

DESARROLLO DE MODELOS EXPLÍCITOS PARA SOLDADURA DE PUNTO POR FRICCIÓN-AGITACIÓN (FSSW): EVALUACIÓN DE LA GEOMETRÍA DE LA HERRAMIENTA

DEVELOPMENT OF FRICTION STIR SPOT WELDING (FSSW) EXPLICIT MODELS: TOOL GEOMETRY EVALUATION

Luciano Buglioni^a, Joaquín María Piccini^b y Hernán Gabriel Svoboda^{b,c}

^aInstituto Nacional de Tecnología Industrial, Centro de Investigación y Desarrollo en Mecánica, San Martín, Buenos Aires, ARGENTINA, buglioni@inti.gov.ar

^bGTSyCM3, INTECIN, FIUBA, ARGENTINA, jpiccini@gestamp.com

^cConsejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas, ARGENTINA

Palabras clave: FSSW, FEM, ALE, AA5052

Resumen. En el presente trabajo se desarrolló un modelo *FEM* para el proceso de Soldadura por Fricción y Agitación por punto (*FSSW*) utilizando el método Lagrangiano Euleriano *ALE*. Se consideraron dos geometrías de herramienta, *pin* y *pinless*, una condición de soldadura para la primera, y dos para la segunda que equivalen a la indentación de hombro y pin de la primera herramienta. Estas condiciones fueron resueltas y comparadas con resultados experimentales de trabajos anteriores, que consisten en uniones disimilares realizadas por este métodos de chapa a solape de Aleación de Aluminio AA5052 de 1mm de espesor con chapa de 0,65mm de espesor de acero de bajo carbono. Se compararon temperaturas, desplazamientos y deformaciones. El modelo verifica que la herramienta *pinless* produce desplazamientos y deformaciones excesivas en la chapa superior y menor sección efectiva de unión respecto a la herramienta *pin* para grandes indentaciones, respecto de la herramienta con pin. El modelo predice muy bien la zona agitada para ambas herramientas, así como la forma de la carga axial. Se observa que el calor total máximo en unos 3 segundos se encuentra entre 8 y 1,8KW para diferentes condiciones de soldadura y el mecanismo de fricción es considerablemente mayor que el de deformación plástica.

Keywords: FSSW, FEM, ALE, AA5052

Abstract. In the present work has been developed a *FEM* model for the Friction Stir Spot Welding *FSSW* by using the Lagrangian Eulerian method *ALE*. Have been considered two tool geometries, *pin* and *pinless*, one welding condition for the former, and two for the latest which correspond to pin and shoulder penetrations of the first tool. These conditions has been solved and compared with experimental results from previous works, which consist on dissimilar welded joints performed by this method, consisting of 5052 Aluminium Alloys 1 mm thickness, and low carbon steel 0.65 mm sheets. Temperatures, displacements, strains and energy have been compared. Model verifies that *pinless* tool produces excessive displacements and strains in the upper sheet together with less effective bonded area in contrast with the *pin* tool. The model predicts very well stirred zone for both tools, as well as axial load shape. Has been observed that maximum total heat throughout 3 seconds is between 8 and 1,8kW for different welding conditions and friction mechanism is considerably larger than plastic deformation.

1. INTRODUCCIÓN

La Soldadura por Fricción-Agitación (FSW) ha sido un campo de fuerte desarrollo en los últimos años, revolucionando la construcción de estructuras soldadas de aleaciones de aluminio y uniones disímiles aluminio-acero, con gran cantidad de aplicaciones en industrias aeronáutica, aeroespacial y automotriz, entre otras. Respecto a esta última, en particular, debido a las limitaciones de ciertos procesos como el de soldadura de punto por resistencia (Resistance Spot Welding, RSW), se ha desarrollado una variante del proceso FSW denominado soldadura de punto por fricción agitación (Friction Stir Spot Welding, FSSW), el cual presenta ventajas en relación a la soldadura de aleación de aluminio no soldables (por métodos tradicionales de fusión) y a la soldadura de materiales disimilares en chapa fina. El proceso de soldadura por punto es un proceso transitorio que se desarrolla en muy poco tiempo, y que involucra altas temperaturas y grandes desplazamientos y deformaciones. Por otra parte, debido a la naturaleza del proceso hay variables que se hace muy difícil medir. Por esto, la mecánica computacional es una herramienta muy útil, aunque estos modelos son muy costosos a nivel computacional. Los métodos más comunes para abordar este proceso son el denominado *ALE* (Arbitrarian Lagrangian Eulerian) (Awang (2007)) y el método completamente euleriano Mandal et al. (2008); Al-Badour et al. (2013). Ambos métodos están muy difundidos, el método *ALE* combina el comportamiento euleriano de movimiento de material dentro de la malla de la chapa por una parte, y el remallado de los límites de esta para copiar la deformación del volumen de control por otra, mientras que en el euleriano la malla es fija.

De acuerdo a Miyagawa et al. (2008), en el proceso FSSW el diseño de la herramienta es un factor clave al soldar uniones de aluminio acero mediante FSSW. Se ha apreciado la ocurrencia de una inestabilidad plástica, al soldar con altos niveles de indentación, en la chapa de aluminio, causando grandes deformaciones y defectos en la unión. En trabajos anteriores (Piccini (2017a,b)) se ha observado este fenómeno, que se muestra en la Fig. 1.



Figura 1: Grandes deformaciones en uniones FSSW disimilares de chapa fina.

El objetivo de este trabajo es desarrollar una serie de modelos por los métodos antes mencionados que permitan describir el comportamiento de este proceso, y obtener ya sea variables que no pueden medirse, como confirmar el comportamiento observado respecto al desplazamiento de la chapa evaluando la influencia de la geometría de la herramienta. Se desarrollaron modelos considerando tres geometrías de herramienta diferente, modificando el diámetro del pin. Los materiales analizados fueron una aleación de aluminio AA5052 en 1 mm de espesor en la chapa superior y acero al carbono en la inferior. Se obtuvieron los ciclos térmicos, carga axial en la herramienta y desplazamientos. Estos resultados fueron comparados con resultados experimentales generados por los autores. Se obtuvo una adecuada representación de lo ocurrido durante el proceso FSSW, alcanzado una buena correlación con los resultados experimentales. Se definió una geometría de la herramienta que minimiza la deformación de la chapa superior de la junta.

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

En trabajos anteriores (Piccini (2017a)) se soldaron por el proceso FSSW dos probetas de Aleación de Aluminio AA5052, de 1 mm de espesor, con acero al carbono de 0,7 mm de espesor. Las dimensiones de la probeta. En la Fig. 2 se muestra el montaje de las chapas y las placas de sujeción, así como las dimensiones de las mismas.

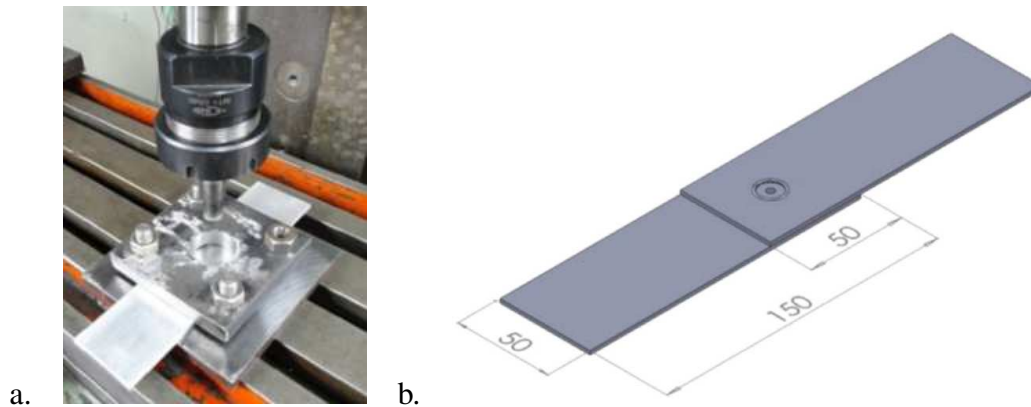


Figura 2: Montaje experimental.

3. MODELO NUMÉRICO

En este trabajo se desarrolló un modelo elasto viscoplástico explícito siguiendo el trabajo de Awang (2007). Se estudiaron tres casos: el primero de ellos con una herramienta tipo pin, y dos modelos con una herramienta sin pin o *pinless*. En la Fig. 3 se muestran estas geometrías así como la nomenclatura de la indentación *TPD* y el ligamento *P* de la unión.

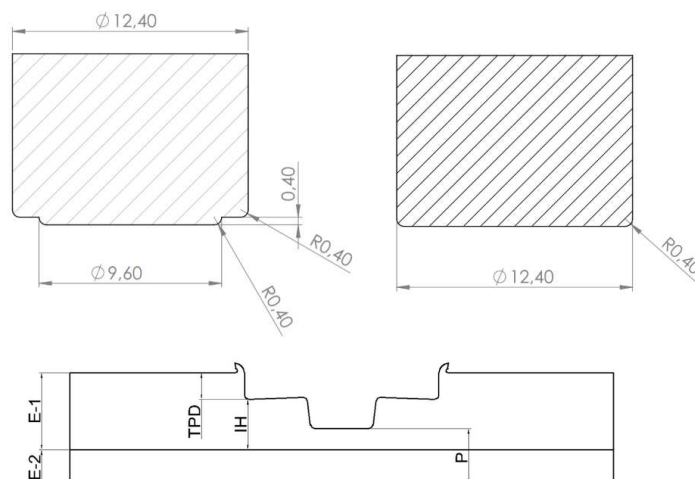


Figura 3: Arriba: Herramientas modeladas. Pin (izq) y Pinless (der). Abajo: Nomenclatura de indentación.

En cada uno de los modelos de herramienta sin pin, se realizó una indentación *TPD* de 0,1mm y 0,5mm. En la Tabla 1 se muestra una descripción de los modelos. Debe tenerse en cuenta que aquí *P* es la dimensión del ligamento sólo de la chapa superior, ya que la inferior no ha sido modelada.

Tabla 1: Modelos Propuestos

Id	Descripción	Dim [mm]		t [s]		
		TPD	P	Ent	Sal	Fin
1	Pin	0,1	0,5	0,86	2,86	5
2	Pinless TPD 0,1	0,1	0,9	0,17	2,17	5
3	Pinless TPD 0,5	0,5	0,5	0,86	2,86	5

La velocidad de avance es de $35\text{mm}/\text{min}$ para todos los casos. En el caso *pin* y *pinless* con $TPD = 0,5$ la herramienta avanza $0,5\text{mm}$, dejando un ligamento de 5mm . En el caso de *pinless* con $TPD = 0,1$ la herramienta avanza sólo $0,1\text{ mm}$. Las indentaciones en los casos *pinless* coinciden con la del hombro y la del pin, respectivamente, del caso de la herramienta con pin, el cual tiene una profundidad de $0,4\text{mm}$. En ambos modelos se consideran 2 segundos de permanencia y 5 segundos de tiempo total. En la tabla, *Ent* y *Sal* corresponden al tiempo en el que la herramienta llega al punto inferior y al momento en el que comienza a retirarse, respectivamente.

En la Fig. 4 se muestra una figura de la geometría considerada. Se tienen la chapa (sólo modelada la de aluminio), y la herramienta, la placa de apoyo inferior y superior. Estas tres últimas fueron modeladas como superficies analíticas sin malla.

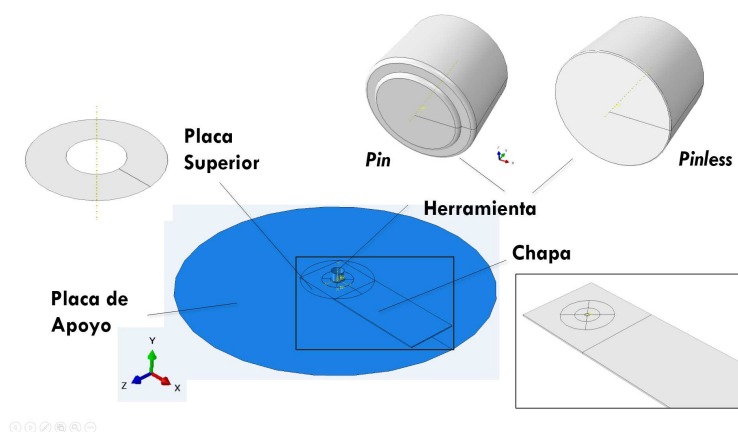


Figura 4: Ensamblaje de geometría.

En la Figura 5 se muestra la malla utilizada.

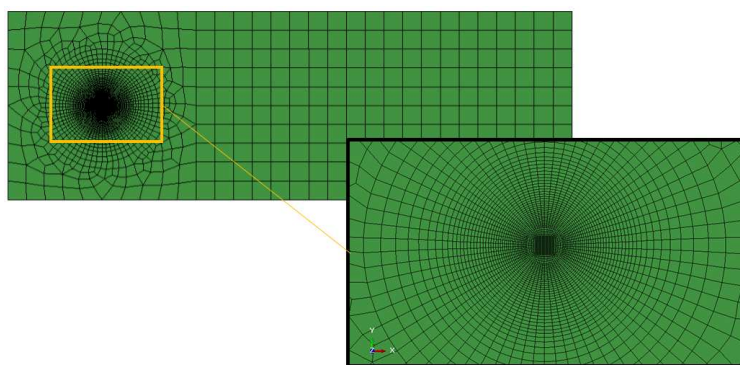


Figura 5: Malla y sistema de coordenadas utilizado

La malla consiste en 39100 elementos, densificados en la zona de la herramienta. Se colocaron 10 elementos en profundidad. Hay que destacar que en el método *ALE*, el programa efectúa un remallado, basado en la malla inicial, con lo cual, esta puede verse modificada. Son del tipo *C3D8RT*, tridimensionales lineales (8 nodos) con un punto de integración y estabilización *hourglass*.

El modelo se resolvió en *ABAQUS*[®], con un solver de tipo explícito que acopla desplazamientos con temperatura. El comportamiento plástico del material es el de *Johnson Cook*, que se describe en la Eq. 1:

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (1)$$

donde σ es la tensión de flujo, ε es la deformación plástica, $\dot{\varepsilon}$ la tasa de deformación, T , T_m y T_0 la temperatura instantánea, temperaturas de fusión y la de referencia respectivamente. A , B , C , ε_0 y n son constantes propias del material y se tomaron de [Li et al. \(2016\)](#). Respecto al contacto chapa-herramienta, se tomó un coeficiente de fricción que decrece de 0,3 a 0,05 linealmente con la temperatura, con límites esta última entre 0C y 500C, simplificando el trabajo de [Awang \(2007\)](#). Se consideró una conductividad térmica variando linealmente de 0 a $10 \text{ kW}/(\text{m}^2 \text{ K})$ con la presión de contacto entre 0 y 2 GPa , manteniéndose constante luego. Se consideró que el 90% del calor generado se transmite hacia la chapa. Se utilizó una disipación térmica por convección hacia el ambiente de $30 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$. Las constantes del material: densidad, conductividad, calor específico, módulo elástico, fracción inelástica, expansión térmica se consideraron lineales con la temperatura según [Awang \(2007\)](#). Se utilizó la técnica de *Mass Scaling*, con el fin de aumentar el tiempo de cálculo. con un valor de $1 \text{ E}4$. Se utilizaron 4 procesadores dividiendo el dominio correspondientemente. El paso de tiempo adoptado (con posibles subdivisiones) es de $0,01 \text{ s}$.

4. RESULTADOS

4.1. Desplazamientos y deformaciones

En la Fig. 6 se presentan dos macrográficas correspondientes a las condiciones experimentales para herramienta con y sin pin realizadas en trabajos anteriores ([Piccini \(2017a\)](#)).

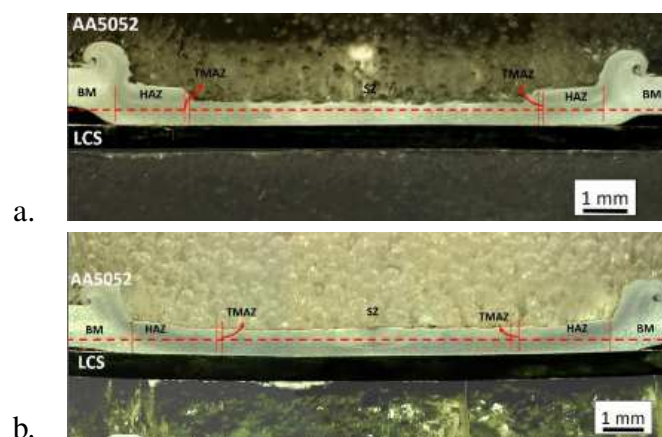


Figura 6: Macrografía. Condiciones *TPD*: 0, 25mm. *Pin* (a) y *Pinless* (b)

Si bien el valor de indentación *TPD* no es el mismo que el de las condiciones modeladas, puede verse como para diferente herramienta e igual *TPD* se produce un aumento de la zona

agitada (SZ) al utilizar la herramienta con pin. En los ensayos también se verifica que la herramienta con el mismo radio de pin favorece a una mayor carga de fractura (Piccini (2017b)). En la Fig. 7 se muestran las deformaciones plásticas equivalentes obtenidas para los tres modelos. En todos los casos el tiempo corresponde a 5 segundos.

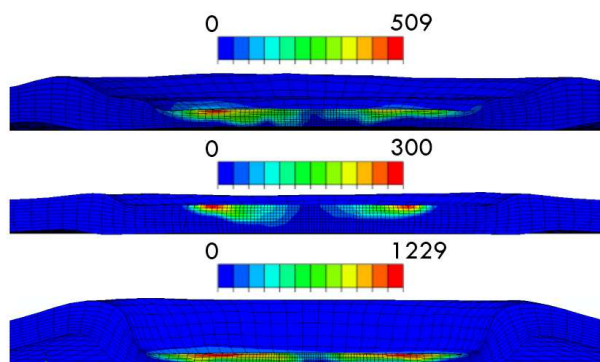


Figura 7: Deformación plástica equivalente en modelo 1 (arriba), 2 (medio) y 3 (abajo)

Puede verse que el modelo predice muy bien la zona agitada SZ, ya que comparando los resultados del modelo *pinless* con la primer macrografía anterior (si bien las indentaciones no son exactamente iguales), se ve que el radio que afecta al material deformado es muy similar. También se ve que el modelo predice el levantamiento de la chapa en una zona radial exterior a la herramienta. Es significativo comparar las deformaciones fundamentalmente entre los modelos 1 y 3. Para un mismo valor de ligamento remanente P (0,5mm+chapa inferior no modelada), la deformación es más del doble para una herramienta sin pin. Sin embargo, esto tiene como costo un gran levantamiento de la chapa, que afectará probablemente a la eficiencia de junta. Por otra parte puede verse que las deformaciones son bastante mayores para igual indentación de hombro TPD y herramienta con pin frente a *pinless* (modelos 2 vs 1). Esto se ve en las macrografías anteriores.

En la fig. 8 se muestra la magnitud de desplazamientos a los 5 segundos.

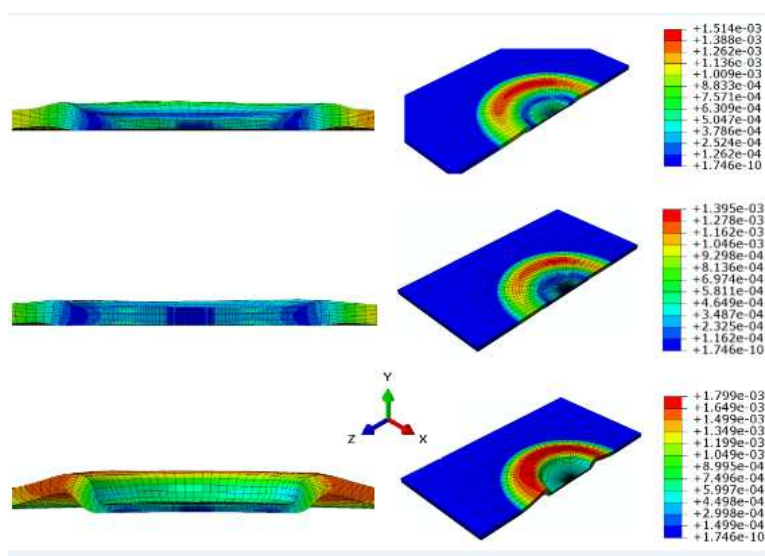


Figura 8: Desplazamientos (mag) en modelo 1 (arriba), 2 (centro) y 3 (abajo) Plano X.

En primer lugar puede verse que la diferencia entre ambos modelos es significativa. La herramienta *pinless* produce unos desplazamientos de la chapa excesivos en la zona vecina a ésta (radio mayor a 6,2 mm) para el mismo ligamento (comparación modelos 1 y 3). Asimismo, se ve que los desplazamientos son máximos en este plano para el modelo 3, mientras que los modelos 1 y 2 los desplazamientos son algo mayores en el plano Z (ver vista superior isométrica). Esto puede deberse a errores numéricos, o a la asimetría de la probeta respecto al eje de giro de la herramienta. Los modelos 1 y 2 tienen desplazamientos sin mucha diferencia, lo que muestra que la herramienta con esta geometría de pin limita efectivamente las deformaciones y desplazamientos excesivos comparándola con una *pinless* de la misma indentación en relación con el pin fundamentalmente.

En la Fig. 9 se muestran los desplazamientos verticales (y) a lo largo de la coordenada Z (transversal), a los 5 segundos, para ambos modelos. En ambos casos se llega a un valor máximo de desplazamientos alrededor de un radio de unos 7,5 mm del centro de la herramienta. También se observa la asimetría antedicha. En ambos modelos, la coordenada Z positiva tiene un mayor desplazamiento. Puede observarse también que para un mismo ligamento remanente P entre diferentes herramientas (línea roja y línea verde punteada, modelos 1 y 3), la coordenada Z donde comienza la chapa a levantarse es notablemente menor en el caso de la herramienta sin pin. Todo esto resulta en que para un mismo ligamento remanente, es decir, igual indentación final de la herramienta, la herramienta sin pin produce desplazamientos no sólo notablemente mayores, sino, una menor área efectiva de junta, que en el caso de la herramienta con pin, lo cual se verifica experimentalmente.

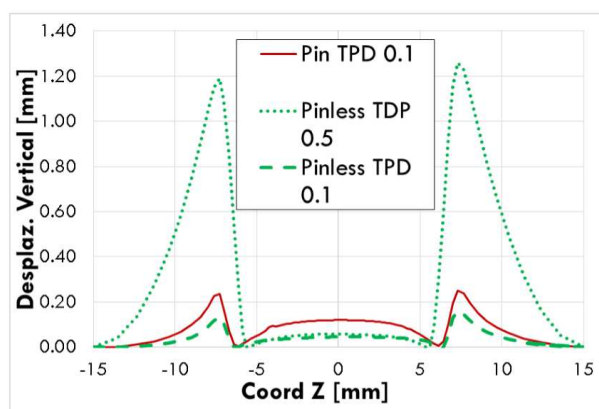


Figura 9: Desplazamiento vertical (Y) respecto de la posición transversal (Z)

4.2. Temperatura

En la Fig. 10 se muestran las temperaturas a los 0,86 segundos, corresponde a la llegada del punto inferior de la herramienta para modelos 1 y 3. Se ve que la magnitud de la temperatura es bastante cercana a la de fusión del material, pero inferior a esta. Esta temperatura está dentro del rango de las halladas en bibliografía para modelos numéricos similares (Awang (2007)). El caso de que la temperatura sea algo alta puede deberse a diversos factores, por ejemplo: que se haya colocado una inercia térmica baja tanto a la herramienta como a la placa de apoyo, que la fracción de calor generada que se dirige a la chapa haya sido excesiva, que el coeficiente de conducción hacia la chapa inferior haya sido bajo. Puede verse además que en el modelo 2 la temperatura decrece durante el tiempo de permanencia de la herramienta hasta un valor muy inferior al resto (se ve en el corte). Teniendo en cuenta que los modelos 1 y 3 llegan más tarde

a su punto inferior, se ve que el 1 (*pin*) decrece durante el tiempo de permanencia, mientras que el modelo pinless mantiene un máximo hasta un cierto tiempo mayor. Eso podría deberse a la mayor agitación producida por la herramienta pinless.

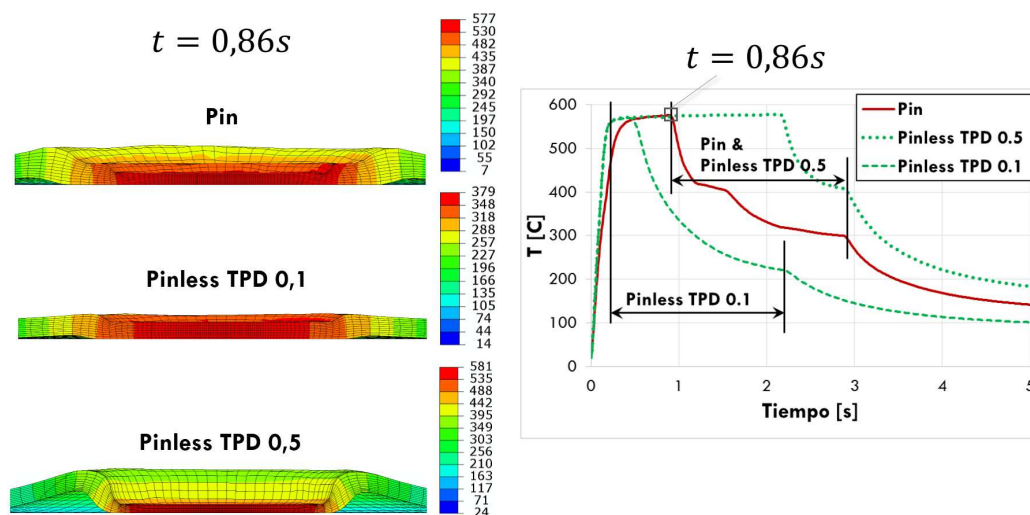


Figura 10: Temperaturas en el punto inferior del pin.

4.3. Carga Axial

En la Fig. 11 se presenta la carga axial obtenida de Piccini (2017b). En este caso, la condición experimental es la misma que la del modelo 2 (*pin TPD 0.1*, línea roja) . Debe considerarse que el eje del tiempo en el caso experimental está algo diferido debido al sistema de adquisición, por lo tanto deben desestimarse sus valores específicos.

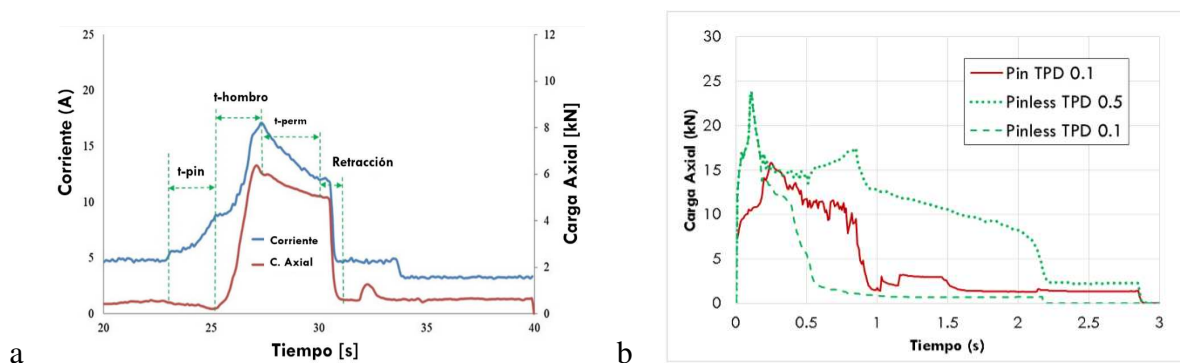


Figura 11: Carga Axial vs. Tiempo. Experimental (*Pin TPD 0,1mm*) (a) vs Modelos (b)

Se observa que los valores específicos son mayores en el caso experimental. Esto puede deberse a una serie diversa de factores como las condiciones de contacto, disipación térmica, la inercia térmica de las superficies de apoyo, la falta de ajuste del sistema experimental, etc. Más allá de los valores específicos, la forma de la carga axial es muy similar en ambos casos, con una diferencia en la zona de crecimiento de la carga. Se ve que a partir de un tiempo cercano a los 3 segundos, esta resulta nula. Esto se corresponde con el retiro de la herramienta. Se ve que el valor pico de la carga axial es mayor en el caso de la herramienta *Pinless*. Por otra parte,

la evolución es muy diferente en ambos casos. En el caso numérico se ve una variación en la pendiente creciente que se debe a la indentación de pin y hombro. Esto se ve sólo en la corriente en el caso experimental. También podría deberse juegos en el sistema o a la misma adquisición. El comportamiento de la carga axial es bastante diferente también con las condiciones de la herramienta, siendo notoriamente mayor en el caso *pinless* de mayor indentación, tal vez debido a la superficie de la herramienta que imparte mayores deformaciones y mayores tensiones. Las caídas de carga axial en el caso 1 y 2 no difieren notoriamente, pero sí los valores pico, donde puede verse que la herramienta con pin produce una menor carga axial.

4.4. Energía

La ecuación de balance de energía tiene la siguiente forma [Abaqus \(2014\)](#):

$$E_i + E_v + E_{fd} + E_k + E_{iH} - E_w - E_{pw} - E_{cw} - E_{mw} - E_{Hf} = E_{tot} \quad (2)$$

donde E_i es la energía interna, E_v la viscosa, E_{fd} la disipada por fricción, E_k la cinética, E_{iH} la energía interna calórica, mientras que como energías externas tenemos E_w que es la producida por las fuerzas externas, E_{pw} , E_{cw} , E_{mw} las producidas por penalización (contacto y otros algoritmos), y E_{hf} la energía por flujos de calor externos. La energía total es un valor distinto de cero que se mantiene constante. A los fines de este modelo interesa visualizar el trabajo realizado por las fuerzas externas y los mecanismos de fricción y arrastre en particular. En la Fig. 12 se muestran los valores de energía significativos para los tres modelos. Se ve que el trabajo de la carga axial y la velocidad de rotación de la herramienta E_w se traduce en generación de calor por fricción E_{fd} y por deformación plástica E_{pd} , las cuales en suma, a su vez son prácticamente todo el trabajo de las fuerzas externas E_w (y dicha suma es prácticamente similar al calor generado externo E_{hf}).

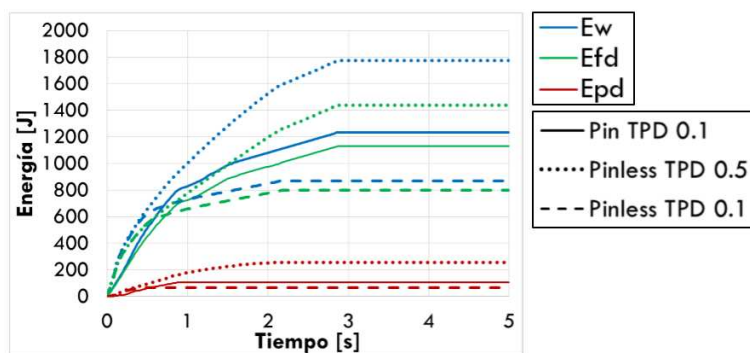


Figura 12: Energías involucradas en Modelo *Pin* (izq). Fenómenos de Fricción *Pin* vs *Pinless*, TPD 0,1mm

Los valores están en el orden de los encontrados en bibliografía, y además, en todos los casos la energía de fricción es bastante superior a la disipada por deformación plástica ([Awang \(2007\)](#)). Luego, se observa que el modelo *pinless* de mayor indentación es el de mayor energía. Esto implica que tener una superficie uniforme de giro produce mayor deformación y fricción que tener una herramienta escalonada con una indentación de pin similar (0,5 mm). Luego, la herramienta *pinless* con indentación 0,1 mm es la de menor energía. Se analizó también el valor de la energía cinética para todos los modelos. Este valor tiene un máximo que está muy por debajo del 10 % energía interna, lo que se recomienda chequear según [Abaqus \(2014\)](#).

5. CONCLUSIONES

Se desarrolló un modelo para el proceso FSSW de tipo explícito mediante el método *ALE*, que reproduce muy bien la zona agitada para las diferentes configuraciones. Los desplazamientos y deformaciones, están en el orden de lo hallado en bibliografía, y para un mismo ligamento remanente, la herramienta con pin impide valores excesivos de ambos y efectúa una mayor área efectiva de junta que la *pinless*. Para un mismo diámetro de hombro los desplazamientos no varían notablemente pero las deformaciones son mayores en el caso de pin.

Las temperaturas obtenidas están en el rango de las halladas en bibliografía, teniendo picos bastante similares. Las condiciones de soldadura y la geometría de la herramienta afectan el comportamiento de éstas a lo largo del proceso de permanencia de la herramienta. La carga axial obtenida sin embargo, resultó bastante mayor a la obtenida experimentalmente, aunque la forma es muy similar. Esto puede deberse a constantes del material, coeficiente de fricción, rigidez del sistema, entre otros. La herramienta con pin favorece a la disminución de la carga axial, y para grandes indentaciones, la herramienta *pinless* mantiene una gran carga en el tiempo de permanencia. Se puede cuantificar la energía que varía entre 0,8 y 1,8 *KW*, siendo máxima para el caso *pinless* de gran indentación, y mínima para la misma herramienta y mínima indentación. Se ve que en todos los casos el mecanismo predominante es el de fricción.

Los modelos desarrollados predicen muy satisfactoriamente los resultados medidos y observados y permite cuantificar otros que no pueden ser medidos. Como futuros trabajos, interesa considerar otras geometrías de herramienta, particularmente diferentes diámetros de pin, evaluando los desplazamientos y deformaciones en cada una de estas. Asimismo, interesa introducir y evaluar mejoras en el modelo. Por ejemplo, es de interés modificar el valor del coeficiente de fricción, y hacerlo variable con la tasa de deformación y/o, presión de contacto y temperatura, como en otros trabajos.

REFERENCIAS

- Abaqus. *ABAQUS 6.14 Documentation*. Abaqus, 2014.
- Al-Badour F., Merah N., Shuaib A., y Bazoune A. Coupled eulerian lagrangian finite element modeling of friction stir welding processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 213:1433–1439, 2013.
- Awang M. *Simulation of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Study of Friction Phenomena*. Tesis de Doctorado, University of West Virginia, 2007.
- Li N., Yu H., Xu Z., Fan Z., y Liu L. Electromagnetic forming facilitates the transition of deformation mechanism in 5052 aluminum alloy. *Materials Science & Engineering A*, 673:222–232, 2016.
- Mandal S., Rice J., y Elmustafa A.A. Experimental and numerical investigation of the plunge state in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 203:411–419, 2008.
- Miyagawa K., Tsubaki M., Yasui T., y Fukumoto M. Spot welding between aluminum alloy and Zn coated steel by friction stirring. *Quarterly Journal of the Japanese Welding Society*, 26:131–136, 2008.
- Piccini J. *SOLDADURA DE PUNTO POR FRICCIÓN AGITACION (FSSW) PARA APLICACIONES EN LA INDUSTRIA AUTOMOTRIZ: MATERIALES, PROCEDIMIENTO, MICROESTRUCTURA Y PROPIEDADES MECÁNICAS*. Tesis de Doctorado, Facultad de Ingeniería, Universidad de Buenos Aires, 2017a.
- Piccini J. Tool geometry optimization in friction stir spot welding of Al-steel joints. *Journal of Manufacturing Processes*, 26:142–154, 2017b.