

# Uma Abordagem Simplificada de Dois Modelos para Cálculo de FSSW

Gustavo Eduardo Carr<sup>1,2</sup> , Diego Hernán Santiago<sup>1</sup> , Guillermo Alfredo Lombera<sup>1,2</sup> , Santiago Adrián Urquiza<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universidad Nacional de Mar del Plata – UNMDP, Grupo de Ingeniería Asistida por Computación, Mar del Plata, Argentina.

<sup>2</sup> Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas – CONICET, Mar del Plata, Argentina.

**Como citar:** Carr GE, Santiago DH, Lombera GA, Urquiza SA. Uma abordagem simplificada de dois modelos para cálculo de FSSW. Soldagem & Inspeção. 2021;26:e2610. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI26.10>

**Resumo:** O presente trabalho tem como objetivo obter uma ferramenta computacional para estimar os principais parâmetros do processo FSSW para a indústria de construção naval, utilizando uma abordagem em dois estágios, usando os Métodos de Volumes finitos e Elementos Finitos em domínios com simetria de revolução. Soldas experimentais foram realizadas em duas placas de liga de alumínio AA6082 com 3mm de espessura. Da comparação entre os resultados numéricos e experimentais, as temperaturas máximas de 423°C estiveram próximas às reportadas pela literatura. Porém, as medidas experimentais foram afetadas pela posição dos termopares embutidos no suporte de aço, medindo valores máximos inferiores, de 302°C. Os campos de velocidades circunferenciais e suas zonas de altos gradientes foram coincidentes com a zona de mistura revelada no ataque metalográfico. A técnica, não obstante, foi bem sucedida apesar das simplificações adotadas.

**Palavras-chave:** Solda a ponto por fricção; Método dos volumes finitos; Método dos elementos finitos; Simetria de revolução.

## A Two-Model Simplified Approach for Calculation of FSSW

**Abstract:** The main goal of the present work is to obtain a computational tool for the shipbuilding industry to estimate the main parameters of the FSSW process, by means of a two phase approach using the Finite Volume Method and the Finite Element Method on a two dimensional domain with symmetry of revolution. Experimental weldments were done on two 3mm thick overlapping plates of AA6082 Aluminum alloy. Upon comparison between numerical and experimental results, the contact conditions were well chosen and the maximum temperatures of 423°C were close to those reported in literature. Nevertheless, the experimental measurements were affected by the position of the thermocouples, into the backing steel plate, resulting in lower maxima of 302°C. Circumferential velocity fields and their high gradients zones were coincident with the mixing zone, revealed in the metallurgical attack. The technique was considered successful despite its simplifications.

**Key-words:** Friction stir spot welding; Finite volume method; Finite elements method; Symmetry of revolution.

## 1. Introdução

Na indústria de construção naval, as pequenas embarcações são construídas principalmente pela fixação de chapas de liga de alumínio a uma estrutura feita de vigas estruturais. A fixação da estrutura é realizada provisoriamente em alguns pontos, para depois soldar definitivamente com costura de soldagem a arco elétrico. Os locais de soldagem provisórios a arco causam flambagem da estrutura. Além disso, esses pontos são locais de nucleação de fissuras. Uma técnica atual para a construção de estruturas de alumínio é o uso de equipamentos portáteis de solda a ponto por fricção para montagem antes da soldagem final. A técnica de soldagem por ponto de fricção (FSSW) é um método de união de materiais por trabalho termomecânico a temperaturas abaixo do ponto de fusão e tem a vantagem de não emitir fumos ou radiações e não causar flambagem da estrutura.

As diferentes ligas e espessuras a serem unidas tornam necessário o desenvolvimento de um critério para a seleção das dimensões da ferramenta e dos parâmetros de soldagem FSSW. Além disso, é necessário prever, a partir da solda, o tamanho da zona de mistura e a zona afetada pelo calor. Um dos principais obstáculos dessa técnica é determinar experimentalmente a história termomecânica do material devido aos enormes gradientes de temperatura e taxas de deformação que ocorrem em distâncias relativamente curtas e em pouco tempo. Essa é uma das principais razões para o uso da modelagem numérica. O custo computacional para obter resultados numéricos úteis geralmente é alto. Este artigo apresenta um modelo de ordem reduzido para calcular o processo FSSW para a indústria de construção naval.

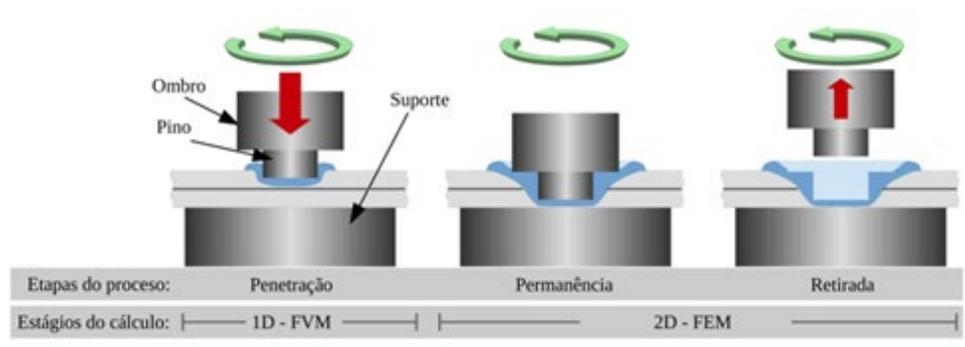
Recebido: 26 Fev., 2021. Aceito: 18 Mar., 2021.

E-mails: [gecarr@fi.mdp.edu.ar](mailto:gecarr@fi.mdp.edu.ar) (GEC), [dsantiago@fi.mdp.edu.ar](mailto:dsantiago@fi.mdp.edu.ar) (DHS), [glombera@fi.mdp.edu.ar](mailto:glombera@fi.mdp.edu.ar) (GAL), [santiago.urquiza@fi.mdp.edu.ar](mailto:santiago.urquiza@fi.mdp.edu.ar) (SAU)



Este é um artigo publicado em acesso aberto (Open Access) sob a licença [Creative Commons Attribution Non-Commercial](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/), que permite uso, distribuição e reprodução em qualquer meio, sem restrições desde que sem fins comerciais e que o trabalho original seja corretamente citado.

O processo de soldagem FSSW (Figura 1) é realizado em duas (às vezes três) folhas com alguns milímetros de espessura, sobrepostas e à temperatura ambiente. Essas folhas são mantidas contra uma placa de suporte. Uma ferramenta cilíndrica é pressionada axialmente contra a lâmina superior, enquanto gira a uma velocidade constante. O calor gerado pela fricção aumenta as tensões de cisalhamento no material até que ele amolece e se deforme. A ferramenta penetra axialmente até uma certa profundidade, misturando as duas chapas em uma região chamada de “zona de mistura”. Essa etapa é chamada de “etapa de penetração”. A ferramenta mantém sua posição axial fixa enquanto continua a girar. Esta etapa é chamada de “permanência”. Durante essa etapa, o calor gerado pelo processo se propaga e a zona de mistura e a zona afetada pelo calor crescem. Depois de um tempo, a ferramenta retrai e o material começa a esfriar. Esta etapa é chamada de “etapa de retirada”.



**Figura 1.** Desenho esquemático do processo de soldagem por fricção e mistura e suas três etapas.

O tempo de permanência é necessário para fornecer energia suficiente para garantir a união das duas placas. No entanto, deve ser limitado, pois a resistência mecânica da junta diminui em proporção ao tempo de residência devido ao amolecimento na área afetada pelo calor em ligas tratáveis termicamente. Deve-se notar que o material se mistura em estado pastoso e nunca atinge a temperatura solidus. Portanto esse método é muito útil para unir ligas que são impossíveis de unir usando a soldagem a arco elétrico.

A ferramenta pode ter formas diferentes. A forma mais comum é um cilindro com uma superfície plana ou às vezes ligeiramente côncava chamada “ombro”, da qual protrude um cilindro cônico de diâmetro menor chamado “pino”. O diâmetro do ombro é geralmente cerca de três vezes o diâmetro do pino e tem um comprimento de aproximadamente 12mm a 25mm. O pino pode ou não existir e seu comprimento pode ser de alguns décimos até um terço do diâmetro do ombro, e contribui para a formação da junta se ele penetrar na placa inferior.

As ferramentas com pino que não penetram na placa inferior resultam em soldas com uma seção transversal menor do que aqueles que o fazem [1]. O processo de união pela FSSW com ferramenta na forma de pino e ombro deixa um furo na superfície que pode ser um sítio de nucleação de fissuras. Existe um tipo de solda chamado RFSSW (de Refill FSSW) que tem uma ferramenta com dois ombros móveis concêntricos que evita deixar o furo na superfície da solda [2]. O presente trabalho é aplicado às soldas realizadas para a montagem provisória da estrutura do navio, então os elementos unidos por FSSW são soldadas definitivamente por arco elétrico manual, portanto a solda RFSSW é desnecessariamente cara.

Existem outros métodos de solda similares que não usam pino, como o PFSSW (de Pinless FSSW). As ferramentas sem pino requerem maior tensão axial e maior tempo de permanência para atingir a mesma área de junta que uma ferramenta com pino [3]. Com esse método a tensão de ruptura é maior em um 40% que com FSSW, mas é mais adequado para unir materiais de pouca espessura, de menos de 2,5mm [4]. O presente trabalho procura dar uma solução para uso industrial na união de placas com mais de 3mm de espessura, portanto a ferramenta apresenta pino e ombro.

Durante a etapa de penetração, a parte da ferramenta que faz contato com o material varia significativamente, assim como as condições desse contato. Existem duas condições de contato mutuamente exclusivas que ocorrem: escorregamento (deslizamento) e aderência. Ambas dependem das tensões locais na superfície e da tensão de escoamento do material, o que também depende da temperatura. Além disso, o movimento axial da ferramenta gera deslocamento de material na superfície livre, tornando-a menos previsível quando e como o contato vai acontecer. Esses fenômenos complexos são indubitavelmente difíceis de serem modelados numericamente e, além disso, validados com sucesso. Existem inúmeros trabalhos sobre o assunto na literatura, mas ainda não há uma opinião unificada sobre os métodos adequados ou sobre os mecanismos que ocorrem na fase de penetração [5,6].

Dois modelos principais devem ser precisos para obter resultados realistas: a resposta constitutiva do material às deformações a quente, que determinam o escoamento do material, e as condições de contato entre a ferramenta e o material. Os modelos na literatura muitas vezes não atendem a esses requisitos. O custo computacional do modelado do processo completo é muito grande, a consequência das grandes taxas de deformação e seus gradientes em temperatura e deformação com a posição [7]. Normalmente, isso implica o uso de análise tipo Eulerian ou Arbitrary Lagrangian-Eulerian ou outras técnicas de remeshing com elementos de tamanho muito pequeno.

Diferentes equações constitutivas são usadas para representar o comportamento do material ([8,9]), sem determinar quais são os métodos e modelos mais precisos.

Alguns autores usaram software comercial, escolhendo entre Abaqus/Explicit®, usando para o material o modelo constitutivo de Johnson-Cook para sólidos [10,11] ou Ansys® Fluent®, usando o modelo de Sheppard e Wright (ou Sellars e Tegart) para fluidos [12,13]. Ambos os modelos são usados com frequência devido à dificuldade de implementação relativamente baixa. Outros autores usaram software comercial específico, como o Forge® 2D e um modelo de sólidos a resolver com um método Lagrangiano atualizado com integração explícita no tempo e remeshing adaptativo [14] ou Forge® 3D com formulação Lagrangiana e Lagrangiana-Euleriana [15].

Outros autores preferem o desenvolvimento de seus próprios códigos de propósito específico. Jedrasiak e Shercliff [7] implementaram com o Método dos Elementos Finitos um conceito de Reilly [16] baseado em cálculos de observação do fluxo de material. Janoske et al. [17] usaram a dinâmica dos fluidos computacional (Computational Fluids Dynamics - CFD) com o Immerse Boundary Method baseados no software livre OpenFoam®. Outros autores usaram um modelo de fluidos no Método dos Elementos Finitos em 2D [18] e 3D [19] resolvido com um framework próprio [20]. Hirasawa et. al. usaram um método de partículas móveis [21].

Enquanto às condições de contato, ainda não há uma resposta estabelecida. A condição na interfase de contato é crítica para entender os mecanismos da solda ocorrendo durante a FSSW [22]. No geral, o escorregamento ou aderência são escolhidas pelos autores. Contudo, a realidade é uma combinação de ambas. Guerdoux modelou o contato usando uma relação linear entre a velocidade da ferramenta e a velocidade do material [15]. Nandan usou uma condição mista dependente de um coeficiente de escorregamento  $\delta$  fixado em  $\delta = 0,65$  [23].

Os mais novos trabalhos usaram condições de contato mistas [7,13,22].

As escolhas de condições de contato em combinação com os modelos constitutivos do material e as condições térmicas de fronteira podem resultar em resultados numéricos muito próximos aos resultados experimentais [1]. Segundo Andrade et al. [22] independentemente das propriedades do material de base, soldas sem defeitos podem ser atingidas quando a fração de aderência é superior a 50%.

O presente trabalho tem como objetivo obter uma ferramenta computacional para estimar os principais parâmetros do processo FSSW utilizando uma abordagem em dois estágios (Figura 1). O primeiro estágio consiste em um modelo axissimétrico unidimensional discreto usando o Método do Volume Finito (FVM). O principal objetivo desta etapa é evitar as complexidades da etapa de penetração, problema que envolve o regime de fluxo complexo devido à introdução da ferramenta na superfície livre e nas condições de contato, entre outros fenômenos complexos. Os resultados desta primeira etapa são as temperaturas finais ao longo da direção radial, ou seja, a distância do eixo da ferramenta. O campo de temperatura obtido no primeiro estágio determina as temperaturas iniciais para o segundo estágio. A segunda e a terceira etapa do processo FSSW são modelados empregando o Método dos Elementos Finitos (MEF) usando um continuum axissimétrico bidimensional. Nestas etapas, os campos de temperatura e velocidade são calculados. Na terceira etapa, a ferramenta não está mais em contato com o material, portanto, é de se esperar que as velocidades resultantes sejam nulas, mas o campo de temperaturas continua modificando-se durante o esfriamento do material.

Essa abordagem simplificada de dois estágios reduz os custos computacionais fazendo o cálculo razoavelmente rápido para determinar parâmetros significativos do processo para aplicações da indústria.

## 2. Modelagem

A etapa de penetração foi modelada usando um modelo FSSW unidimensional para estimar os valores de parâmetros relevantes envolvidos nele com baixo custo computacional. Isso foi feito usando o método do volume finito aplicado ao cálculo da temperatura, juntamente com um modelo mecânico analítico para determinar o aquecimento termomecânico devido ao trabalho plástico.

As etapas de permanência e retirada foram modeladas por meio de um modelo bidimensional de FSSW, que resolve as equações de Stokes, juntamente com as equações de balanço térmico, por meio do método dos elementos finitos.

Uma velocidade de rotação de  $\omega = 1000\text{rpm}$  e a velocidade de penetração foram definidas em  $30\text{mm/s}$  para a ferramenta. Uma série de valores de temperatura em função da distância radial  $\hat{r}$  em relação ao eixo da ferramenta foi obtida, uma para cada período de tempo. O último campo de valores de temperatura em  $t = 8\text{s}$ , no primeiro estágio, unidimensional, foi mapeado no modelo bidimensional como condição inicial para a modelagem 2D das etapas de permanência e retirada, no segundo estágio.

A etapa de penetração ocorreu entre  $t = 0\text{s}$  e  $t = 8\text{s}$ .

A etapa de permanência ocorreu entre  $t = 8\text{s}$  e  $t = 13\text{s}$ . A etapa de retirada da ferramenta começou aos  $t = 13\text{s}$  e foi modelada numericamente até os  $t = 18\text{s}$ .

### 2.1. Modelagem da etapa de penetração

#### 2.1.1. Modelo térmico unidimensional

Simetria axial em torno do eixo vertical  $\hat{z}$  é assumida. Portanto, os gradientes de temperatura na direção circunferencial são nulos. A equação diferencial que governa o modelo térmico para esta etapa é mostrada na Expressão 1.

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{h_1}{e} (T - T_{01}) - \frac{h_2}{e} (T - T_{02}) + w_s \tag{1}$$

onde  $\rho$  é a densidade do material,  $C_p$  é a capacidade térmica,  $T$  é a temperatura,  $t$  é o tempo,  $k$  é a condutividade térmica,  $e$  é a soma das espessuras das placas,  $h_1$  é o coeficiente de convecção do ar da interface,  $T_{01}$  é a temperatura do ar,  $h_2$  é o coeficiente de transferência de calor por contato com a placa de suporte ( $T_{02}$  é a temperatura correspondente da placa suporte),  $w_s$  é a fração de potência mecânica por unidade de volume que é transformada em calor (o subíndice  $s$  significa shear em inglês. Para este modelo,  $w_s$  é gerada na superfície em contato com a ferramenta e afetada por um fator  $\eta=0,6$  do total do trabalho mecânico, de acordo com Hodowany et al. [24]).

Uma abordagem de volume de controle foi considerada para a discretização do continuum 1D, como mostrado na Figura 2. Devido à simetria de revolução, o elemento  $i$ -ésimo na Figura 2 representa um anel à distância  $r$  do eixo  $\hat{z}$ . O elemento  $i-1$  é o anel imediatamente interno e o elemento  $i+1$  é o anel imediatamente a seguir no eixo  $\hat{r}$ . A temperatura foi assumida constante ao longo da espessura das placas, após da consideração unidimensional. A variação da energia interna, o calor conduzido através da massa do material, o calor através das superfícies em contato e a convecção de superfície livre, bem como o calor gerado pelo trabalho mecânico foram levados em consideração no balanço energético.

Usando volumes de controle, a equação do balanço energético 1 para um elemento contínuo de espessura  $e$  se torna expressão 2, um sistema de equações em diferenças finitas. Um esquema de implicitude paramétrica é implementado usando o parâmetro  $\vartheta$  ( $\vartheta = 0 \rightarrow$  totalmente explícito,  $\vartheta = 1 \rightarrow$  totalmente implícito).  $T_i^n$  é a temperatura do nó  $i$  para a etapa de tempo  $n$ , portanto,  $T_i^\theta = \vartheta T_i^{(n+1)} + (1-\vartheta) T_i^n$ .

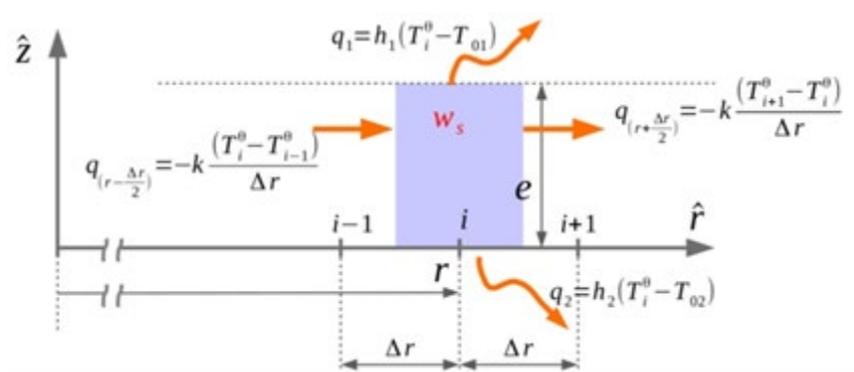


Figura 2. Balanço de calor em um elemento radial infinitesimal de espessura no modelo axissimétrico unidimensional usado na primeira etapa.

Na Figura 2,  $\Delta r$  e  $e$  são as dimensões do volume ao longo de  $\hat{r}$  e  $\hat{z}$ ,  $q_{(r-\frac{\Delta r}{2})}$  e  $q_{(r+\frac{\Delta r}{2})}$  são os fluxos de calor conduzido pelas duas superfícies do volume  $i$  ao longo de  $\hat{r}$ ,  $q_1$  é o calor perdido pela convecção (do ar) através da superfície superior,  $q_2$  é o calor perdido através da superfície em contato com o metal de suporte e  $w_s$  é a fração do trabalho mecânico transformado em calor, expresso como calor por unidade de volume. Isso se aplica às Equações 2, 3 e 4.

O fluxo de calor através da superfície livre e de contato foi modelado com a lei do resfriamento de Newton (4).

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

$$q_{(r-\frac{\Delta r}{2})} = -k \frac{(T_i^\theta - T_{i-1}^\theta)}{\Delta r} ; q_{(r+\frac{\Delta r}{2})} = -k \frac{(T_{i+1}^\theta - T_i^\theta)}{\Delta r} \tag{3}$$

$$q_1 = h_1 (T_i^\theta - T_{01}) ; q_2 = h_2 (T_i^\theta - T_{02}) \tag{4}$$

A expressão algébrica 5 foi obtida substituindo as Equações 3 e 4 em 2, dividindo toda a equação pelo volume do volume de controle e aplicando a discretização temporal.

$$\rho C_p \frac{(T_i^{n+1} - T_i^n)}{\Delta t} = \frac{k}{r(\Delta r)^2} \left[ (T_{i+1}^\theta - T_i^\theta) \left( r + \frac{\Delta r}{2} \right) - (T_i^\theta - T_{i-1}^\theta) \left( r - \frac{\Delta r}{2} \right) \right] \frac{h_1 (T_i^\theta - T_{01}^\theta)}{e} + \frac{h_2 (T_i^\theta - T_{02}^\theta)}{e} + w_s \tag{5}$$

Ao agrupar os fatores que multiplicam  $T_{i-1}^\theta$ ,  $T_i^\theta$  e  $T_{i+1}^\theta$  na expressão 5 e operando com álgebra, foi obtido um sistema de matriz tridiagonal.

### 2.1.2. Modelo térmico unidimensional

Pressupostos adotados:

- O material em contato com a ferramenta (seja em aderência ou deslizamento) está sempre sob fluxo de plástico.
- Existe uma zona de espessura  $h$  e tangente à interface na qual o material está sob o estado de fluxo viscoplástico com o comportamento da camada limite (Figura 3). Essa espessura é igual à da zona de mistura, assumida constante e definida como parâmetro do processo. Um fluxo de material é estabelecido por intermédio dessa camada na descida da ferramenta para o material, nas direções radial e circunferencial.
- Todo o material fora da camada limite de espessura  $h$  se comporta como um corpo rígido.

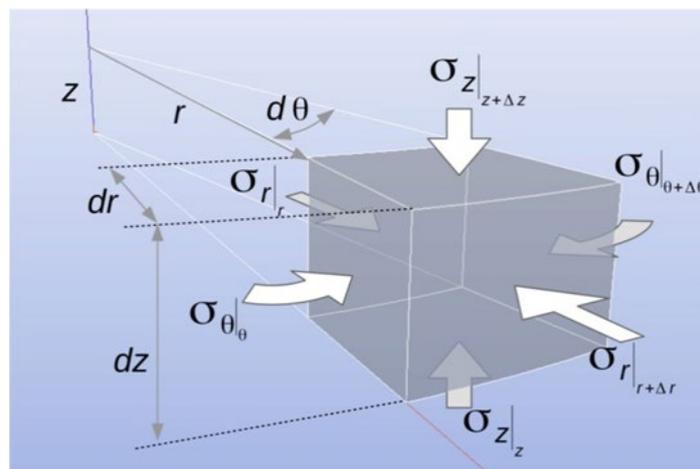
As forças que atuam em um elemento contínuo infinitesimal ao longo da direção  $\hat{r}$  são mostradas na Figura 3 e na Figura 4. Essas forças determinam o equilíbrio expresso na Equação 6.

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

Se a deformação ao longo de  $\hat{r}$  for igual à deformação ao longo de  $\hat{z}$   $\sigma_\theta = \sigma_r$ , também será válido.

A Figura 3 mostra as tensões perpendiculares às faces de um elemento diferencial da camada limite. As tensões de cisalhamento foram omitidas por uma questão de clareza. Supondo que  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  e  $\sigma_z$  sejam constantes através da espessura e  $dz = h$ , a Equação 7 seja obtida.

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} = -\frac{2}{h} \tau_{zr} \tag{7}$$

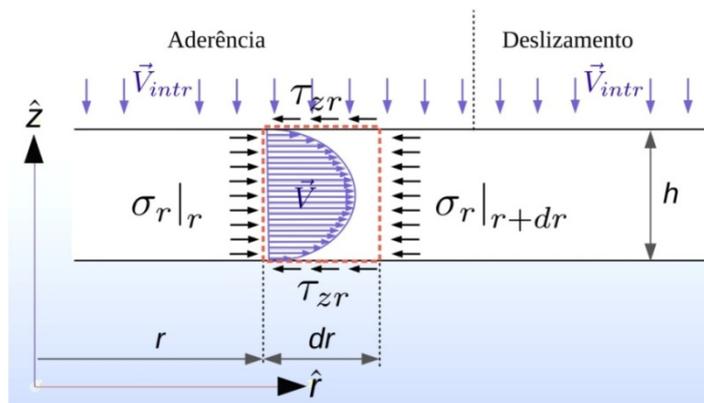


**Figura 3:** Tensões normais às faces atuando em um elemento do material na direção  $\hat{r}$  para o modelo axissimétrico unidimensional usado no primeiro estágio. As tensões de cisalhamento não são mostradas.

A expressão 8 é obtida considerando o critério de Von Mises para as condições particulares desse caso, e as tensões de cisalhamento são  $\tau_{r\theta} \ll \tau_{z\theta}$  e  $\tau_{r\theta} \ll \tau_{rz}$ . Se o atrito de Coulomb estivesse presente na interface do material da ferramenta, a Expressão 9 pode ser obtida pelo trabalho de álgebra em 8.

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

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



**Figura 4.** Balanço de forças em um elemento radial infinitesimal de espessura  $h$  passando por fluxo laminar radial  $V_{(r,z)}$  na direção  $\hat{r}$  para o modelo axissimétrico unidimensional usado na primeira etapa.

O estresse  $\sigma_z$  pode ser resolvido a partir da Expressão 9 quando ocorre deslizamento:  $\tau_{\theta z} = f_r \cdot \sigma_z$ . Na interface material da ferramenta, no ponto mais distante do eixo da ferramenta, a condição  $\sigma_r = 0$  é encontrada e a tensão equivalente de Von Mises é  $\sigma_{VM} = \sigma_z \sqrt{1 + 6f_r^2}$ .

Quando a condição de aderência é atingida,  $\tau_{\theta z}$  é muito maior que  $\tau_{rz}$  e  $\tau_{r\theta}$ , e as tensões  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$  e  $\sigma_z$  são aproximadamente iguais, do que resulta a expressão  $\tau_{\theta z} = \sigma_{VM} / (\sqrt{3})$ . Portanto, a pressão exercida sobre o material é  $P = (\sigma_z + \sigma_r + \sigma_\theta) / 3$ , crescendo da borda do contato em direção ao eixo da ferramenta, até que seja igual à condição de aderência  $\tau_{\theta z} = \sigma_{VM} / (\sqrt{3})$  obtida anteriormente.

A condição de aderência é produzida quando a tensão normal supera um limite crítico atingido quando a tensão de cisalhamento na aderência é igual à do atrito.

As taxas de deformação na zona de mistura foram estimadas por meio de um balanço de transporte de massa em um volume de controle, como mostrado na Figura 4, dependente do deslocamento vertical da ferramenta  $\overline{V_{intr}}$ . O gradiente de deformação ao longo da direção  $\hat{z}$  em relação à direção  $\hat{r}$  pode ser calculado como  $\epsilon_{zr} \approx \overline{V_{intr}} \cdot r / (2h)$ . Portanto, a tensão de cisalhamento  $\tau_{zr}$  pode ser obtida operando com a condição de aderência, considerando válida a relação  $\epsilon_{z\theta} / \epsilon_{zr} = \tau_{z\theta} / \tau_{zr}$  da seguinte maneira mostrada na Equação 10:

$$\tau_{zr} = \frac{\sigma_{VM}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\overline{V_{intr}}}{h\omega} \tag{10}$$

A solução desse sistema de equações foi feita através da integração da Equação 7 ao longo da direção  $\hat{r}$  a partir da borda do contato do material da ferramenta para cada período de tempo, encontrando os valores dos componentes de tensão, se houve deslizamento ou condição de aderência.

Finalmente, a quantidade de trabalho plástico transformado em calor é calculada como a Equação 11 para cada volume de controle, sendo  $\eta = 0,6$  e  $\bar{\epsilon}$  a taxa média de deformação.

$$w_s = \eta \cdot \sigma_{VM} \cdot \bar{\epsilon} \tag{11}$$

## 2.2. Modelagem da etapa de permanência da ferramenta

As equações termomecânicas acopladas foram resolvidas usando uma abordagem escalonada, na qual em um primeiro subpasso o campo térmico foi mantido constante enquanto resolvia os campos de velocidade e no segundo subpasso as equações de balanço térmico foram resolvidas mantendo os campos de velocidade constantes. Dadas as características do material para alta temperatura, as forças inerciais e volumétricas foram negligenciadas, de modo que um fluxo viscoso de Newton incompressível foi adotado, conforme mostrado nas Equações 12 a 14.

$$\sigma = -pI + 2\mu\epsilon(\vec{v}) \tag{12}$$

$$\operatorname{div} \sigma = 0 ; \operatorname{div} \bar{v} = 0 \quad (13)$$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\epsilon_e} ; \epsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon(\bar{v}) : \epsilon(\bar{v})} ; \epsilon(\bar{v}) = \frac{1}{2} (\nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T) \quad (14)$$

O símbolo  $\mu$  representa a viscosidade dinâmica efetiva do material, definida na Equação 14, onde  $\sigma_e$  é o segundo invariante do tensor de tensão, ou tensão efetiva, e  $\epsilon_e$  é a segunda invariante do tensor da taxa de deformação (taxa de deformação efetiva). Condições de contorno adequadas foram escolhidas para completar as Equações 12.

As equações do método dos elementos finitos foram obtidas a partir da contrapartida da formulação variacional das Equações 13 usando as interpolações Taylor-Hood P2-P1. A formulação variacional correspondente aos problemas mecânicos é mostrada na Expressão 15.

$$\int \sigma \cdot (\nabla \bar{w})^S dV + \int \lambda \operatorname{div} \bar{v} dV = \int \bar{\tau} \cdot \bar{v} dA$$

$$\forall \bar{w} \in V = \left\{ \bar{w} / \bar{w} \in H_0^1 \right\}, \lambda \in L^2 \quad (15)$$

O modelo de Sheppard e Wright foi usado para modelar a resposta do material, conforme mostrado na Expressão 16, onde  $Z$  é o parâmetro Zener-Hollomon (Expressão 17) e  $\sigma$  é a tensão de fluxo plástica equivalente.

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \operatorname{senh}^{-1} \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right] = \frac{1}{\alpha} \ln \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[ 1 + \left( \frac{Z}{A} \right)^{2/n} \right]^{1/2} \right] \quad (16)$$

$$Z = \epsilon_e \exp \left( \frac{Q}{RT} \right) \quad (17)$$

Para o modelado térmico, o balanço de energia foi resolvido como expresso pela Equação 18, em que  $\rho$  é a densidade do material,  $C_p$  é a capacidade calorífica,  $k$  é a condutividade térmica,  $T$  é a temperatura e  $t$  é tempo. A taxa de geração de calor devido ao trabalho plástico foi modelada usando uma fonte de calor  $\gamma$  em função de  $S$  (tensor de desvio de  $\sigma$ ),  $D$  (gradiente simétrico das taxas de deformação) e  $\eta$ , a fração do trabalho mecânico que é transformado em calor, igual a 0,6, após [24].

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \gamma ; \gamma = \eta \cdot (S : D) \quad (18)$$

Os valores escolhidos para as variáveis térmicas da liga escolhida foram os seguintes:  $C_p = 2,43 \left[ \frac{N}{mm^2 \cdot ^\circ K} \right]$ ,  $k = 180 \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right]$ ,  $\ln A = 26,707$ ,  $\alpha = 0,01 [1/MPa]$ ,  $n = 9,16$  e  $Q = 143890 [J/mol]$ . Os parâmetros térmicos para a ferramenta foram:  $C_p = 5,6 \left[ \frac{N}{mm^2 \cdot ^\circ K} \right]$ ,  $k = 28,4 \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right]$ . O coeficiente de transferência de calor da ferramenta ao material foi  $h_{ff} = 500 \left[ \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$ , enquanto do material à placa suporte foi  $h_{fs} = 11 \left[ \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$ , após [25]. O coeficiente de transferência de calor por convecção natural ao ar foi  $h_{fa} = 5 \left[ \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$ .

### 2.3. Malha

O problema neste segundo estágio foi modelado por meio de um domínio bidimensional contínuo nas coordenadas  $(\hat{r}, \hat{z})$ , com simetria radial em torno do eixo  $\hat{z}$ . O domínio foi discretizado usando elementos triangulares quadráticos para velocidade do material e elementos triangulares lineares para pressão e temperatura. Gradientes na direção circunferencial  $\hat{\theta}$  foram assumidos nulos devido à suposição de simetria axial.

As malhas usadas nos cálculos foram geradas parametricamente usando o pacote de software livre GMSH [26] versão 4.3.0 através de sua interface de linguagem Python 2.7 [27] em execução em uma distribuição Debian versão 9.4 [28] do sistema operativo GNU+Linux.

### 2.4. Condições de contorno

As condições de contato entre a ferramenta e o material são objeto de debate e ainda não existe um método ideal para modelá-lo. A aderência é assumida na maior parte da área de contato da superfície próxima ao eixo da ferramenta e a condição de escorregamento é assumida na interface circundante. O raio crítico que limita essas duas condições é uma função da pressão de contato normal, da temperatura na interface e da tensão de fluxo do material em cada condição.

No presente trabalho, a condição de contato para a primeira etapa do cálculo foi calculada por comparação da tensão de contato e da tensão de fluxo plástico na temperatura local do material.

Uma condição para velocidade tangencial na zona de contato foi imposta a uma função  $V_{\theta}(\hat{r})$  que define a velocidade tangencial da ferramenta por intervalos, conforme mostrado nas expressões 19 e 20, em que  $\omega$  é a velocidade angular e  $\hat{r}$  é a distância do eixo da ferramenta.

$$V_{\theta} = \omega \cdot r ; \text{ para } \hat{r} < r_{Ad} \tag{19}$$

$$V_{\theta} = \left( \frac{f r_H - r_{Ad}}{r_H - r_{Ad}} \right) \omega \cdot r + f \omega r_H - \left( \frac{f r_H - r_{Ad}}{r_H - r_{Ad}} \right) \omega r_H ; \text{ para } \hat{r} \geq r_{Ad} \tag{20}$$

Nas Equações 19 e 20,  $r_H$  é o raio do ombro e  $r_{Ad}$  é o valor do raio além do qual a condição de adesão é perdida e a condição de deslizamento do material da ferramenta é iniciada. O parâmetro  $f$  permite impor uma velocidade tangencial não nula na aresta da ferramenta ( $r = r_H$  na Figura 5). Para o presente trabalho, foi assumido um valor de  $f = 0,1$ . A Figura 6 mostra as condições de contorno para o cálculo dos campos de temperatura.

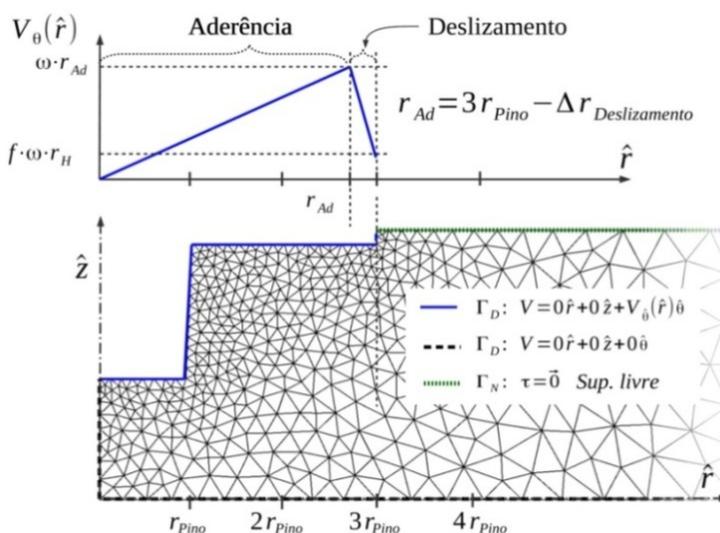


Figura 5. Vista detalhada da malha bidimensional axissimétrica mostrando as condições de Dirichlet para o campo de velocidade.

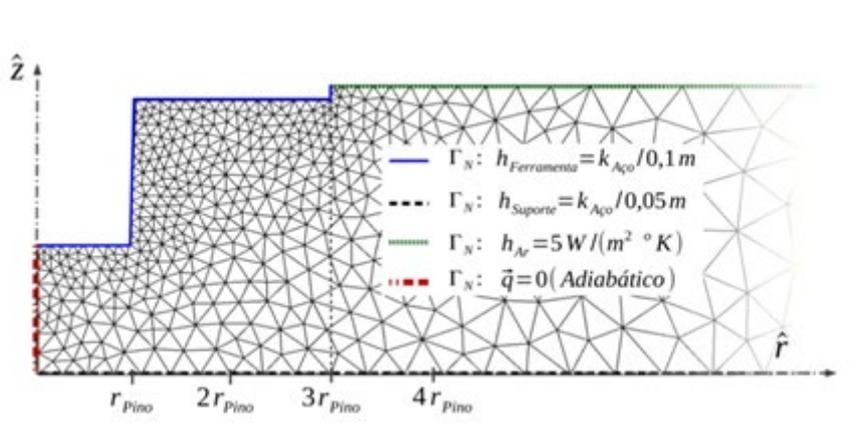


Figura 6. Vista detalhada da malha bidimensional axissimétrica mostrando as condições de Neumann para o campo de temperatura.

### 3. Configuração Experimental

A soldagem por ponto de fricção foi realizada em quatro pares de chapas de liga de alumínio AA6082 de 3mm de espessura, a espessura da solda foi de  $e = 6\text{mm}$ .

O diâmetro do ombro da ferramenta foi  $D = 12\text{mm}$  e o diâmetro do pino no extremo foi  $D_{PH} = 4\text{mm}$  e na base  $D_{pb} = 4,1\text{mm}$ . A altura do pino foi  $h_p = 3,2\text{mm}$ .

As amostras foram cortadas da folha de liga de alumínio usando uma serra de fita. As superfícies das placas foram deixadas como foram feitas, por laminação a frio, a mesma condição a ser soldada como no estaleiro de construção naval. As bordas das amostras foram finalizadas com lixa esmeril.

As soldas foram realizadas em uma fresadora CNC. A velocidade de rotação da ferramenta foi de  $\omega = 1000\text{rpm}$ , a velocidade de inserção foi de  $v_h = 30\text{mm/min}$  e foi utilizado um tempo de permanência de  $t_p = 5\text{s}$ .

A composição química da liga AA6082 é mostrada na Tabela 1.

**Tabela 1.** Composição química para liga AA6082 ([29]).

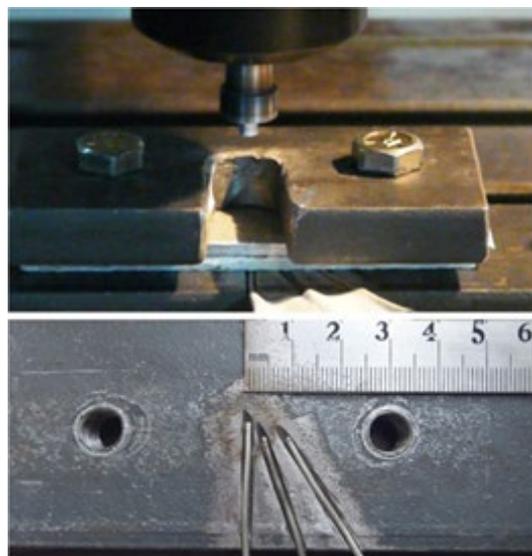
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0,7 - 1,3	$\leq 0,5$	$\leq 0,1$	0,4 - 1,0	0,6 - 1,2	$\leq 0,25$	$\leq 0,2$	0,1 max	Rem

A temperatura foi registrada durante todo o processo de soldagem, por meio de três termopares do tipo K, localizados em ranhuras dedicadas usinadas na chapa de aço de apoio, conforme mostrado na Figura 7. Os termopares então fizeram contato com a superfície inferior das amostras, mas não foram inseridos nelas.

As amostras soldadas foram cortadas e atacadas de 15s a 30s com o reagente do Keller (composição: 2ml de HF (40%), 3ml de HCl (38%), 5ml de HNO<sub>3</sub> (70%) e 190ml de água destilada) para análise de microestrutura ao microscópio.

Os perfis de temperatura registrados foram utilizados para comparação com os resultados numéricos.

O consumo de energia total consumida pela fresadora CNC foi medido indiretamente usando um indicador de fração de energia total disponível (15KW) na tela do CNC. A medição da potência relativa ao total foi capturada em vídeo com uma taxa de amostragem de 25 imagens por segundo e pós processada, medindo o comprimento do indicador em pixels e relacionando-o com o total do indicador, porém, a incerteza na medição de potência foi calculada em  $\pm 0,14\text{KW}$ . O erro no tempo de medição de potência foi estimado em  $\pm 0,04\text{s}$ .



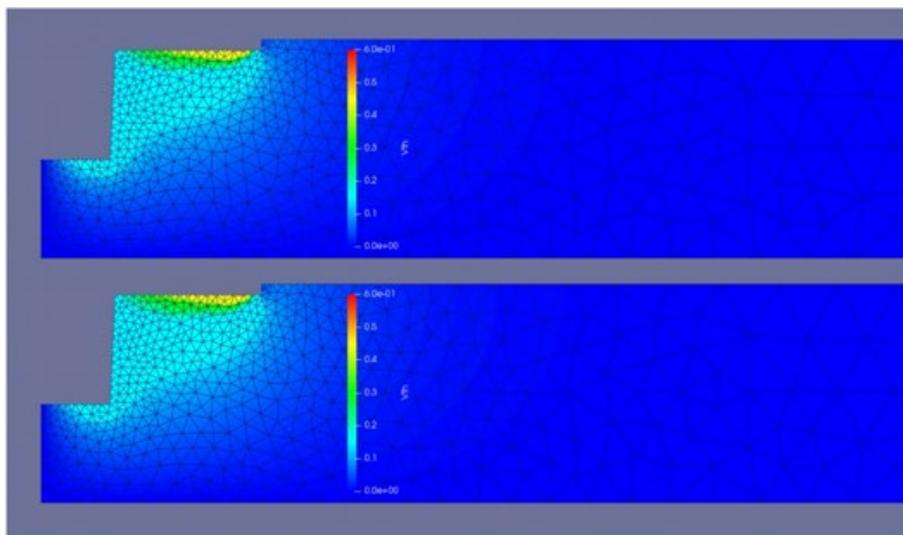
**Figura 7.** Configuração de soldagem: ferramenta, fixação e chapas de alumínio (em cima). Placa traseira mostrando três termopares localizados a  $0\text{mm}$ ,  $5\text{mm}$  e  $9\text{mm}$  a partir do eixo da ferramenta e sob as folhas de alumínio (parte inferior) para registrar valores de temperatura  $T_1$ ,  $T_2$  e  $T_3$ .

### 4. Resultados e Discussão

A partir do modelo axissimétrico 1D FVM, curvas de temperatura foram obtidas e mapeadas nos valores dos nós da malha 2D como condições iniciais do modelo 2D FEM.

O resultado do segundo modelo foram mapas de velocidades de fluxo de material  $\vec{v}(\hat{r}, \hat{z})$  obtidos para cada período de tempo ao longo das etapas de permanência e retirada. A etapa de retirada não envolve contato com a ferramenta e, portanto, os campos de velocidade resultaram nulos. Mesmo assim, mapas de temperaturas  $T(\hat{r}, \hat{z})$  foram obtidos para as três etapas e são apresentados e discutidos logo.

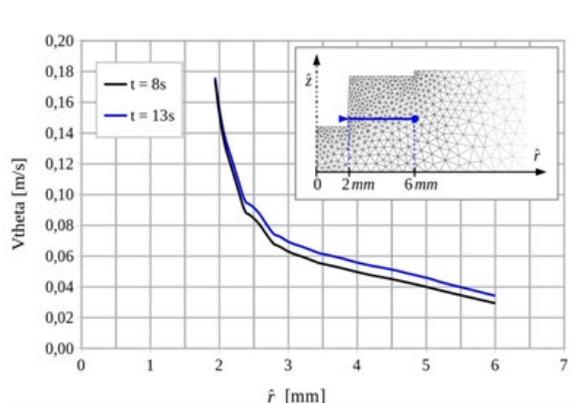
A Figura 8 mostra os campos de velocidades tangenciais  $V_\theta$  em  $t = 8s$ , ao início da etapa de permanência e em  $t = 13s$ , ao início da etapa de retirada. Observou-se que as taxas de fluxo radial  $V_r$  e vertical  $V_z$  eram insignificantes em comparação com as taxas de fluxo circunferenciais  $V_\theta$  e, portanto, não foram mostradas. A velocidade circunferencial mostrou valores máximos na superfície em contato com a ferramenta, diminuindo com a distância vertical  $\hat{z}$ . Um pequeno fluxo circunferencial devido ao arrasto viscoso foi visto além do raio do ombro da ferramenta.



**Figura 8.** Campo de velocidade tangencial do material (em  $m/s$ ) em  $t = 8s$  (acima) e em  $t = 13s$  (debaixo) obtido a partir do modelo bidimensional.

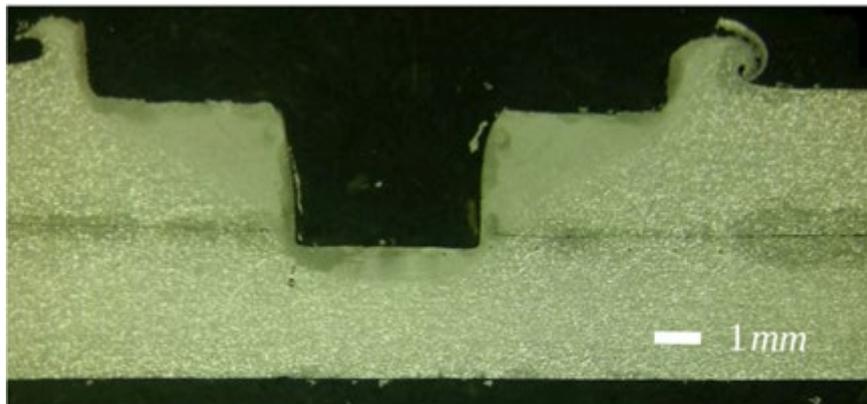
A Figura 9 mostra a variação do campo de velocidade tangencial em uma linha situada no contato das placas entre o início  $t = 8s$  e o fim  $t = 13s$  da etapa de permanência. Pode observar-se um aumento em seus valores à medida que o tempo passa. Isso ocorre devido à diminuição do gradiente da viscosidade causada pelo aumento da temperatura do material durante essa etapa. Foi observada uma ligeira expansão do campo de fluxo circunferencial  $V_\theta$  para fora entre o início e o final da etapa de permanência. Isso é mostrado se a Figura 9 para o caso de uma linha horizontal situada na superfície de contato das placas.

Não há muitos autores que reportaram valores dos campos de velocidades do material em FSSW nos últimos anos. Hirasawa et al. [21] modelaram usando o Método dos Elementos Finitos a etapa da introdução e permanência na liga AA6061 com uma ferramenta de  $D = 12mm$ , pino de  $D_p = 5mm$  e largura  $hp = 1, 25mm$  girando a  $1500rpm$ . Os autores reportaram só o fluxo radial e vertical do material e os campos de temperaturas na etapa de penetração. Reilly et al. [16] e Jedrasiak e Shercliff [7] usaram uma aproximação cinemática ao perfil de velocidades circunferenciais para o cálculo da solda PFSSW de liga AA6082 com  $e=6mm$  de espessura total. Os autores adotaram o mesmo critério que neste trabalho para as condições de contato. Os perfis de velocidades são similares para  $r > 2 \cdot rp$ . Os autores ajustaram a proporção de aderência o longo do tempo na etapa de permanência. No presente trabalho as condições de contato não variaram com a variável tempo nessa etapa. Jedrasiak e Shercliff [7] reportaram um aumento da velocidade tangencial desde o eixo da ferramenta até  $\approx 0,85 \cdot D$ . A aderência ocorreu desde o eixo até  $\approx 0,6 \cdot D$ . O deslizamento ocorreu desde  $\approx 0,6 \cdot D$  até o diâmetro da ferramenta. Esses valores de velocidades são próximos aos valores obtidos no presente trabalho. Os autores não reportaram valores do campo de velocidades no interior do material.



**Figura 9.** Comparação de  $V_\theta$  ao longo de uma linha horizontal de  $4mm$  na interface de placas (mostrada na inserção), em  $z = 3mm$  e em  $t = 8s$  e  $t = 13s$ .

A Figura 10 mostra o ataque metalográfico realizado através em uma amostra soldada e cortada verticalmente para expor a zona de mistura, a zona termomecanicamente afetada e o material base. A zona de mistura mostrada no ataque metalográfico na Figura 10 consistentes com a zona de cor cinza suave concordou com o mapa de velocidades tangenciais no final da etapa de permanência, mostrado na Figura 8 na forma da região de velocidades maiores a  $0,15\text{m/s}$ . Não há um critério estabelecido para a predição do sucesso da solda em função da história termomecânica na interface entre as placas. O autor den Bakker [30] em seu trabalho de tese de doutorado destaca a dificuldade de obter uma solda longitudinal com sucesso em perfis de extrusão de liga AA6082 a temperaturas mais de  $100^\circ\text{C}$  acima das obtidas em FSSW. Não obstante, a união pode ser observada até  $0,5\text{mm}$  de distância do pino na Figura 10. Esse ponto é coincidente com a velocidade  $V_{\theta} \approx 0,12\text{m/s}$  em  $r = 2,5\text{mm}$  na Figura 9.

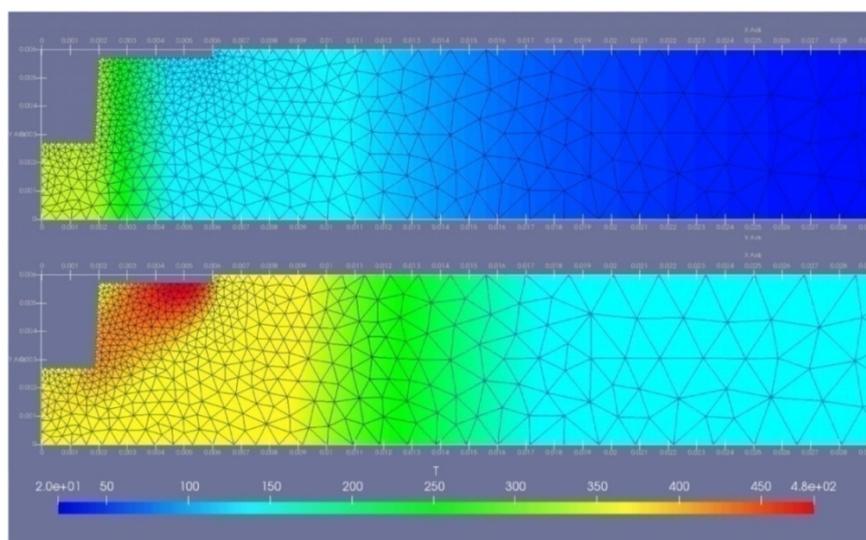


**Figura 10.** Ataque metalográfico em uma superfície cortada verticalmente através da amostra de FSSW.

O tipo de solda por ponto de fricção modelada aqui é necessário na indústria para minimizar o empenamento ou flambagem da estrutura devido às tensões residuais que uma solda a arco pode deixar na estrutura. Essa solda específica é usada apenas para fixar as placas no local contra as vigas durante a montagem inicial da estrutura. Por isso, não é necessária uma grande superfície de união entre as placas como com as soldas definitivas. Além, o processo é para ser realizado por equipamentos portáteis, portanto, a soldagem realizada é considerada aceitável.

Os resultados numéricos para o campo de temperaturas para os instantes do início ( $t = 8\text{s}$ ) e do término ( $t = 13\text{s}$ ) da etapa de permanência podem ser vistos na Figura 11.

Uma redistribuição de calor foi observada nos primeiros tempos do segundo modelo de cálculo. Isso era esperado, já que o campo inicial de temperatura veio de um modelo unidimensional. As temperaturas máximas no campo foram observadas perto da interface ombro-material, onde ocorreram os maiores valores de gradientes de velocidade.

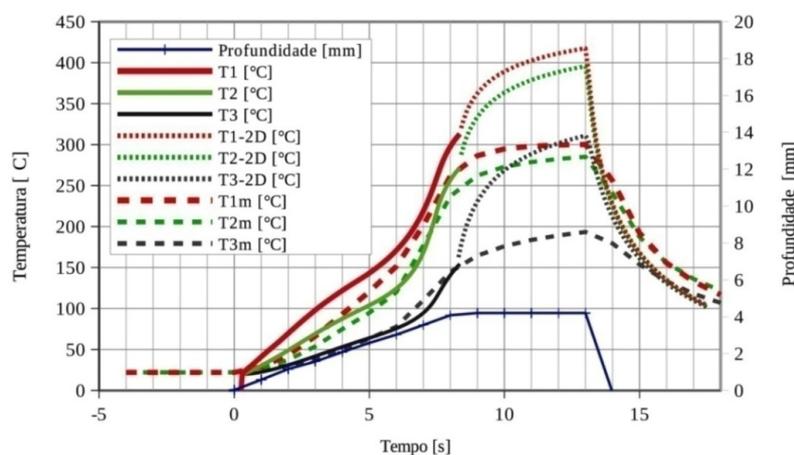


**Figura 11.** Acima: Campo de temperatura aplicada ao modelo unidimensional, ao início da etapa de permanência, em  $t = 8\text{s}$ , e imposto ao modelo bidimensional como valores iniciais do campo de temperatura. Debaxo: Campo de temperatura atingido a partir do modelo bidimensional em  $t = 13\text{s}$ , ao fim da etapa de permanência.

As medições de temperatura sob as amostras foram obtidas em função do tempo para três locais sob a placa de alumínio inferior e abaixo da placa traseira, conforme descrito em 3. Esses resultados são mostrados na Figura 12 em comparação com os resultados numéricos para as três etapas de soldagem modeladas. A evolução da temperatura foi consistente com os dados experimentais no primeiro e no terceiro estágio. Foi encontrada uma discrepância nas temperaturas máximas da etapa de permanência. As medições experimentais máximas para os termopares T1, T2 e T3 foram 302°C, 285°C e 192°C e as máximas numéricas foram 423°C, 396°C e 304°C respectivamente. Isso pode ser devido à diferença entre a posição de medição dos termopares e a localização dos pontos para obter os resultados numéricos correspondentes dentro do continuum. Os termopares foram embutidos na placa traseira de aço e em contato com a superfície da placa inferior. Como os termopares não estavam embutidos na liga, o contato não foi completo e a transferência de calor ocorreu apenas através de sua superfície superior. Isso pode ter levado aos menores valores de temperatura experimental obtidos. Pode ser possível que a curta duração do processo de soldagem e a localização dos termopares, cercados principalmente por aço, tenham tido uma influência considerável na dificuldade para obter valores mais altos de temperatura. Essa é uma das dificuldades impostas nas medidas de temperatura na soldagem pelo ponto de fricção e um dos motivos para realizar modelos numéricos. No entanto, as condições de limite de calor podem ser bem escolhidas, dado o bom ajuste das curvas de temperatura de resfriamento durante a etapa de retirada. Isso pode indicar que os coeficientes de convecção de calor foram ajustados corretamente.

Chu et.al.[6] calcularam o ciclo térmico da solda PFSSW em liga de Al-Li AA2198 usando a técnica Coupled Eulerian Lagrangian no software Abaqus. O diâmetro da ferramenta foi  $D=15mm$ , e os tempos de permanência e a velocidade de penetração iguais a o presente trabalho. As propriedades térmicas da liga AA2198 foram muito próximas às da liga AA6082. As constantes de transferência térmica entre o material e a placa suporte foi igual aos do presente trabalho, mas a constante de transferência térmica com o a placa suporte for  $h = 30W/m^2$  quase três vezes do que escolhido para o presente trabalho. Os autores obtiveram máximos numéricos de 325°C e experimentais de  $\approx 300^\circ C$ .

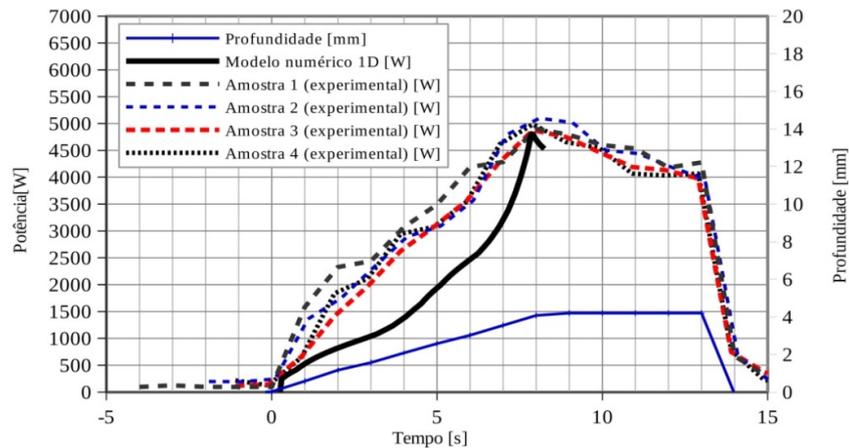
Os autores Jedrasiak et.al.[7] obtiveram resultados numéricos para o valor de temperatura  $T1 \approx 240^\circ C$  aos 8s do início da etapa de penetração em PFSSW na liga AA6082 com velocidade de rotação da ferramenta  $\omega = 500rpm$  e  $T1 \approx 330^\circ C$  com velocidade de rotação da ferramenta  $\omega = 2000rpm$ . A diferença observada pode ser causada pelo menor diâmetro da ferramenta que nesse trabalho, e sem o pino, desenvolveu um menor trabalho mecânico de acordo com os autores.



**Figura 12.** Evolução da temperatura no tempo para três localizações de termopares a 0mm, 5mm e 9mm a partir do eixo da ferramenta e sob a folha inferior (T1, T2 e T3, linhas grossas: modelo 1D, linhas pontilhadas: modelo 2D). As temperaturas medidas versus o tempo T1m, T2m e T3m são mostradas em linhas tracejadas. A profundidade do pino versus o tempo é mostrada com uma linha azul no eixo Y secundário.

O consumo de energia foi estimado indiretamente a partir da medição do consumo elétrico da usina CNC usada para realizar as soldas experimentais. Esses dados são mostrados junto com os resultados numéricos na Figura 13.

Os resultados numéricos para o consumo máximo de energia foram encontrados próximos às medições experimentais. No entanto, a curva de consumo de energia calculada com o modelo 1D foi diferente das medidas experimentais. Isso pode ser devido a inúmeras causas, mas pode ser assumido como a principal consequência das suposições adotadas para implementar um modelo simplificado. O modelo 1D não considera as perdas por atrito no trem de carga do equipamento CNC utilizado para realizar as soldas experimentais.



**Figura 13.** Evolução do consumo de energia no tempo. A profundidade do pino versus o tempo é mostrada com uma linha azul no eixo Y secundário.

Os autores Jedrasiak e Shercliff [7] obtiveram um menor consumo de potência experimental no PFSSW de AA6082 com potências máximas de  $P = 1,2\text{KW}$  em  $\omega = 500\text{rpm}$  e  $P = 2,6\text{KW}$  em  $\omega = 2000\text{rpm}$ . É preciso destacar que o diâmetro da ferramenta usada pelos autores  $D = 10\text{mm}$  foi menor à usada no presente trabalho,  $D = 12\text{mm}$ .

## 5. Conclusões

Nesse trabalho abordou-se um modelo de ordem reduzida em duas etapas para o cálculo razoavelmente rápido dos principais parâmetros da soldagem por ponto de fricção por agitação para uso em um ambiente industrial.

Todo o processo foi dividido em dois estágios, ou seja, introdução (modelado usando uma técnica FVM axissimétrica 1D) e permanência e retirada (usando a técnica FEM simétrica 2D). Os resultados de temperatura obtidos na primeira fase foram usados como mapa de temperatura inicial para o segundo estágio.

As soldas experimentais foram realizadas em duas placas de liga de alumínio AA6082 com 3mm de espessura cada uma. A comparação entre os resultados numéricos e experimentais foi realizada e a discussão foi fornecida.

A forma da zona de mistura revelada no ataque metalográfico foi achada coincidente com a forma da zona de velocidades tangenciais maiores a  $V_{\theta} \approx 0,15\text{m/s}$ , uma zona de altos gradientes espaciais de velocidades.

Máximos de temperatura de  $423^{\circ}\text{C}$  na etapa de permanência foram calculados numericamente, entretanto os máximos valores experimentais obtidos foram de  $302^{\circ}\text{C}$ . As diferenças observadas foram causadas seguramente pela disposição dos termopares dentro da placa suporte de aço, a diferença do valor numérico calculado dentro do material. Porém, as curvas de resfriamento obtidas do modelo numérico foram muito próximas às obtidas experimentalmente. Isso pode dar conta de que as condições de contato térmico foram bem escolhidas.

A comparação com resultados de autores na literatura indicou que os valores dos campos de temperatura estão próximos aos reportados no presente trabalho. Não obstante, as simplificações assumidas nos modelos 1D e 2D podem ser as causas das discrepâncias entre os resultados obtidos e dos autores citados.

A técnica em geral foi considerada bem-sucedida no objetivo de fornecer resultados comparativos sem as complicações e os custos da modelagem tridimensional e os cálculos dos fenômenos de interface de contato. As diferenças entre o modelo e a experimentação foram encontradas devido à natureza das simplificações realizadas.

Essa técnica de modelagem em dois estágios pode ser uma ferramenta de cálculo rápida para uso na indústria.

## 6. Reconhecimentos

Os autores agradecem à Conicet e à Universidad Nacional de Mar del Plata por financiar este trabalho através dos projetos PDTS201 e ING569/19 respectivamente.

## Referências

- [1] Shen Z, Ding Y, Gerlich AP. Advances in friction stir spot welding. Critical Reviews in Solid State and Material Sciences. 2019;45(6):457-534. <http://dx.doi.org/10.1080/10408436.2019.1671799>.
- [2] Suryanarayanan R, Sridhar VG. Studies on the influence of process parameters in friction stir spot welded joints – A review. Materials Today: Proceedings. 2021;37(pt 2):2695-2702.

- [3] Farmanbar N, Mousavizade SM, Ezatpour HR. Achieving special mechanical properties with considering dwell time of AA5052 sheets welded by a simple novel friction stir spot welding. *Marine Structures*. 2019;65:197-214. <http://dx.doi.org/10.1016/j.marstruc.2019.01.010>.
- [4] Sun Y, Fujii H, Zhu S, Guan S. Flat friction stir spot welding of three 6061-T6 aluminum sheets. *Journal of Materials Processing Technology*. 2019;264:414-421. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.09.031>.
- [5] Silva-Magalhães A, De Backer J, Martin J, Bolmsjö G. In-situ temperature measurement in friction stir welding of thick section aluminium alloys. *Journal of Manufacturing Processes*. 2019;39:12-17. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.02.001>.
- [6] Chu Q, Yang XW, Li WY, Vairis A, Wang WB. Numerical analysis of material flow in the probeless friction stir spot welding based on Coupled Eulerian-Lagrangian approach. *Journal of Manufacturing Processes*. 2018;36:181-187. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.10.013>.
- [7] Jedrasiak P, Shercliff HR. Small strain finite element modelling of friction stir spot welding of Al and Mg alloys. *Journal of Materials Processing Technology*. 2019;263:207-222. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.07.031>.
- [8] Kuykendall KL. 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 [doctor dissertation]. USA: Brigham Young University; 2011.
- [9] D'Urso G, Giardini C. FEM model for the thermo-mechanical characterization of friction stir spot welded joints. *International Journal of Material Forming*. 2015;9(2):149-160. <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-015-1218-y>.
- [10] Mandal S, Rice J, Elmustafa A. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 2008;203(1-3):411-419. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.10.067>.
- [11] Zhang B, Chen X, Pan K, Li M, Wang J. Thermo-mechanical simulation using microstructure-based modeling of friction stir spot welded AA 6061-T6. *Journal of Manufacturing Processes*. 2019;37:71-81. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.11.010>.
- [12] Li Z, Yue Y, Ji S, Peng C, Wang L. Optimal design of thread geometry and its performance in friction stir spot welding. *Materials & Design*. 2016;94:368-376. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2016.01.081>.
- [13] Sun Z, Wu CS, Kumar S. Determination of heat generation by correlating the interfacial friction stress with temperature in friction stir welding. *Journal of Manufacturing Processes*. 2018;31:801-811. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.01.010>.
- [14] Miles M, Karki U, Hovanski Y. Temperature and material flow prediction in friction stir spot welding of advanced high-strength steel. *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society (TMS)*. 2014;66(10):2130-2136.
- [15] Guerdoux S. Numerical simulation of the friction stir welding process using both lagrangian and arbitrary lagrangian eulerian formulations. *AIP Conference Proceedings*. 2004;712:1259-1264. <http://dx.doi.org/10.1063/1.1766702>.
- [16] Reilly A, Shercliff HR, Chen Y, Prangnell PB. Modelling and visualisation of material flow in friction stir spot welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 2015;225:473-484. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.06.021>.
- [17] Janoske U, Bürger M, Geiger T. Modelling of friction stir welding processes with a coupled immersed boundary/volume of fluid-approach. *Progress in Computational Fluid Dynamics*. 2019;19(1):55-62. <http://dx.doi.org/10.1504/PCFD.2019.097602>.
- [18] Carr GE, Santiago DA, Lombera GA, Urquiza SA. Modelado numérico del proceso de soldadura de punto por fricción y sus aplicaciones a la industria naval. *Mecánica Computacional*. 2017;XXXV:109-121.
- [19] Santiago D, Urquiza S, Lombera G, Vedia LA. 3d modeling of material flow and temperature in friction stir welding. *Soldagem & Inspeção*. 2017;14(3):248-256. <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242009000300008>.
- [20] Urquiza SA, Venere MJ. An application framework architecture for FEM and other related solvers. *Mecánica Computacional*. 2001;11:3099-3109.
- [21] Hirasawa S, Badarinarayan H, Okamoto K, Tomimura T, Kawanami T. Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. *Journal of Materials Processing Technology*. 2010;210(11):1455-1463. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.04.003>.
- [22] Andrade DG, Leitão C, Dialami N, Chiumenti M, Rodrigues DM. Analysis of contact conditions and its influence on strain rate and temperature in friction stir welding. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2021;191:106095.
- [23] Nandan R, Roy GG, Debroy T. Numerical simulation of three-dimensional heat transfer and plastic flow during friction stir welding. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2006;37(4):1247-1259. <http://dx.doi.org/10.1007/s11661-006-1076-9>.
- [24] Hodowany J, Ravichandran G, Rosakis AJ, Rosakis P. Partition of plastic work into heat and stored energy in metals. *Experimental Mechanics*. 2000;40(2):113-123.
- [25] Kang JH, Lee KO, Kang SS. Heat transfer coefficient for F.E. analysis in the warm forging process. *Journal of Achievements of Materials and Manufacturing Engineering*. 2006;20(1-2):367-370.
- [26] Geuzaine C, Remacle J-F. Gmsh: A 3-D finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. 2009;79(11):1309-1331. <http://dx.doi.org/10.1002/nme.2579>.

- [27] Van Rossum G. Python tutorial. 1995-2018 [acesso em 29 abr. 2021]. Disponível em: <http://www.python.org>
- [28] Debian. Debian operative system. 1997-2017 [acesso em 29 abr. 2021]. Disponível em: <http://www.debian.org>
- [29] European Committee for Standardization – CEN. European Standard EN 573-3: Aluminium and aluminium alloys - Chemical composition and form of wrought products, Part 3: Chemical composition and form of products. Brussels: CEN; 2013.
- [30]den Bakker AJ. Weld seams in aluminium alloy extrusions: microstructure and properties [doctor thesis]. Delft: Delft University of Technology; 2016. <https://doi.org/10.4233/uuid:a9432862-4793-45d7-ade4-2e266e3e6b9f>.