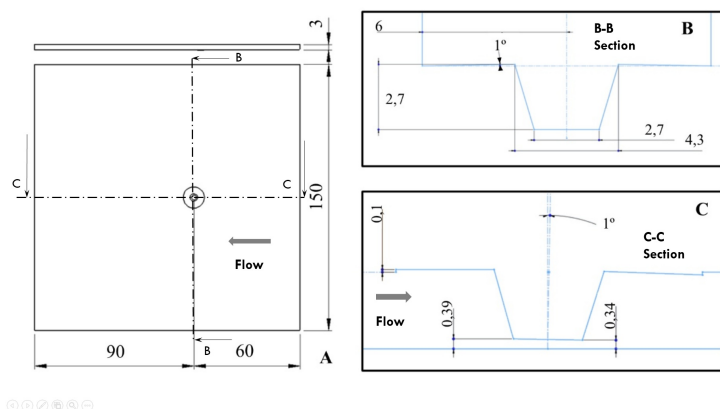


Figura 3: Volumen de control y zonas

En la Fig. 4 se muestra la malla empleada. Esta consta de alrededor de 200.000 celdas. Respecto a las condiciones de borde, tanto en la zona *Top* como *Sides* se adopta un coeficiente de convección de  $30 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Por otra parte, en la zona inferior, se considera un coeficiente de 300 y 5000  $\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$  en las zonas *bottomExt* y *bottomInt*, respectivamente. Estos valores son mayores debido al contacto entre la chapa y la placa de apoyo. Debido a la influencia de gran cantidad de factores (clampeo, masa y rigidez de la máquina, presión, rugosidad de las superficies) este coeficiente varía en gran medida de acuerdo a diferentes autores, asimismo el hecho de incluir o no la placa de respaldo (Soundararajan et al., 2005; Wang et al., 2013). Más allá de esto, se recomiendan medir estos coeficientes experimentalmente (Nandan et al., 2008).

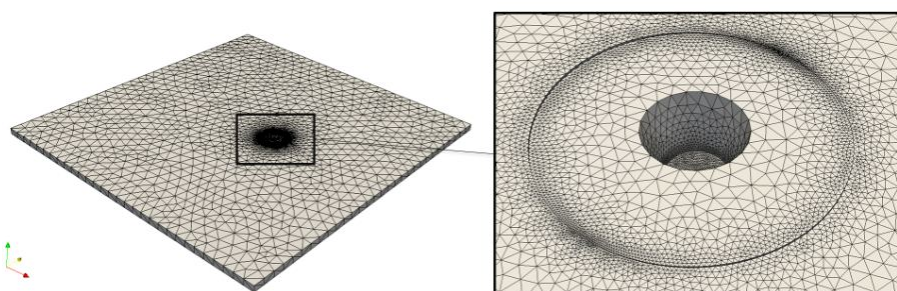


Figura 4: Malla utilizada y detalla de refinamiento en zona de la herramienta

El modelo de material sigue la ley de Sheppard y Wright (1979) ó Sellars y Tegart (1972), en la cual la tensión de flujo  $\sigma$  depende de la tasa o velocidad de deformación  $\dot{\epsilon}$ , de la temperatura  $T$ , y de constantes del material. Además, se incluye el ablandamiento del material por temperatura de acuerdo a Colegrove et al. (2007). Tiene la siguiente forma:

$$\sigma = \sigma_r a \sinh \left[ \frac{\dot{\epsilon} \exp[Q/(RT)]}{A} \right] \quad T \leq T_s \quad (1)$$

$$\sigma = \sigma_r \operatorname{asinh} \left[ \frac{\dot{\epsilon} \exp[Q/(RT)]}{A} \right] \frac{T - T_s}{T_m - T_s} \quad T > T_s \quad (2)$$

donde  $T$  es la temperatura,  $T_m$  la temperatura de fusión, y  $T_s$  la de ablandamiento tomada como  $400C$ ,  $\dot{\epsilon}$  es la tasa de deformación,  $Q$ ,  $A$  y  $\sigma_r$  son constantes del material (Chen et al., 2012).

De acuerdo con Arora et al. (2009), la tasa de deslizamiento  $\delta$  tiene la siguiente forma:

$$\delta = \delta_1 + \delta_2 \left[ 1 - \exp \left( -\delta_0 \frac{\omega r}{\omega_0 R_s} \right) \right] \quad (3)$$

$$\mu = \mu_0 \exp \left[ -\delta \frac{\omega r}{\omega_0 R_s} \right] \quad (4)$$

donde  $\delta_0$ ,  $\delta_1$  and  $\delta_2$  son parámetros de ajuste,  $\omega$  es la velocidad de rotación y  $\omega_0$  es una velocidad de referencia, tomada como 400 rpm,  $r$  es el radio de la celda respecto al eje de rotación de la herramienta y  $R_s$  es el radio del hombro. Se adopta  $\mu_0$  como 0.65 (Arora et al., 2009).

Las modificaciones realizadas están relacionadas a diferentes aspectos. En primer lugar, se ha modificado el mecanismo de generación de calor. En el modelo original Buglioni et al. (2015) el calor generado en la herramienta es superficial e incluía los mecanismos de arrastre (*sticking*) y deslizamiento (*sliding*). En el presente trabajo, el calor por arrastre, se considera volumétrico (G Chen y Shi, 2016), debido a la deformación plástica a través de la siguiente expresión:

$$q_p = \kappa \cdot \sigma \cdot \dot{\epsilon} \quad (5)$$

Así como la expresión de calor por fricción (Buglioni et al., 2015), esta expresión se introdujo en el solver en la ecuación de energía a través de las funciones definidas por el usuario (*UDF*) mediante código C. Aquí  $\kappa$  es la fracción de la deformación plástica convertida en calor y es considerada como 0,6 (Nandan et al., 2008). La tasa de deformación  $\dot{\epsilon}$  se limita a 2000/s, ya que este valor está muy por encima de los del proceso. Por otra parte, la tensión de flujo  $\sigma$  se limita a un máximo de 350 MPa.

Para el ajuste del modelo numérico se tuvieron en cuenta los ciclos térmicos de las mismas condiciones de avance de trabajos anteriores (Buglioni et al., 2015), particularmente 680 y 903 rpm para 73 y 98 mm/min. Sin embargo, para el análisis de otros resultados tales como la zona termomecánicamente afectada, se utilizaron además otras condiciones más extremas. Interesa estudiar la influencia tanto del ablandamiento del material por temperatura como del deslizamiento entre chapa y herramienta impuesto. En la Tabla 2 se muestran las variaciones en los parámetros de los modelos propuestos.

Tabla 2: Modelos Propuestos

	Deslizamiento	Ablandamiento
Id	$\delta_0$ - $\delta_1$ - $\delta_2$	-
1. Referencia	2 - 0.2- 0.6	Si
2. Modif Material	2 - 0.2 -0.6	No
3. Modif Deslizamiento	3 - 0.2 - 0.6/0.8	Si

Para el estudio de la influencia del deslizamiento entre chapa y herramienta se propusieron dos condiciones de deslizamiento distintas a la del modelo de referencia. En la primera de ellas, se modifica el parámetro de deslizamiento  $\delta_0$ , que influye sobre la distribución del deslizamiento

en el radio, pero no en los valores extremos. En el segundo caso, se agregó a esta modificación, una segunda en el parámetro  $\delta_2$ , que influye en los valores límite.

En la Fig. 5 se muestran las condiciones de deslizamiento propuestas. Interesa modificar en el caso de línea de trazos la distribución de este a lo largo del radio sin modificar los extremos, mientras que en el segundo caso se aumenta tanto la distribución como los extremos.

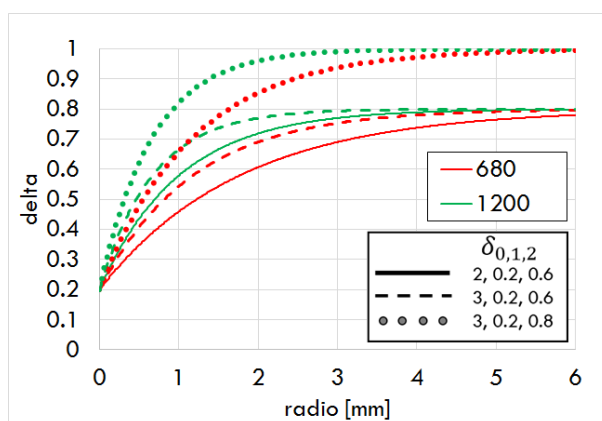


Figura 5: Deslizamientos extremos propuestos.

## 4. RESULTADOS

En la Tabla 4 se muestran los resultados de temperaturas pico  $T_{max}$  y generación de calor por deslizamiento ( $q_{sl}$ ) y arrastre ( $q_{st}$ ) para el modelo de referencia, así como la fracción de arrastre respecto del calor total ( $f_{st}$ ).

Tabla 3: Resultados modelo de referencia. Condiciones extremas

$Id$	$n$	$U$	$p$	$T_{max}$	$q_{sl}$	$q_{st}$	$q_{tot}$	$f_{st}$
	$rpm$	$mm/min$	$mm/rev$	C	W			
680-73	680	73	9,3	304	42	552	594	0,93
1200-73	1200	73	16,4	338	40	630	670	0,94
680-279	680	279	2,4	296	193	533	737	0,73
1200-279	1200	279	4,3	325	189	620	853	0,77

Puede verse claramente que en todos los casos el mecanismo predominante es el de arrastre, con fracciones llegan hasta el 94 % en casos de alto número de pitch, en casos extremos llega a un 73 %.

### 4.1. Temperatura

En la Fig. 6 se muestran los ciclos térmicos para el modelo de referencia. Se ve que para las diferentes condiciones de soldadura el ajuste es muy bueno. Para 146 mm/min las temperaturas del modelo sobreestiman a las experimentales. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que las mediciones experimentales cuentan con errores intrínsecos del proceso de medición. Por ejemplo, en el caso de 903-146, las temperaturas en las termocuplas son muy cercanas, lo cual puede estar indicando que la TC1 podría ser algo mayor o la de la TC2 algo menor, como muestra el modelo.



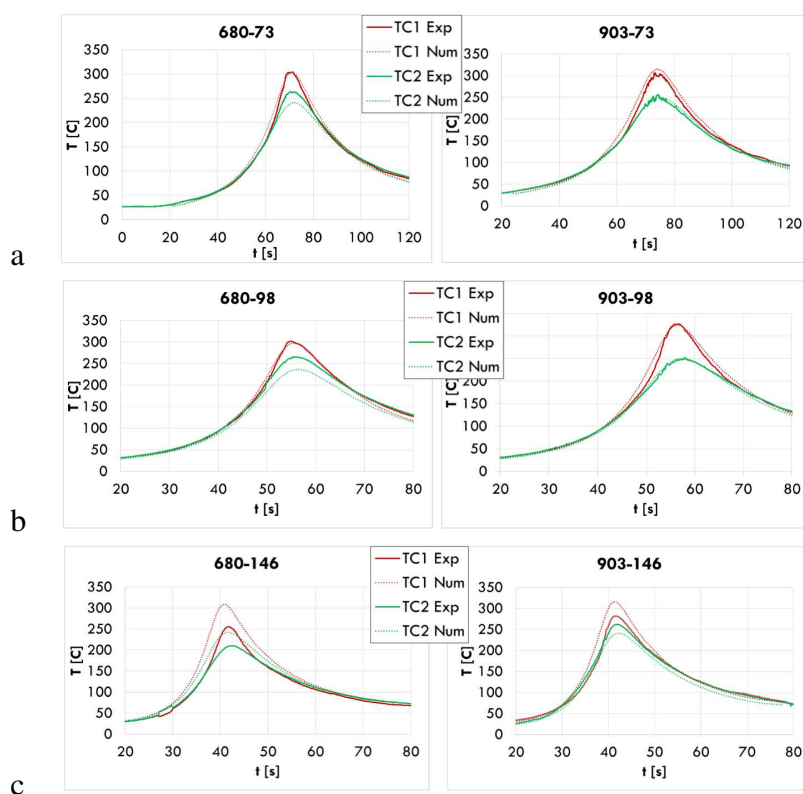


Figura 6: Ciclos térmicos para a) 73, b) 98 y c) 146 mm/min. Experimental vs. numérico. Modelo de referencia

En la Fig. 7 se presentan las temperaturas en un plano transversal a la dirección de avance, para el modelo de referencia. En esta figura de corte transversal y todas las subsiguientes de este tipo, el lado de avance está a la derecha. Puede observarse que los modelos más calientes son aquellos con la mayor velocidad de rotación, como es de esperarse. Sin embargo, de los dos modelos de 1200 rpm, el que mayores temperaturas presenta en la zona cercanas al pin de la herramienta son mayores en el caso de avance 279 mm/min. Por otra parte, a medida que la distancia se aleja de la herramienta las temperaturas son menores para el caso de menor mayor avance.

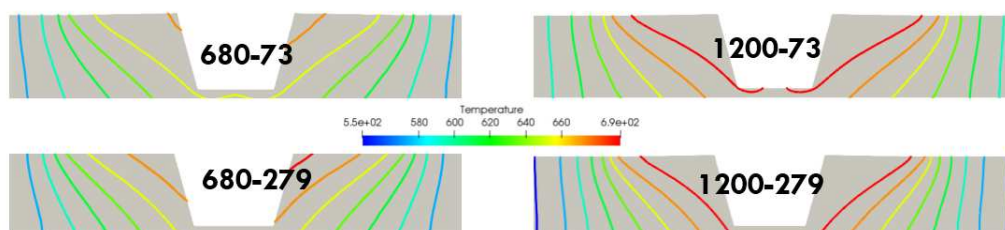


Figura 7: Temperaturas transversales para condiciones extremas. Modelo de referencia

## 4.2. Generación de Calor

En la Fig. 8 se muestra la generación de calor volumétrico (por el mecanismo de arrastre, por deformación plástica) en el plano transversal. Los valores obtenidos están en el orden de los de bibliografía (G Chen y Shi, 2016). En la imagen puede observarse que alrededor del pin las variaciones son leves, y la forma es muy similar para las diferentes condiciones. En la

condiciones de avance 279 mm/min se ve una asimetría de mayor calor en el lado de avance (derecho) que en las otras condiciones es más difícil de apreciar. Esto se condice con los perfiles de temperatura anteriores. Se ven zonas de máxima generación en la base y pared del pin y extremo del hombro. Esto muestra que incluso con una función de deslizamiento que crece a un valor cercano a 1 en el radio del hombro, el arrastre es importante.

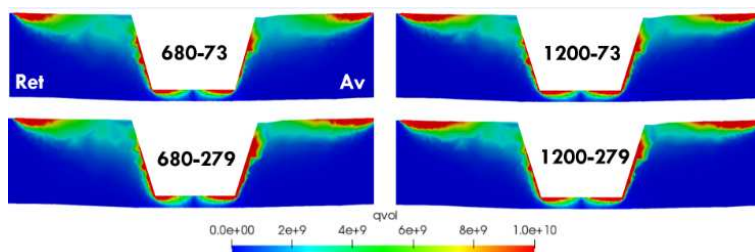


Figura 8: Calor Volumétrico (Arrastre). Modelo de Referencia.

### 4.3. Zona Agitada

En la Fig. 9 se muestran las macrografías obtenidas para el segundo conjunto de ensayos realizados (aquél de condiciones extremas), junto con una línea de isoviscosidad correspondiente a 7E6 Pa.s (Arora et al., 2009). Puede verse cierta asimetría respecto al lado de avance donde es mayor. Esto se condice con el calor y las temperaturas. Puede verse un buen ajuste para 1200 rpm, sobre todo en la zona de avance, donde el límite es más marcado que en la zona de retroceso. Para 680 rpm se ve que el modelo sobreestima la zona agitada. Esto puede deberse a que el ablandamiento por temperatura sea excesivo, a las constantes del material, o a las condiciones de disipación insuficientes que aumentan el calor y la deformación plástica, sobre todo para avances rápidos.

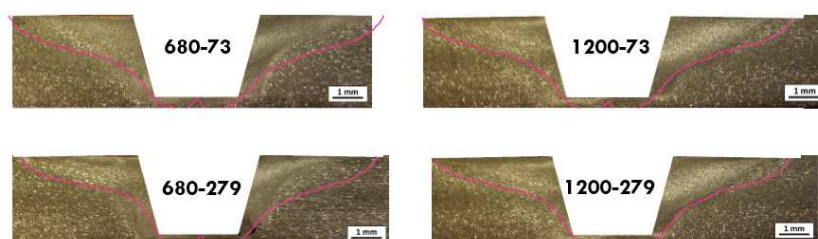


Figura 9: Macrografía y viscosidad(7E6Pa.s). Modelo de referencia

### 4.4. Influencia de modificación de parámetros

En esta sección se muestra la influencia de modificar el modelo de material utilizado así como las condiciones de contacto entre herramienta y pieza. Ambas tablas subsiguientes muestran las diferencias relativas porcentuales entre el modelo que no considera ablandamiento de material y el modelo de referencia mostrado en la sección anterior, que si lo considera.

En la Tabla 4 se muestran los resultados para condiciones extremas del modelo sin ablandamiento. Puede verse que la modificación en temperatura pico  $T_{max}$  es siempre positiva, es decir, el material sin ablandamiento se calienta más, si bien estas diferencias son bajas. Esto está directamente relacionado con el calor total, y tiene más relación con la velocidad de rotación que con la velocidad de avance. Por otra parte, el mecanismo de deslizamiento aumenta para condiciones de alto avance y que disminuye para 1200 rpm, mientras que el mecanismo de arrastre



aumenta para esta velocidad, probablemente debido a las mayores tensiones a alta temperatura producto de las mayores tensiones del flujo del material a alta temperatura. Finalmente el calor total no se modifica en gran manera, pero siempre aumenta, y esto se condice con el aumento de temperatura.

Tabla 4: Material sin ablandamiento. Diferencias porcentuales entre modelos 2 y 1.

Id	$T_{max}$	$q_{sl}$	$q_{st}$	$q_{tot}$
<i>Rot - Av</i>	%			
680-73	1	0	0	0
1200-73	6	-13	7	6
680-279	2	15	-3	2
1200-279	7	-6	9	5

En la Tabla 5 se muestran las entre los modelos con las condiciones de deslizamiento modificadas frente al modelo original. En el primer caso no se han modificado el deslizamiento extremo pero sí la distribución de este a lo largo de la geometría de la herramienta. Las diferencias son bajas en temperatura, y siempre calor total es menor. Esto tiene sentido ya que el mecanismo predominante es el de deslizamiento. A la derecha se muestran condiciones de deslizamiento extremas, donde el calor total disminuye hasta un 45 %. El aumento del calor por deslizamiento es hasta 8 veces el original, mientras que el de arrastre disminuye casi hasta un 100 % en condiciones extremas. Esto indica, si bien las condiciones asumidas son extremas, que el valor de deslizamiento en el extremo de la herramienta produce diferencias significativas.

Tabla 5: Influencia del deslizamiento chapa-herramienta. Diferencias porcentuales entre modelos 3 y 1.

$\delta_0 - \delta_1 - \delta_2$	3 - 0,2 - 0,6				3 - 0,2 - 0,8			
Id	$T_{max}$	$q_{sl}$	$q_{st}$	$q_{tot}$	$T_{max}$	$q_{sl}$	$q_{st}$	$q_{tot}$
<i>Rot - Av</i>	%				%			
680-73	-5	14	-8	-7	-40	357	-77	-46
1200-73	0	8	-2	-1	-30	833	-93	-38
680-279	-2	9	-9	-4	-14	141	-83	-23
1200-279	0	4	-3	-1	-12	226	-94	-19

## 5. CONCLUSIONES

Se desarrolló un modelo CFD mejorado respecto a otros desarrollados previamente en relación a la generación de calor considerada ahora como volumétrica. Se observa un buen ajuste con diferentes condiciones de soldadura, con algunas diferencias para avances rápidos que pueden deberse a errores de medición como a falta de disipación en la superficie inferior por parte del modelo. Se han realizado cortes transversales en el modelo visualizándose perfiles de temperatura en la zona agitada que son muy difíciles de medir, observando asimetría respecto al lado de avance que se encuentra a mayor temperatura que el de retroceso. En relación a la generación de calor volumétrica debida al fenómeno de arrastre se ve en primer lugar que los valores se encuentran dentro de los obtenidos en bibliografía, y que concuerdan en la asimetría con los de temperatura siendo más notorio para condiciones de bajo pitch. Se observan zonas de máxima generación de calor en las paredes y base del pin y en el extremo del hombro. Se observa también que el modelo permite obtener un valor de calor generado total para todas las condiciones,

lo que lo hace muy flexible. Los valores de calor muestran que este valor crece con el avance y con la velocidad de rotación. Se obtiene un buen ajuste entre la zona agitada experimental y el modelo, fundamentalmente para 1200 rpm. Para 680 rpm se sobreestima levemente la zona agitada. Por último, se ve que suprimiendo el ablandamiento del material se ven aumentos del calor generado en valores de 15 % para el calor de arrastre hasta un 9 % en el de deslizamiento, resultando en un 6 % en el calor total. Con respecto al deslizamiento, la modificación de la distribución genera cambios en el calor total de hasta un 7 %, aunque un aumento drástico produce se ve variaciones de hasta un 46 %.

Como futuros trabajos, es de interés el desarrollo de un modelo que prescriba tensiones de corte en lugar de velocidades de la chapa en la zona de la herramienta y compararlo con el modelo actual.

## REFERENCIAS

- Arora A., Nandan R., y Debroy T. Torque, power requirement and stir zone geometry in Friction Stir Welding through modeling and experiments. *Scripta Materialia*, 60:13–16, 2009.
- Buglioni L., Tufaro L.N., y Svoboda H.G. CFD numerical model development for Friction Stir Welding of aluminum alloys. En *XXXVI CILAMCE – Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*. 2015.
- Chen S.R., Hwu Y.J., Ou Y.L., y Yeh Y.L. An investigation into hot deformation resistance of an AA5083 alloy. *China Steel Technical Report*, 25:60–65, 2012.
- Colegrove P.A., Shercliff H.R., y Zettler R. Model for predicting heat generation and temperature in Friction Stir Welding from the material properties. *Science and Technology of Welding and Joining*, 12:284–297, 2007.
- G Chen Z Feng Y.Z. y Shi Q. An alternative frictional boundary condition for Computational Fluid Dynamics simulation of Friction Stir Welding. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 25:4016–4023, 2016.
- Nandan R., Debroy T., y Badeshia H.K.D.H. Recent advances in Friction Stir Welding process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*, 53:980–1023, 2008.
- Schmidt H. y Hattel J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling Simulation Material Science Engineering*, 12:143–157, 2004.
- Sellars C. y Tegart W. Hot workability. *International Metallurgical Reviews*, 17:1–24, 1972.
- Sheppard T. y Wright D.S. Determination of flowstress. part 1: Constitutive equation for aluminium-alloys at elevated temperature. *Metals Technology*, 6:215–223, 1979.
- Soundararajan V., Zekovic S., y Kovacevic R. Thermo-mechanical model with adaptive boundary conditions for friction stir welding of al 6061. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45:1577–1587, 2005.
- Tufaro L.N. y Svoboda H. Analysis of axial load and consumed power during Friction Stir Welding (FSW) of aluminum alloys. En *Anais 40th CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem*. 2014.
- Tufaro L.N. y Svoboda H.G. Study of acquired thermal cycles during FSW by analytical and numerical models. En *Anais 38th CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem*. 2012.
- Wang H., Colegrove P.A., y dos Santos J.F. Numerical investigation of the tool contact condition during friction stir welding of aerospace aluminium alloy. *Computational Materials Science*, 71:101–108, 2013.
- Zhang S., Shi Q., Liu Q., Xie R., Zhang G., y Chen G. Effects of tool tilt angle on the in-process heat transfer and mass transfer during friction stir welding. *125*, páginas 32–42, 2018.