

MODELOS PARA FORÇAS DE SOLDAGEM E AXIAL NA SOLDAGEM ATRITO-MISTURA (FSW)

Caroline Terra

Jose Luis L. Silveira

Karen J. Quintana

Departamento de Engenharia Mecânica, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Cidade Universitária, Ilha do Fundão, Centro de Tecnologia, Bloco G, Sala 204, Rio de Janeiro, RJ, Brazil CEP 21941-972.

carolineterra@mecanica.coppe.ufrj.br, jluis@mecanica.ufrj.br, kjq.cuellar@mecanica.coppe.ufrj.br

Resumo: A soldagem por atrito-mistura (FSW, na sigla em inglês para friction stir welding) é um processo de soldagem em estado sólido, amplamente utilizado na indústria, para união de materiais de baixa soldabilidade, como o alumínio e o cobre. Um dos maiores problemas no dimensionamento do processo FSW, em aplicações industriais, é a limitação da carga máxima, a qual pode danificar os equipamentos e as peças a serem soldadas, no entanto, o desenvolvimento de modelos de forças de fácil aplicação industrial tem recebido pouca atenção. O objetivo deste trabalho é apresentar modelos eficazes de forças com simples implementação na indústria, capazes de auxiliar no planejamento e automação do processo. Para isto, modelos para força de soldagem e força axial para FSW são apresentados utilizando diferentes metodologias. A força de soldagem, para uma ferramenta com seção transversal quadrada, é modelada em função das velocidades de rotação e de avanço e do ângulo instantâneo de rotação, e o modelo inclui o conceito de uma força específica, baseado na mecânica do corte ortogonal, para descrever a relação entre a força e a área do material deformado. A força axial máxima é obtida a partir da tensão axial, definida através de uma análise das tensões do processo FSW desenvolvida usando o método dos blocos. As equações diferenciais para o problema são obtidas através do equilíbrio de forças e do critério de escoamento de Tresca, considerando ainda a lei de atrito de Siebel, e resolvidas para determinar o estado de tensão. Medições experimentais das forças são realizadas considerando diferentes velocidades de rotação e de avanço, e as forças medidas com um dinamômetro Kistler, tipo 9272, são utilizadas para calibrar e validar os modelos. Os resultados mostram boa concordância entre os modelos desenvolvidos e os dados experimentais. A variação da força de soldagem apresentou um coeficiente de correlação de 0,9944, entre os valores modelados e medidos experimentalmente, e a força axial máxima modelada apresentou um erro percentual de 8,76% em relação ao resultado experimental.

Palavras-chave: Friction stir welding; Força axial; Força de soldagem; Modelagem mecânica;

1. INTRODUÇÃO

A soldagem por atrito-mistura, ou Friction Stir Welding (FSW), é um processo de união em estado sólido, criado em 1991 pelo The Welding Institute (TWI) (Thomas, 1991), amplamente aplicado nas indústrias automotiva, ferroviária, marítima e aeroespacial (Gite, 2019). Os materiais soldados por atrito-mistura apresentam melhores propriedades mecânicas na junta quando comparados com o material de base devido à geração de grãos recristalizados finos e equiaxiais (Mishra, 2005). É um método seguro e econômico que permite a união de materiais de baixa soldabilidade, ou seja, materiais que apresentam uma fraca microestrutura de solidificação, porosidade na zona de fusão e perda de propriedades mecânicas em processos convencionais de soldagem por fusão (Nandan, 2008), (Jacquin, 2021).

A qualidade da junta é afetada por diversos parâmetros incluindo geometria da ferramenta, velocidade de rotação e de soldagem, profundidade de penetração da ferramenta e material de base. Além disso, esses parâmetros afetam as variáveis de monitoramento como forças, torque e temperatura que ocorrem durante o processo (Balasubramanian, 2009), (D'Orazio, 2019).

Durante a rotação da ferramenta de FSW dentro da peça, um sistema de três forças é gerado: força axial, força de soldagem e força transversal. A força axial tende a levantar a ferramenta. A força de soldagem é o resultado do avanço da ferramenta ao longo da junta de solda. A combinação da rotação da ferramenta e do movimento de soldagem resulta em um campo de escoamento assimétrico em torno da ferramenta, este campo de fluxo gera uma força transversal na ferramenta na direção perpendicular àquela do movimento linear (Rai, 2011).

Nos últimos anos, alguns pesquisadores desenvolveram modelos de força considerando diferentes parâmetros de soldagem. Quintana et al. (2018), com base em análises experimentais, estudaram a influência do pino e do ombro na força axial para várias combinações de geometria de ferramenta e velocidades de rotação, penetração e soldagem. Os autores modelaram as forças axiais e de soldagem e utilizaram a metodologia do problema inverso para a estimativa dos parâmetros do modelo. Su et al. (2019) estimaram a força de soldagem para diferentes perfis de pinos considerando uma razão modificada da zona de deformação plástica, obtida por modelagem. Os resultados indicaram que a força de

soldagem diminuiu exponencialmente com o aumento da razão modificada. Shrivastava et al. (2015) criaram um modelo de força de descontinuidade com base no fluxo em torno de uma ferramenta FSW e concluíram que a geometria da ferramenta afeta a dinâmica da força em uma solda com descontinuidades. Trimble et al. (2012) investigaram as forças na ferramenta experimentalmente usando um dinamômetro rotativo. Os autores desenvolveram um modelo de elementos finitos e relacionaram as temperaturas experimentais e as forças da ferramenta com as forças estimadas para diversos parâmetros de soldagem e prováveis regiões de falha. D'Orazio et al. (2019) desenvolveram um modelo empírico multivariável para a previsão da força axial que ocorre durante a soldagem por atrito-mistura de uma liga de magnésio AZ31 baseada em uma rede neural artificial.

Considerações importantes sobre as forças durante a FSW são descritas na literatura, reforçando a relevância deste estudo. Astarita et al. (2014) correlacionaram as forças medidas e a extensão da zona termicamente afetada. Rose et al. (2011) relacionaram o efeito da força axial na microestrutura com as propriedades mecânicas da FSW. Güleriyüz (2020) analisou os parâmetros da FSW e concluiu que a força axial tem grande influência na dureza das juntas de aço carbono ferrítico. Crawford et al. (2006) examinaram as forças e torques durante a FSW com uma análise de defeitos mecânicos devido à variação dos parâmetros do processo. Su et al. (2013) realizaram medições em tempo real das forças transversais e axiais e do torque da ferramenta observando o torque de saída dos servo-motores da máquina de solda por atrito e mistura. Yan et al. (2007) observaram a relação entre a periodicidade na variação das forças axial e de soldagem e a estrutura metalúrgica, concluindo que a formação de estruturas em faixas em juntas FSW está associada à variação periódica dos parâmetros de soldagem.

Vários pesquisadores estudaram a força axial em FSW devido à sua importância fundamental no projeto de ferramentas, planejamento de processos e automação. Srichok et al. (2020) desenvolveram um algoritmo para determinar a força axial ótima e outros parâmetros, a fim de maximizar a resistência à tração final, usando o método da superfície de resposta e o algoritmo de evolução diferencial modificado. Zlatanovic et al. (2020) projetaram uma ferramenta convexa sem pino para soldagem por atrito mistura por ponto (FSSW) e, por meio do torque experimental e força axial, obtiveram a medida local média das tensões axiais e normais e o coeficiente de atrito na área de contato.

O presente artigo apresenta um modelo de força de soldagem desenvolvido para ferramentas de perfil quadrado, descreve as tensões normais do processo FSW e, a partir da tensão axial, estima a força axial. Para este objetivo, diferentes metodologias são utilizadas para modelar a força no plano normal ao eixo e a força na direção axial. Inicialmente, modelos mecânicos para as forças radial, tangencial, e de soldagem são desenvolvidos. Os modelos incluem a oscilação das forças no tempo, bem como seus valores médios durante a fase de soldagem. Baseado na mecânica de corte ortogonal, os modelos incluem uma força específica para descrever a relação entre as forças e a área do material deformado. Na sequência, o estado de tensão do processo é descrito pelo método dos blocos considerando o modelo de atrito de Siebel e, a partir da tensão axial, a força axial é calculada. Experimentos são realizados usando uma ferramenta com pino de perfil quadrado combinando diferentes velocidades de rotação e soldagem, e as forças são medidas usando um dinamômetro piezoelétrico. Os resultados são usados como dados de entrada para a calibração dos coeficientes e validação dos modelos de forças de soldagem e axial.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1. Força de soldagem

Durante a fase de soldagem em um processo FSW, a força de soldagem (F_x), na direção de soldagem, e a força transversal (F_y), perpendicular a direção de soldagem, estão em um referencial (X, Y) que translada na direção do avanço da ferramenta (Figura 1). No entanto, a ferramenta gira e a aresta da ferramenta se desloca em um caminho cicloidal, aproximado por uma circunferência devido à alta velocidade de rotação. A força tangencial (F_t) e a força radial (F_r) são descritas em um segundo referencial (X' , Y'), fixado na aresta da ferramenta, o qual gira com a velocidade de rotação da ferramenta.

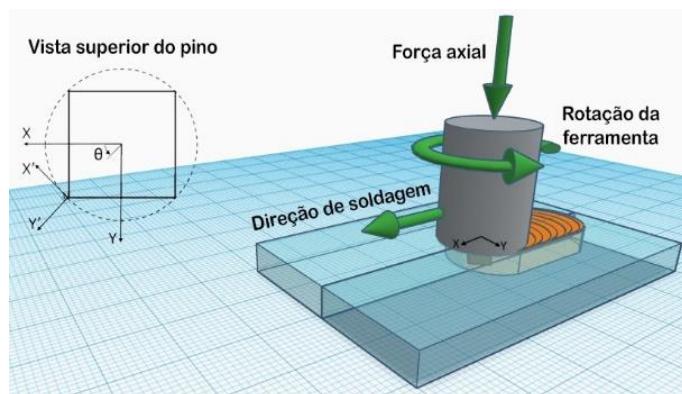


Figura 1. Desenho esquemático: sistemas de referência.

O processo é dividido em duas regiões: o cisalhamento do material, que ocorre em frente à ferramenta rotativa, e a extrusão do material, atrás da ferramenta. As forças que atuam à frente da são maiores do que as forças que atuam na parte de trás da ferramenta. A força de soldagem e a força transversal devem oscilar em função do tempo, com um valor médio não nulo na direção positiva de X e Y, respectivamente.

O número de arestas que atuam simultaneamente nas regiões de cisalhamento ou de extrusão depende do número de arestas da ferramenta. O espaço angular da aresta (θ_s) é a distância angular entre arestas vizinhas e é dado por:

$$\theta_s = \frac{2\pi}{Z} \quad (1)$$

onde Z é o número de arestas no pino da ferramenta.

Para cada aresta, a posição angular θ_j , para $j = 1 \dots Z$, é:

$$\theta_j(\theta) = (j - 1)\theta_s + \theta \quad (2)$$

onde θ é o ângulo instantâneo de rotação, obtido a partir velocidade angular (ω) da ferramenta ($\theta = \omega t$). O tempo t é calculado pela soma dos incrementos de tempo dt durante a aquisição de dados dos sinais de força e é relacionado à taxa de amostragem. O ângulo θ está associado à posição da aresta $j = 1$.

A força tangencial (F_t) gerada pela aresta j é dada por:

$$F_{tj} = k_t p_d f_e \sin(\theta_j - \varphi) + F_{mt} \quad (3)$$

Da mesma forma, a força radial (F_r), ortogonal a F_t , é dada por:

$$F_{rj} = k_r p_d f_e \cos(\theta_j - \varphi) + F_{mr} \quad (4)$$

onde p_d é a profundidade de penetração (mm), f_e é o avanço por rotação por aresta (mm/rev-aresta) e φ é um ângulo de defasagem que indica a posição angular na qual a força F_r atinge o valor máximo. As constantes k_t e k_r são as forças específicas tangencial e radial (N/mm²), e as forças F_{mt} e F_{mr} (N) caracterizam os valores médios de $F_t(\theta)$ e $F_r(\theta)$, respectivamente. As forças F_{mt} e F_{mr} , assumidas como constantes para um par ferramenta-material de trabalho, são determinadas a partir de testes FSW e correspondem: ao atrito entre o ombro da ferramenta e o material de base, à compressão do material de base à frente da ferramenta, e a força de cisalhamento.

As forças tangencial e radial de cada aresta são produzidas durante a rotação da ferramenta devido ao cisalhamento e extrusão do material. A parcela da força de soldagem (F_x) para cada aresta é obtida pela decomposição das forças F_{tj} e F_{rj} no referencial inercial.

$$F_{xj}(\theta) = F_{tj} \sin(\theta_j) + F_{rj} \cos(\theta_j) \quad (5)$$

Assim, a força de soldagem total $F_{xj}(\theta)$ do processo FSW é dada pela soma das contribuições de cada aresta da seguinte forma:

$$F_x(\theta) = \sum_{j=1}^Z F_{xj}(\theta) \quad (6)$$

As forças específicas tangencial e radial, k_t e k_r , são modeladas com base na mecânica de corte ortogonal, proposta por Merchant (1945). Os valores de k_t e k_r são considerados constantes e são calculados no instante em que um maior volume do material de base é deformado, ou seja, quando o incremento de avanço é igual ao avanço por rotação f_e . A profundidade de penetração da ferramenta é mantida constante na fase de soldagem. De acordo com Merchant (1945), a força resultante R pode estar relacionada às forças de cisalhamento e normal, F_s e F_N , ou à força de atrito F e a força normal à superfície de saída N . Além disso, a força resultante R pode ser relacionada às forças tangencial e radial, F_t e F_r , entretanto, neste trabalho, apenas as forças tangencial e radial que estão relacionadas à componente variável das forças são modeladas usando as forças específicas tangencial e radial, k_t e k_r . Portanto, os valores de F_{mt} e F_{mr} são subtraídos das forças tangencial e radial, F_t e F_r , e a diferença é denominada F_{at} e F_{ar} , respectivamente.

As forças específicas tangencial e radial, k_t e k_r , são dadas por (Merchant, 1945):

$$k_t = \frac{\tau \cos(\beta - \alpha)}{\sin \Phi \cos(\Phi + \beta - \alpha)} \quad (7)$$

$$k_r = \frac{\tau \sin(\beta - \alpha)}{\sin \Phi \cos(\Phi + \beta - \alpha)} \quad (8)$$

onde τ é a tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento, α é o ângulo de inclinação da ferramenta e Φ é o ângulo de cisalhamento. O ângulo β é o ângulo entre a normal à superfície de saída e a força resultante R , definido como ângulo de atrito (Merchant, 1945).

2.2. Força axial

A Figura 2 mostra um desenho esquemático do processo FSW na fase de penetração, antes de a ferramenta transladar na direção da solda e, em destaque, um pequeno elemento com espessura dr , altura h e ângulo $d\theta$, onde são apresentadas as tensões normais e tangenciais atuantes no elemento, além da componente $\rho r \omega^2 dr$ relativa à força centrífuga gerada devido a rotação da ferramenta.

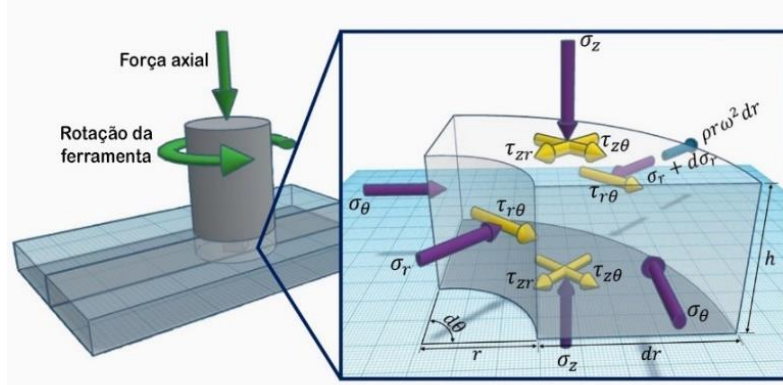


Figura 2. Desenho esquemático do processo FSW e um pequeno elemento 3D em detalhe

No desenvolvimento do modelo de tensões do processo FSW utilizando o método dos blocos, as seguintes premissas gerais são empregadas: (1) A ferramenta FSW é rígida, (2) O material da peça é perfeitamente plástico, e (3) A simetria axial é considerada e a condição exata $\sigma_r = \sigma_\theta$ no centro da ferramenta, em $r = 0$, é estendida para todo r .

Assumindo que as tensões variam predominantemente na direção radial, o equilíbrio das forças é realizado no elemento na direção r da seguinte forma:

$$\sigma_r h r d\theta + \rho r^2 \omega^2 h d r d\theta + 2\sigma_\theta h d r \sin \frac{d\theta}{2} - 2\tau_{zr} r d r d\theta - (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr) h d\theta = 0 \quad (9)$$

onde ρ é a densidade do material e ω é a velocidade angular da ferramenta que gera uma força centrífuga no bloco.

Apesar de o método basear-se num estado de tensões simplificado, devido as premissas aplicadas, os resultados obtidos com sua aplicação constituem uma aproximação razoável para a solução do problema, sendo esta uma ferramenta particularmente útil para a análise da influência que as alterações nos parâmetros do processo exercem sobre os esforços atuantes (Helman, 2005).

Supondo que $\sin \frac{d\theta}{2} \approx \frac{d\theta}{2}$ para ângulos pequenos, e $\sigma_\theta = \sigma_r$ como anteriormente discutido, Eq. (9) torna-se:

$$\sigma_r h r d\theta + \rho r^2 \omega^2 h d r d\theta + 2\sigma_\theta h d r \sin \frac{d\theta}{2} - 2\tau_{zr} r d r d\theta - (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr) h d\theta = 0 \quad (10)$$

A Eq. (10) pode ser simplificada eliminando $d\theta$ e ignorando os termos infinitesimais de ordem superior:

$$d\sigma_r = \rho r \omega^2 dr - \frac{2\tau_{zr}}{h} dr \quad (11)$$

As tensões de cisalhamento são negligenciadas para simplificação, uma vez que tais tensões apresentam valores menores que as demais tensões e não influenciam no critério de plastificação neste caso, assim, as tensões σ_r , σ_θ e σ_z são consideradas as tensões principais. O critério de escoamento de Mises pode ser escrito em termos das tensões principais como:

$$\frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2]^{1/2} = \sigma_Y \quad (12)$$

onde σ_Y é o limite de escoamento do material.

Assumindo $\sigma_r = \sigma_\theta$ e aproximando o limite de escoamento σ_Y por $2k$, onde k é a tensão de escoamento por cisalhamento, a Eq. (12) é simplificada para Eq. (13) e coincide com o critério de escoamento de Tresca:

$$\sigma_z - \sigma_r = 2k \quad (13)$$

Por consistência com a Eq. (13), os incrementos de σ_z são iguais aos incrementos de σ_r , assim, a Eq. (11) pode ser reescrita como:

$$d\sigma_z = \rho r \omega^2 dr - \frac{2\tau_{zr}}{h} dr \quad (14)$$

Para descrever a tensão de cisalhamento τ_{zr} , a hipótese analisada é a lei de Siebel, que considera uma aderência na interface e descreve a tensão de cisalhamento como:

$$\tau_{zr} = mk \quad (15)$$

onde m é denominado fator de atrito constante e é considerado igual a 1,0 devido à alta velocidade de rotação da ferramenta e à elevada temperatura que limpam a superfície de contato, assim, é assumido que a tensão de cisalhamento τ_{zr} é igual a tensão de cisalhamento por escoamento k .

Substituindo a Eq. (15) na Eq. (14), a equação diferencial torna-se:

$$\frac{d\sigma_z}{dr} + \frac{2k}{h} = \rho r \omega^2 \quad (16)$$

A seguir, duas zonas para análise da tensão axial σ_z são consideradas: a zona cilíndrica abaixo do ombro da ferramenta (entre o raio do pino r_i e o raio do ombro da ferramenta r_e) e a zona cilíndrica abaixo da base do pino da ferramenta. Para a zona abaixo do ombro da ferramenta, a superfície onde r é igual ao raio do ombro da ferramenta r_e é o limite entre a região deformada plasticamente e o material de base; portanto, assume-se que a tensão radial σ_r é igual à tensão de escoamento σ_y do material nesta superfície e é usado $\sigma_y = 2k$. A altura h do elemento nesta zona é considerada igual à altura do pino da ferramenta h_p . Aplicando a condição de contorno na Eq. (13), obtém-se que $\sigma_z = \sigma_y + 2k$ em $r = r_e$.

A solução da Eq. (16) para a zona abaixo do ombro da ferramenta, dada a condição de contorno em $r = r_e$, fornece a expressão para a tensão axial σ_z da seguinte forma:

$$\sigma_z = \frac{\rho \omega^2 r^2}{2} - \frac{2kr}{h_p} - \frac{\rho \omega^2 r_e^2}{2} + \frac{2kr_e}{h_p} + 4k \quad (17)$$

Para a zona abaixo do pino da ferramenta, a mesma condição limite, $\sigma_z = \sigma_y + 2k$, é assumida em $r = r_i$. Neste estudo, a altura h do elemento nesta zona é igual à altura restante da chapa, h_b . Para a zona abaixo do pino da ferramenta, com $0 \leq r \leq r_i$, e condição de contorno $\sigma_r = \sigma_y$ em $r = r_i$, a tensão axial σ_z considerando a lei de Siebel é dada por:

$$\sigma_z = \frac{\rho \omega^2 r^2}{2} - \frac{2kr}{h_b} - \frac{\rho \omega^2 r_i^2}{2} + \frac{2kr_i}{h_b} + 4k \quad (18)$$

A partir do modelo de tensão axial propostos é possível estimar a força axial F_z à qual a região soldada está sujeita integrando a variação da tensão axial em relação à área, obtendo-se a seguinte equação:

$$F_z = \left[\frac{\rho \omega^2}{8} (-2r_i^4 + 2r_e^2 r_i^2 - r_e^4) + \frac{kr_i^3}{3h_b} + \frac{k}{h_p} \left(\frac{2r_i^3}{3} - r_i^2 r_e + \frac{r_e^3}{3} \right) + 2kr_e^2 \right] 2\pi \quad (19)$$

2.3. Procedimento experimental

Chapas de liga de alumínio de 5052-H34, com espessura de 5 mm, foram soldadas por FSW em uma CNC Polaris V400, adaptada para o procedimento de soldagem. Um dinamômetro Kistler tipo 9272 foi usado para medir as forças durante o procedimento de soldagem, e um amplificador de carga multicanal Kistler 5070 foi usado para realizar o condicionamento de sinal. O conversor A/D da National Instruments e o software LabVIEW foram usados para aquisição os sinais. Uma ferramenta de pino com perfil quadrado foi usada para produzir a solda no material. A diagonal de pino da ferramenta tem 5 mm, o comprimento do pino tem 3,9 mm, e o diâmetro do ombro tem 15 mm. A ferramenta é feita de aço H13, tratada termicamente, com uma dureza média de 45 HRC. Neste procedimento experimental, velocidades de rotação da ferramenta (N) de 600, 900, 1200 e 1500 rpm e velocidades de soldagem de ferramenta (v) de 100 e 200 mm/min foram usadas. Em todos os experimentos foi mantida uma velocidade de penetração constante de 8 mm/min.

3. RESULTADOS

3.1. Força de soldagem

A hipótese de forças tangenciais e radiais médias constantes, F_{mt} e F_{mr} , nas Eqs. (3) e (4), é verificada a partir dos resultados experimentais, como mostrado na Figura 3a. A Figura 3b mostra o valor máximo da força radial em cada experimento e sua posição angular em coordenadas polares. A posição angular da força radial ajuda a compreender a relação entre as forças de soldagem e transversal. Como observado, o ângulo de defasagem é de aproximadamente 0,785 rad (45°) para todos os experimentos, o que confirma a hipótese adotada nas Eqs. (3) e (4). A exceção é o ensaio realizado com velocidade de soldagem de 100 mm/min e velocidade de rotação de 1500 rpm que apresentou uma posição angular ϕ de 1,038 rad (59,47°).

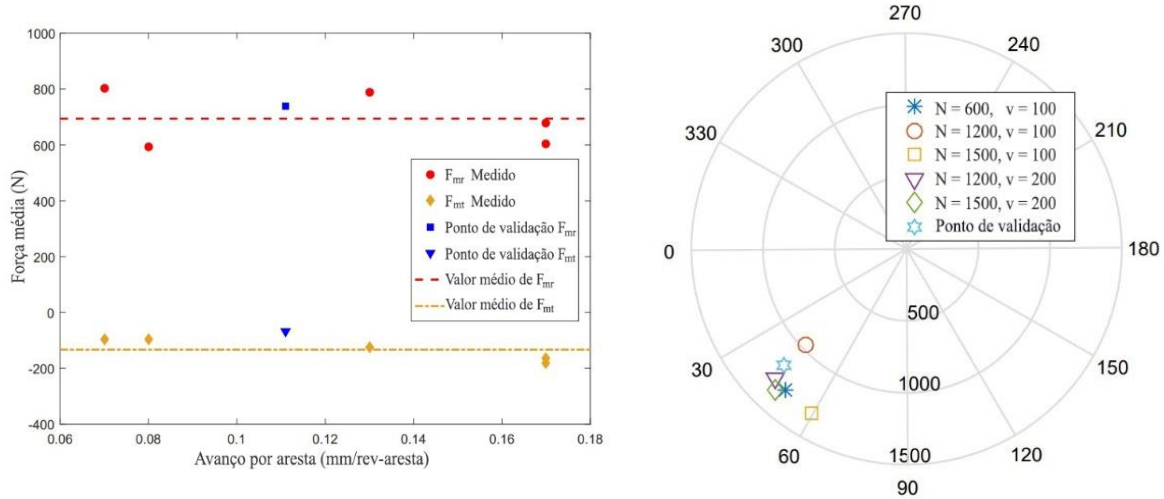


Figura 3. a) Valores de força radial média (F_{mr}) e força tangencial média (F_{mt}) em função do avanço por rotação (f_e). b) Valores máximos das forças radiais (em N) para cada ensaio e suas posições angulares em coordenadas polares. Velocidade de rotação (N) em rpm e velocidade de soldagem (v) em mm/min

Para comparação com os modelos, um intervalo de 10 revoluções é selecionado na região de estado estacionário da fase de soldagem para cada experimento, logo após o período transiente. A Figura 4a mostra o comportamento das forças do processo em função do ângulo instantâneo de rotação θ para o experimento realizado a uma velocidade de rotação de 600 rpm e uma velocidade de soldagem de 100 mm/min. Uma comparação é feita entre as forças tangencial e radial medidas com as forças $F_t(\theta)$ e $F_r(\theta)$ calculadas a partir dos modelos, Eqs. (3) e (4), e entre as forças de soldagem $F_x(\theta)$ medida e prevista por meio da Eq. (6), (Fig. 4a). O sinal de força apresenta uma oscilação periódica suave produzida pela rotação da aresta que realiza a deformação plástica do material durante a soldagem por atrito mistura. O sinal mostra uma forma de onda senoidal, com um ângulo de fase de $\pi/2$ rad entre $F_t(\theta)$ e $F_r(\theta)$. O sinal de $F_x(\theta)$ é defasado de $F_y(\theta)$ em $\pi/2$ rad.

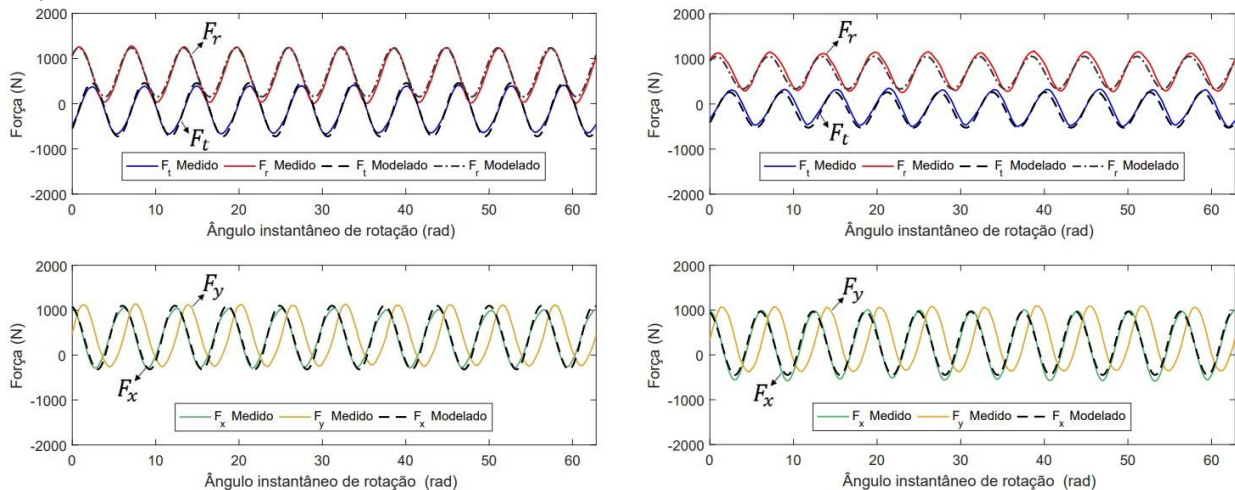


Figura 4. a) Comparação entre as forças medidas e modeladas. Experimento realizado com uma velocidade de soldagem de 100 mm/min e velocidade de rotação de 600 rpm. b) Validação dos modelos. Experimento realizado com velocidade de soldagem de 100 mm/min e velocidade de rotação de 900 rpm

O coeficiente de correlação R para as 10 revoluções foi calculado para avaliar a resposta do modelo por meio do software MATLAB®. O coeficiente de correlação varia de -1 a 1 e mede a correlação linear entre duas variáveis. A capacidade preditiva do modelo proposto é confirmada pelos elevados valores dos coeficientes de correlação (Tabela 1). O menor valor R calculado é 0,9737 para o experimento realizado com $v = 100$ mm/min e $N = 1200$ rpm.

Para validar os modelos propostos, um ponto experimental adicional é usado. As forças radial, tangencial, de soldagem são calculadas para uma velocidade de rotação de 900 rpm e uma velocidade de soldagem de 100 mm/min usando os modelos propostos e os parâmetros estimados.

Tabela 1. Coeficiente de correlação R entre forças experimentais tangencial, radial e de soldagem e as forças calculadas pelo modelo

Velocidade de soldagem (mm/min)	Velocidade de rotação (rpm)	Coeficiente de correlação		
		$F_t(\theta)$	$F_r(\theta)$	$F_x(\theta)$
100	600	0,9974	0,9974	0,9929
	1200	0,9892	0,9737	0,9945
	1500	0,9828	0,9745	0,9745
200	1200	0,9952	0,9872	0,9972
	1500	0,9927	0,9946	0,9973

A figura 4b apresenta uma comparação entre os resultados e os dados experimentais. Os coeficientes de correlação são $R = 0,9839$, $0,9688$ e $0,9958$ para as forças tangencial, radial, de soldagem, respectivamente, o que valida os modelos. Além disso, os pontos de validação mostrados em Figuras 3a e 3b confirmam a capacidade preditiva dos modelos propostos.

3.2. Força axial

A ferramenta tem pino de perfil de quadrado e, em uma condição dinâmica, a aresta percorre uma trajetória circular, portanto, o raio r_i é igual à metade da diagonal do pino. A Figura 5a mostra a tensão axial σ_z estimada pelo modelo proposto através Eq. (17) para a zona abaixo do ombro da ferramenta e Eq. (18) para a zona abaixo do pino da ferramenta. A tensão normal σ_r é obtida pela Eq. (13), e $\sigma_r = \sigma_\theta$ é assumido, conforme discutido na hipótese simplificadora número 3.

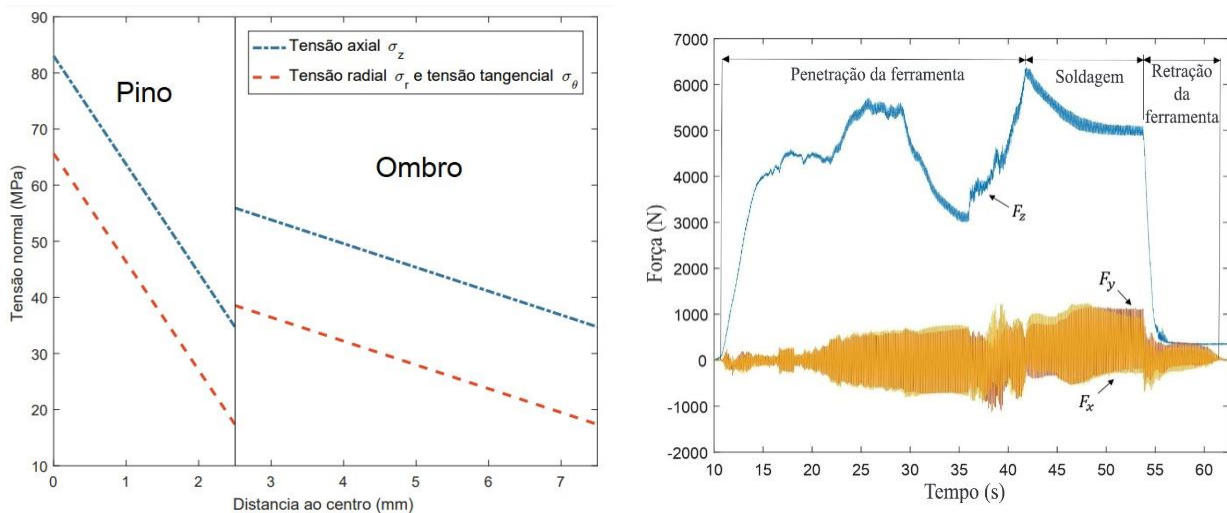


Figura 5. a) Modelos propostos para as tensões axial σ_z , radial σ_r e circunferencial σ_θ em função da distância ao centro, r , para uma velocidade de rotação de 600 rpm. b) Forças medidas no processo FSW com velocidade de rotação da ferramenta de 600 rpm, velocidade de penetração de 8 mm/min e velocidade de soldagem de 100 mm/min

A variação das tensões normais no modelo proposto é maior abaixo do pino da ferramenta devido à menor altura do material deformado nesta zona.

A força axial é um parâmetro crítico no processo FSW, com magnitudes elevadas, o que torna o conhecimento da força axial essencial no planejamento do processo. A Figura 5b mostra o sinal experimental obtido no ensaio com velocidade de rotação de 600 rpm, observa-se que o maior valor da força axial ocorre no final da fase de penetração quando a profundidade de penetração é igual à altura do pino da ferramenta.

A Tabela 2 apresenta os valores estimados para a força axial por meio da Eq. (19), os resultados experimentais e os erros percentuais do modelo proposto. O resultado gerado é uma aproximação devido às premissas simplificadoras do método, entretanto, os valores estimados da força axial mostram boa concordância com os resultados experimentais, com erro percentual médio de 8,76%. A Tabela 3 apresenta o ponto de validação, o qual confirma a acurácia do modelo com erro percentual de 0,24%.

Tabela 2. Forças axiais medidas e modeladas e erros percentuais

Velocidade angular ω (rad/s)	Força axial F_z experimental (N)	Força axial F_z modelada (N)	Erro percentual (%)
62,83	6147,61	7843,80	21,62
94,25	6904,92	6745,37	2,37
125,66	5815,27	6037,79	3,69
157,08	5935,77	5528,16	7,37
Valor médio			8,76

Tabela 3. Ponto de validação

Velocidade angular ω (rad/s)	Força axial F_z experimental (N)	Força axial F_z modelada (N)	Erro percentual (%)
94,25	6761,22	6745,37	0,24

A Tabela 4 mostra uma comparação das forças axiais experimentais relatadas na literatura com os resultados obtidos por meio do modelo usando a lei de Siebel, Eq. (19). O software GetData Graph Digitizer é utilizado para estimar a força axial máxima no final da fase de penetração a partir dos gráficos fornecidos pelos autores. O modelo apresentado apresenta um baixo erro percentual médio e, por sua simplicidade, pode ser utilizado no planejamento de processos industriais com maior facilidade e eficiência.

Tabela 4. Comparação com resultados da literatura.

Autor	Geometria da ferramenta	Material de base	Força axial F_z experimental (N)	Força axial F_z modelada (N)	Erro percentual (%)
Atharifar et al. (2009)	Cilíndrico com rosca	AA6061-T6	18500	17024	8,67
Su et al. (2013)	Cônico com rosca	AA2024-T4	13400	13311	0,67
Trimble et al. (2012)	Cilíndrico liso	AA2024-T3	21900	26772	18,20
Nourani et al. (2015)	Mx-Triflute™	AA6061	12000	9081	32,15
Valor médio					14,92

3. CONCLUSÕES

Inicialmente, modelos mecânicos para as forças transversal e de soldagem são desenvolvidos para uma ferramenta de perfil quadrado. As seguintes conclusões podem ser extraídas dos resultados experimentais e dos modelos propostos:

1) As forças tangencial e radial são consideradas proporcionais à área da seção transversal do material movido. As constantes de proporcionalidade, denominadas forças específicas, são modeladas com base na análise da mecânica do corte ortogonal, proposta por Merchant. Os modelos assumem forças constantes adicionais representadas pelas forças radial e tangencial médias. Nos resultados experimentais, as forças radial e tangencial médias não apresentaram variação significativa com as diferentes velocidades de rotação e de soldagem da ferramenta, o que confirma os modelos.

2) Em todos os experimentos, para os parâmetros selecionados e geometria da ferramenta, a força radial máxima ocorreu aproximadamente na mesma posição angular, a saber, 45° da direção de soldagem. Além disso, as forças de soldagem e transversal médias apresentaram magnitudes semelhantes em cada teste realizado.

3) Os valores de R obtidos são superiores a 0,9828 para a força tangencial, a 0,9737 para a força radial e a 0,9944 para a força de soldagem, o que confirma a concordância entre os modelos e experimentos. Além disso, o ponto de validação forneceu coeficientes de correlação maiores que 0,9688.

Com relação aos modelos capazes de prever a distribuição normal de tensões nas superfícies de contato durante a FSW e ao modelo de força axial, a partir da análise realizada e da comparação dos resultados experimentais com os modelos propostos, obtêm-se as seguintes conclusões:

1) A suposição de que a tensão radial σ_r é igual à tensão de escoamento σ_Y do material na fronteira entre o material deformado plasticamente e o material de base produz uma boa aproximação para o modelo.

- 2) No modelo proposto, as tensões normais modeladas aumentam em direção ao centro da ferramenta.
- 3) O erro percentual médio entre a força axial experimental e a força axial modelada é de 8,76%, o que indica uma boa concordância entre o modelo e experimento. Além disso, o ponto de validação confirma a acurácia do modelo proposto.
- 4) O modelo proposto apresenta bons resultados quando aplicados a experimentos relatados na literatura.

4. AGRADECIMENTOS

Este estudo foi apoiado pela Fundação Carlos Chagas Filho de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro (FAPERJ), processo E-26/203.195/2022.

5. REFERÊNCIAS

- Astarita A., Squillace A., Carrino L., "Experimental Study of the Forces Acting on the Tool in the Friction-Stir Welding of AA 2024 T3 Sheets", *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 23, pp. 3754–3761, 2014.
- Atharifar H., Lin D., Kovacevic R., "Numerical and Experimental Investigations on the Loads Carried by the Tool During Friction Stir Welding", *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 18, pp. 339–350, 2009.
- Balasubramanian N., Gattu B., Mishra R.S., "Process forces during friction stir welding of aluminium alloys", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 14, pp. 141–145, 2009.
- Crawford R., Cook G.E., Strauss A.M., Hartman D.A., Stremmer M.A., "Experimental defect analysis and force prediction simulation of high weld pitch friction stir welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 11, pp. 657–665, 2006.
- D'Orazio A., Forcelllese A., Simoncini M., "Prediction of the vertical force during FSW of AZ31 magnesium alloy sheets using an artificial neural network-based model", *Neural Computing & Applications*, v. 31, pp. 7211–7226, 2019.
- Gite R.A., Loharkar P.K., Shimpi R., "Friction stir welding parameters and application: A review", *Materials Today: Proceedings*, v. 19, pp. 361–365, 2019.
- Güteryüz, "Relationship between FSW parameters and hardness of the ferritic steel joints: Modeling and optimization", *Vacuum*, v. 178, pp. 109449, 2020.
- Helman H., Cetlin P.R., "Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais", Artliber Editora Ltda, 2ª Edição, 2005.
- Jacquin D., Guillemot G., "A review of microstructural changes occurring during FSW in aluminium alloys and their modelling", *Journal of Materials Processing Technology*, v. 288, pp. 116706, 2021.
- Merchant, M., "Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip", *Journal of Applied Physics*, v. 16, pp. 267, 1945.
- Mishra R.S., Ma Z.Y., "Friction stir welding and processing", *Materials Science and Engineering R: Reports*, v. 50, pp. 1–78, 2005.
- Nandan R., Debroy T., Bhadeshia H.K.D.H., "Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties", *Progress in Materials Science*, v. 53, pp. 980–1023, 2008.
- Nourani M., M. A. Y. S., "On experimental optimization of friction stir welding of aluminum 6061: understanding processing-microstructure-property relations", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 79, pp. 1425–1441, 2015.
- Quintana K.J., Silveira J.L.L., "Analysis for the forces in FSW for aluminum alloy considering tool geometry and process velocities", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 40, pp. 229, 2018.
- Rai R., DE A., Bhadeshia H.K.D.H., Debroy T., "Review: friction stir welding tools", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 16, pp. 325–342, 2011.
- Rose A.R., Manisekar K., Balasubramanian V., "Effect of axial force on microstructure and tensile properties of friction stir welded AZ61A magnesium alloy", *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, v. 21, pp. 974–984, 2011.
- Shrivastava S.A., Pfeifferkorn F.E., Duffie N.A., et al. "Physics-based process model approach for detecting discontinuity during friction stir welding", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 79, pp. 605–14, 2015.
- Srichok T., Pitakaso R., Sethanan K., Sirirak W., Kwangmuang P., "Combined Response Surface Method and Modified Differential Evolution for Parameter Optimization of Friction Stir Welding", *Processes*, v. 8 (9), pp. 1080, 2020.
- Su H., W. C., "Determination of the traverse force in friction stir welding with different tool pin profiles", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 24, pp. 209–17, 2019.
- Su H., Wu C.S., Pittner A., Rethmeier M., "Simultaneous measurement of tool torque, traverse force and axial force in friction stir welding", *Journal of Manufacturing Processes*, v. 15, pp. 495–500, 2013.
- Thomas W.M., NICHOLAS E.D., et al. 9125978.8, 1991.
- Trimble D., Monaghan J., O'Donnell G.E., "Force generation during friction stir welding of AA2024-T3", *CIRP Annals Manufacturing Technology*, v. 61, pp. 9–12, 2012.
- Yan J.H., Sutton M.A., Reynolds A.P., "Processing and banding in AA2524 and AA2024 friction stir welding", *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 12, pp. 390–401, 2007.

Zlatanovic D.L., Balos S., Bergmann J.P., Köhler T., Grätzel M., Sidjanin L., Goel S., "An experimental study on lap joining of multiple sheets of aluminium alloy (AA 5754) using friction stir spot welding", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 107, pp. 3093–3107, 2020.

6. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.