

MODELO DUPLO-ELIPSOIDE ACOPLADO A VOLUMES FINITOS PARA SIMULAR A SOLDAGEM GMAW DO AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX SAF 2205

Darlene Souza da Silva Almeida ¹
Anderson Vergílio de Queiroz ¹
Carlos Roberto Xavier ^{2,3}
Célio de Jesus Marcelo ¹
José Adilson de Castro ¹
Elizabeth Mendes de Oliveira ⁴

Resumo

Este trabalho se propõe a apresentar um modelo numérico baseado no método de volumes finitos para previsão de temperaturas capaz de prever condições de soldagem e avaliar a sensibilidade dos parâmetros geométricos do modelo duplo-elipsóide utilizado para simular a fonte de calor. Para tal foram realizadas simulações numéricas do histórico térmico utilizando o modelo comparando com o monitoramento de temperaturas durante soldagem GMAW de uma chapa de aço inoxidável duplex 2205. Os resultados obtidos para os ciclos térmicos e distribuição de temperaturas atestaram a sua capacidade em prever o histórico térmico da chapa. Ciclos térmicos calculados com diferentes parâmetros geométricos mostraram a baixa sensibilidade do modelo a estes parâmetros, principalmente, em relação à taxa de resfriamento. Isto leva à conclusão de que pequenos erros na determinação destes parâmetros não acarretariam prejuízos na previsão de transformações dependentes do tempo como é o caso da formação de fase sigma, muito prejudicial para os aços duplex. **Palavras-chave:** Aços inoxidáveis duplex; Modelo duplo-elipsóide; Simulação; Soldagem.

DOUBLE ELLIPSOID MODEL COUPLATED WITH FINITE VOLUMES TO SIMULATE GMAW WELDING OF SAF 2205 DUPLEX STAINLESS STEEL

Abstract

This study aims to present a numerical model based on the finite volume method able to predict welding conditions and to evaluate the sensitivity of the geometric parameters of the double-ellipsoid model used as a heat source for the numerical model. Therefore, numerical simulation of the thermal history using the model and monitoring of temperature during welding GMAW of a plate of duplex stainless steel SAF 2205 were performed. The results of thermal cycles and temperature distributions confirmed the model's ability to predict the thermal history of the plate. Thermal cycles calculated using different geometric parameters showed a low sensitivity of the model to these parameters, mainly, for predicting the cooling rates. These results lead to the conclusion that small errors in determination of these parameters would cause no damage in predicting of time dependent transformations, such as the sigma phase formation, very harmful for duplex steels. **Keywords:** Duplex stainless steels; Double ellipsoid model; Simulation; Welding.

I INTRODUÇÃO

A soldagem é o processo de união de materiais (em especial, metais) mais importante do ponto de vista industrial sendo extensivamente utilizado na fabricação, montagem, manutenção e recuperação de peças, equipamentos

e estruturas. Contudo, os processos de soldagem de forma geral, principalmente àqueles que envolvem fusão localizada do material, são processos muito invasivos que podem provocar alterações significativas na microestrutura dos materiais em

¹Universidade Federal Fluminense – UFF, Volta Redonda, RJ, Brasil. E-mail: darlene.s.s@hotmail.com

²Petrobras, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

³Centro Universitário de Volta Redonda - UniFOA, Volta Redonda, RJ, Brasil.

⁴Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca – CEFET, Valença, RJ, Brasil.



decorrência das altas temperaturas atingidas aliadas a severas taxas de aquecimento/resfriamento e, conseqüentemente, modificar suas propriedades nas regiões afetadas (ZF – Zona Fundida e ZTA – Zona Termicamente Afetada).

Diversos trabalhos são encontrados na literatura [1-7] com objetivo de estudar tais modificações microestruturais em determinados metais e suas conseqüências sobre as propriedades destes; bem como de desenvolver ou determinar melhores processos, consumíveis e parâmetros que minimizem ao máximo as alterações e permitam a obtenção de uma junta soldada íntegra e com continuidade de propriedades, evitando falhas em serviço. Neste sentido, a simulação numérica tem se mostrado uma ferramenta eficiente nestas investigações [8-10] por avaliar diversas combinações de condições de soldagem em menor tempo e menor custo comparado à avaliação experimental.

Todas as modificações experimentadas pelo material durante a soldagem sejam elas do âmbito térmico, microestrutural ou mecânico são conseqüências do calor transferido ao mesmo. Portanto, para simular estes processos faz-se necessário utilizar um modelo consistente para a fonte de calor com o objetivo de se prever o histórico térmico experimentado pelo material durante a soldagem. Conhecido o histórico térmico é possível prever, por exemplo, dimensões da ZF e ZTA e sua microestrutura final utilizando modelos que descrevam as cinéticas das transformações envolvidas.

Buscando modelar a fonte de calor em processos de soldagem, Rosenthal [11], em 1946, propôs um modelo que assume a forma de um ponto, uma linha ou um plano. Seu modelo apresentou resultados muito precisos para temperaturas abaixo de 20% da temperatura de fusão do material, porém mostrou-se muito impreciso a altas temperaturas estando sujeito a sérios erros na previsão de temperaturas na ZF, ZTA e regiões circunvizinhas. Posteriormente, em 1969, Pavelic et al. [12] propuseram o modelo de disco onde o fluxo térmico apresenta uma distribuição Gaussiana ou normal ao plano, sugerindo pela primeira vez que a fonte de calor deveria ser distribuída. Em 1978, Krutz e Segerlind [13] propuseram uma alternativa ao modelo de disco de Pavelic [12] ao adicionar um sistema de coordenadas que se move juntamente com a fonte de calor durante a soldagem.

O modelo superficial de disco, proposto inicialmente por Pavelic et al. [12] e modificado posteriormente por Krutz e Segerlind [13], é bem sucedido em aplicações a processos de soldagem com pouca penetração, porém em situações de soldagens com fontes mais concentradas e altas densidades de energia este modelo apresenta limitações por ignorar a condução de calor abaixo da superfície devida a ação de penetração do arco. Diante disso Goldak et al. [14] propuseram em 1984 uma fonte de calor tridimensional com capacidade de simular o fluxo de calor em processos de soldagem de baixa a alta capacidade de penetração e, inclusive, utilizando adição de material. O modelo de Goldak et al. [14], também conhecido como duplo-elipsóide, não somente se mostrou mais preciso frente aos modelos anteriormente propostos, mas foi também o primeiro a conseguir lidar com casos de fontes que não apresentam simetria radial.

O objetivo do presente trabalho é apresentar um modelo capaz de prever condições de soldagem e avaliar a sensibilidade dos parâmetros do modelo duplo-elipsóide como fonte de calor para o modelo numérico baseado no método de volumes finitos acoplado de previsão de temperaturas em peças soldadas [8-10]. Para isto foi realizada a simulação do histórico térmico de uma chapa de aço inoxidável SAF 2205 durante sua soldagem via processo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) com corrente pulsada. A simulação foi basicamente realizada com a resolução da equação diferencial de energia aplicada sobre o volume da chapa.

O aço inoxidável duplex SAF 2205 foi utilizado neste trabalho por se tratar de um aço com metalurgia muito complexa, sobretudo, devido ao seu alto teor de elementos de liga. Os aços inoxidáveis duplex são aços que apresentam excelentes propriedades mecânicas e de resistência à corrosão sendo extensivamente utilizados em meios severos como indústrias químicas e petroquímicas, siderúrgicas, plataformas *offshore*, entre outros. Suas propriedades estão intrinsecamente ligadas à sua microestrutura típica bifásica composta de uma matriz de ferrita e ilhas de austenita em proporções aproximadamente iguais obtida por um rígido controle térmico e de composição química durante sua fabricação, mas que pode ser significativamente modificada nas regiões afetadas pela soldagem (ZF e ZTA) levando à severa deterioração de suas propriedades.

Portanto, favorecida pela composição química, a susceptibilidade destes materiais às alterações metalúrgicas decorrentes do processo de soldagem é muito grande. Deste modo a previsão microestrutural e de propriedades finais se torna ainda mais necessária, sobretudo por se tratar de aços com aplicações de grande responsabilidade. Entre as alterações possíveis nestes aços, as mais prejudiciais são desbalanceamento de fases, precipitação de fases deletérias (σ , χ , ferrita primária, austenita secundária, nitretos, carbonetos, dentre outras) e crescimento de grão. Resultados experimentais da evolução térmica do SAF 2205 durante soldagem foram também obtidos através de termopares e utilizados como um caso de referência para os ajustes dos parâmetros da fonte.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Materiais

Para este trabalho foi utilizada uma chapa do SAF 2205 de dimensões 220 × 60 × 10,5 mm, já adquirida na condição solubilizada. A Tabela 1 e Tabela 2 apresentam, respectivamente, a composição química analisada da chapa e as propriedades termofísicas do material consideradas na implementação do modelo para previsão de temperaturas. Para a soldagem

Tabela 1. Composição química da chapa de aço duplex SAF 2205 (% em peso)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N
0,023	1,85	0,32	0,03	0,001	22,5	5,30	2,9	0,03	0,166

experimental foram utilizados ainda os seguintes consumíveis de soldagem: arame de adição Autrod 2209 de 1,0 mm de diâmetro cuja composição química se encontra especificada na Tabela 3 e uma mistura gasosa composta de 95% Ar, 3% CO₂ e 2% N₂ para proteção da poça de fusão.

2.2 Métodos

2.2.1 Método experimental

O processo empregado para a soldagem foi o GMAW (Gas Metal Arc Welding) também conhecido como MIG/MAG, com corrente pulsada. A solda foi realizada por deposição do cordão de solda sobre a chapa em um único passe. A Tabela 4 apresenta os parâmetros de processo adotados.

Durante a soldagem, a temperatura da chapa foi monitorada em pontos distintos de localização conhecida por meio de termopares do tipo k. A Figura 1 apresenta

Tabela 2. Propriedades termofísicas do aço duplex SAF 2205

Densidade (g/cm ³)	7,7
Condutividade térmica em função da temperatura (W/m.°C)	14 + 0,0145T
Calor específico em função da temperatura (J/kg.°C)	473,47 + 0,2897T

Tabela 3. Composição química do arame autrod 2209

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu
<0,03	1,70	0,50	22,50	8,50	3,30	<0,30

Tabela 4. Parâmetros do processo de soldagem

Stick-out (mm)	Tensão (V)	Velocidade (mm/s)	Fluxo de gás (L/min)	Aporte térmico (kJ/mm)	Corrente média (A)
17,0	29,8	6,9	17,0	0,6	179,3

o equipamento de soldagem em conjunto com o esquema montado para a aquisição de dados.

Do lado direito da Figura 1b observa-se a tocha de soldagem acoplada ao carro que a movimenta com velocidade controlada ao longo do comprimento da chapa, enquanto do lado esquerdo se encontram os termopares acoplados à parte inferior da chapa. A Figura 1a mostra, na parte superior, o equipamento “Spider” utilizado para aquisição dos dados de temperatura por meio do software Catman. Na Figura 1c está apresentado o equipamento de soldagem utilizado.

Após a soldagem, amostras foram retiradas das chapas no sentido perpendicular ao cordão de solda para análises micrográficas (via microscopia óptica para determinação de tamanho de grão) e macrográficas. As amostras foram lixadas com lixas de carbetto de silício de granulometrias entre 100 e 4000 mesh, polidas mecanicamente utilizando pastas de diamante de granulometrias 3 e 1 μm e, por fim, atacadas por imersão em reagente Beraha (50 ml de água destilada, 50 ml de HCl 37% e 0,5 g de metabissulfito de potássio). O tamanho de grão ferrítico médio na ZTA foi medido, segundo a norma ASTM E112, aplicando o método da contagem de interceptos com auxílio de um perfilômetro.

2.2.2 Método numérico

Para modelar o processo de soldagem e fazer a previsão de temperatura da chapa foram considerados os mesmos parâmetros do processo experimental. Além disso, algumas considerações adicionais foram feitas a fim de tornar viável a simulação computacional: perda de calor na superfície da



(a) Captação de Dados



(b) Sistema de movimento



(c) Máquina de Solda PULSE 4001DP

Figura 1. Conjunto de equipamentos de soldagem e aquisição de dados.

chapa por convecção e radiação, não ocorrência de difusão de elementos químicos entre o metal adicionado e o metal base e composição química do metal de base constante. O modelo numérico de previsão de temperatura consiste na resolução da equação de conservação de energia (Equação 1) aplicada sobre o volume da chapa como domínio de estudo.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T) + \text{div}[\rho c_p (\vec{u})T] = \text{div}[k[(\text{grad}(T))]] + S \quad (1)$$

Onde ρ , C_p e k são propriedades termofísicas do material, respectivamente, densidade, calor específico, condutividade térmica (já listadas na Tabela 2 para o SAF 2205), u e T são os campos de velocidade e temperatura, respectivamente. S é o termo fonte correspondente a todas as fontes de entrada e/ou perda de calor durante o processo. No processo GMAW a fonte de calor é o arco elétrico que aqui foi descrito pelo modelo duplo-elipsóide, objeto de estudo neste trabalho. Este modelo propõe uma fonte de calor tridimensional onde a distribuição de calor é modelada (em volume) como duas elipses, uma à frente e outra atrás da tocha, conforme Figura 2.

O fluxo de calor neste modelo é equacionado de forma separada. A Equação 2 descreve o fluxo de calor à frente da fonte enquanto a Equação 3 descreve a distribuição do fluxo de calor atrás da fonte.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{ab_f c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x}{a}\right)^2} e^{-3\left(\frac{y}{b_f}\right)^2} e^{-3\left(\frac{z}{c}\right)^2} \quad (2)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{ab_r c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x}{a}\right)^2} e^{-3\left(\frac{y}{b_r}\right)^2} e^{-3\left(\frac{z}{c}\right)^2} \quad (3)$$

Onde Q corresponde à energia adicionada por unidade de tempo na soldagem (em Watts) e pode ser calculada pelos parâmetros de soldagem corrente (i) e tensão (V) por meio da equação $Q = \eta Vi$; η é um fator de rendimento do processo, aqui admitido como 0,8; f_f e f_r correspondem às frações do calor total distribuídos nos volumes dos elipsoides compreendidos à frente da tocha (f_f) e atrás (f_r), onde $f_f + f_r = 2$. As variáveis a , b , c_f e c_r estão relacionadas à geometria da distribuição (Figura 2), enquanto as coordenadas x , y e z correspondem aos pontos no interior da peça em relação a um referencial móvel (correspondente à velocidade de soldagem), com origem no centro do arco. Portanto, as coordenadas x , y e z são funções do tempo e representam o movimento da tocha ao longo do procedimento de soldagem. Neste trabalho os parâmetros geométricos da fonte (a , b , c_f e c_r) foram inicialmente ajustados por meio dos dados experimentais coletados pelos termopares. Posteriormente, variações nos valores ajustados foram realizadas a fim de se conhecer a sensibilidade do modelo a estes parâmetros.

Condições de contorno (CC's) e inicial (CI) são aplicadas à Equação 1. A solução da Equação 1 com as condições de contorno e iniciais e a representação da fonte móvel permite, então, a obtenção dos valores de temperaturas a todos os instantes durante o procedimento de soldagem e seu posterior resfriamento. Quanto às condições de contorno, foram admitidas duas condições térmicas: convecção e radiação pelas superfícies da peça. A fonte de calor tridimensional e transiente (representadas pelas Equações 2 e 3) são incluídas no termo fonte da Equação 1 e pode-se, portanto, resolver o problema acoplado considerando as não linearidades devidas a propriedades termofísicas (dependentes da temperatura e composição) e à fonte de calor móvel do modelo duplo-elipsóide descrito pelas Equações 2 e 3. A convecção e radiação nas

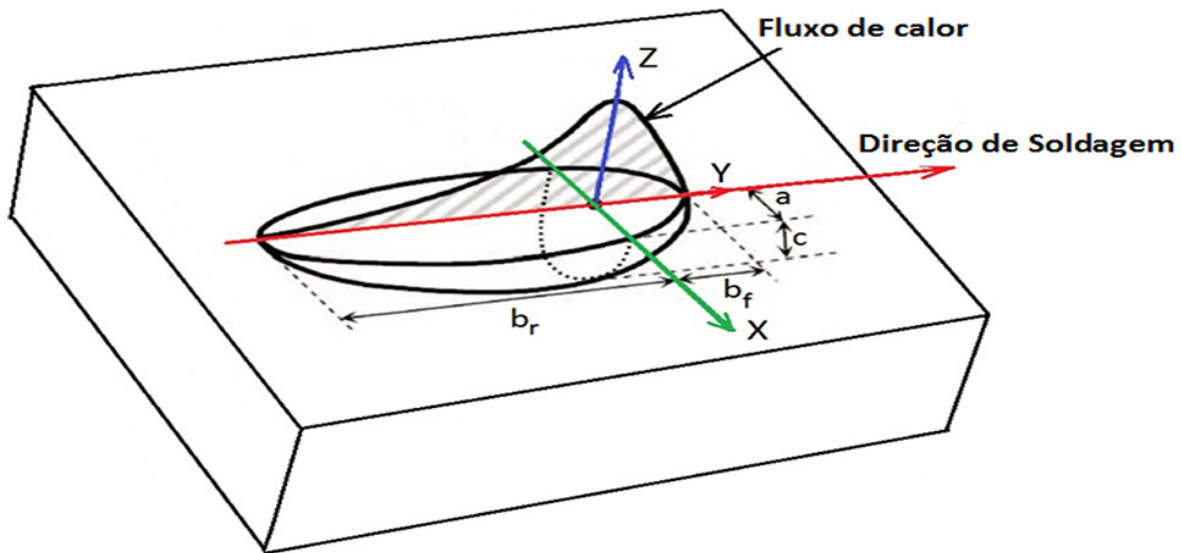


Figura 2. Modelo duplo-elipsóide para fonte de calor.

superfícies da chapa, classicamente descritos por $q_c = h(T - T_0)$ e $q_r = \varepsilon\sigma(T^4 - T_0^4)$, respectivamente. Onde foram admitidos emissividade (ε) igual a 0,6 e coeficiente de convecção (h) igual a $15\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$. Quanto à condição inicial, admite-se que todas as faces da chapa tenham temperatura igual a 25°C no início do processo.

Aplicadas as CC's e CI, uma solução para a Equação 1 é obtida por meio do método de volumes finitos, conforme detalhado por Xavier et al. [8]. Os resultados de distribuição de temperatura obtidos por meio do modelo foram adicionalmente utilizados para previsão de tamanho de grão final da junta soldada utilizando um modelo cinético de crescimento de grão, descrito pela Equação 4.

$$\frac{dG}{dt} = \frac{k(T)}{G^{n(T)}} \quad (4)$$

Onde a constante cinética $k(T) = 7,01019 \times 10^{-16} (T - 273) - 1,75 \times 10^{-15}$ e o expoente $n(T) = 11,36 - 0,0509(T - 273)$, ambos ajustados com resultados experimentais para o tamanho de grão. Os parâmetros $k(T)$ e $n(T)$ são característicos do material em estudo e representam a dinâmica de crescimento de grão em condições isotérmicas e não isotérmicas. Neste estudo, foram obtidos através de método iterativo medindo-se simultaneamente o histórico térmico da soldagem de aquecimento, resfriamento e conseqüente tamanho de grão médio final na zona afetada pelo calor. Os parâmetros $k(T)$ e $n(T)$, portanto, representam o comportamento do aço SAF 2205 que devem ser utilizados para a solução da Equação 4 assumindo-se como tamanho de grão inicial aquele medido no material base (como recebido).

3 RESULTADOS

Neste trabalho, o modelo proposto foi primeiramente verificado comparando-se os resultados experimentais de temperaturas monitorados por termopares com os

valores previstos na mesma posição para o aço SAF 2205 ao longo do tempo, simulando as etapas de aquecimento e resfriamento localizado, conforme apresentado na Figura 3. A Figura 3 representa os valores calculados ao longo do tempo pelo modelo em uma posição da chapa onde se posicionou o termopar para aquisição das temperaturas medidas. A curva numérica foi obtida através de método inverso com contínuo ajuste dos parâmetros da fonte utilizando-se como critério o erro médio admissível menor que 1%. A solução numérica da equação de conservação de energia foi obtida utilizando-se o método de volumes finitos implementado em um código computacional desenvolvido previamente pelos autores [8-10]. O resultado para o campo de temperaturas obtido por este procedimento foi então utilizado como referência para o estudo de sensibilidade aos parâmetros da fonte.

É possível observar que os resultados obtidos com o uso do modelo foram coerentes e bem ajustados aos resultados experimentais, sobretudo, em relação à temperatura máxima atingida e à taxa de resfriamento, que são os fatores mais importantes com relação às transformações metalúrgicas durante a soldagem. A previsão dos ciclos térmicos sofridos pelo material é uma ferramenta importante, pois estes ciclos possibilitam, por exemplo, prever a formação de fases deletérias por meio da sobreposição destes às curvas CCT (*Continuous Cooling Transformation*) do material. O ajuste apresentado na Figura 3 foi obtido com os parâmetros geométricos apresentados na Tabela 5.

Ajustados os parâmetros geométricos do modelo, foi simulada a evolução da distribuição de temperatura sobre a chapa. A Figura 4 apresenta estes resultados, onde

Tabela 5. Parâmetros geométricos do modelo duplo-elipsóide ajustados por meio dos resultados experimentais

a	b _r	b _f	c
3,0	12,0	3,0	15,0

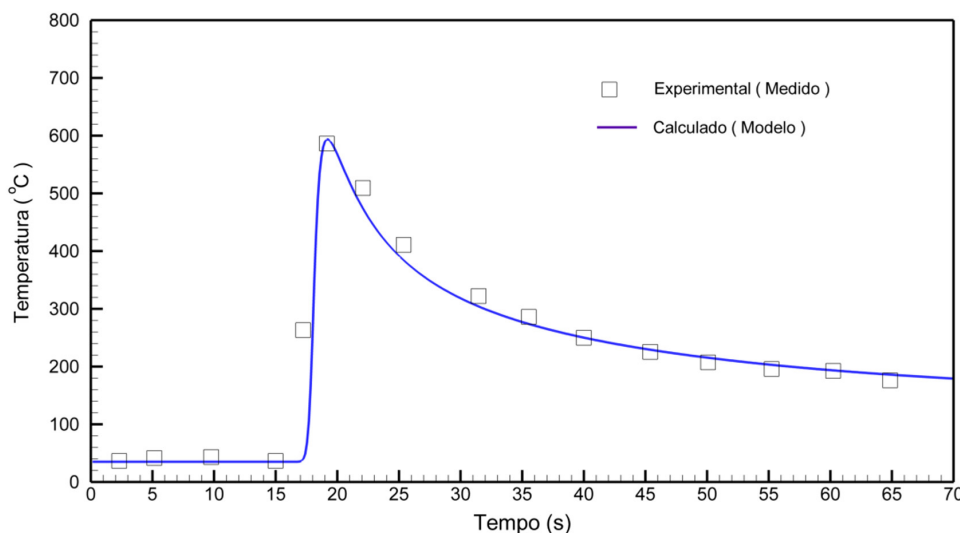


Figura 3. Comparação entre ciclo térmico medido e calculado para o SAF 2205.

é possível observar ao logo do tempo a formação do cordão de solda e a região da chapa que é submetida pelo fluxo de calor durante o processo. Na Figura 4 apresenta-se uma sequência da evolução dos campos de temperaturas para instantes iniciais, intermediários e finais do procedimento de soldagem, bem como o resfriamento. Nas Figura 4a-d observam-se os efeitos na distribuição de temperaturas devido ao movimento da fonte até o final do procedimento de soldagem. Conforme pode ser constatado, durante a soldagem regiões distintas da chapa estão sujeitas a aquecimento enquanto outras encontram-se em fase de resfriamento. Estes fenômenos são dinâmicos e evidenciam a utilidade de modelos dinâmicos de previsão de temperaturas locais,

conforme proposta do presente trabalho. Na Figura 4e, o procedimento de soldagem foi completado e a chapa encontra-se em fase intermediária de resfriamento. Vale ressaltar, que embora apenas alguns instantâneos de distribuições de temperaturas foram mostrados, o modelo permite a previsão de todo o estado transiente desde o aquecimento até o resfriamento completo, onde a chapa volta à temperatura ambiente. Os resultados de distribuição de temperatura sobre as chapas permitem ainda prever as dimensões do cordão de solda por meio do traço de uma isoterma na temperatura de fusão do material sobre uma figura tomada transversalmente ao cordão. Esta isoterma delimita a região do cordão de solda. A comparação de

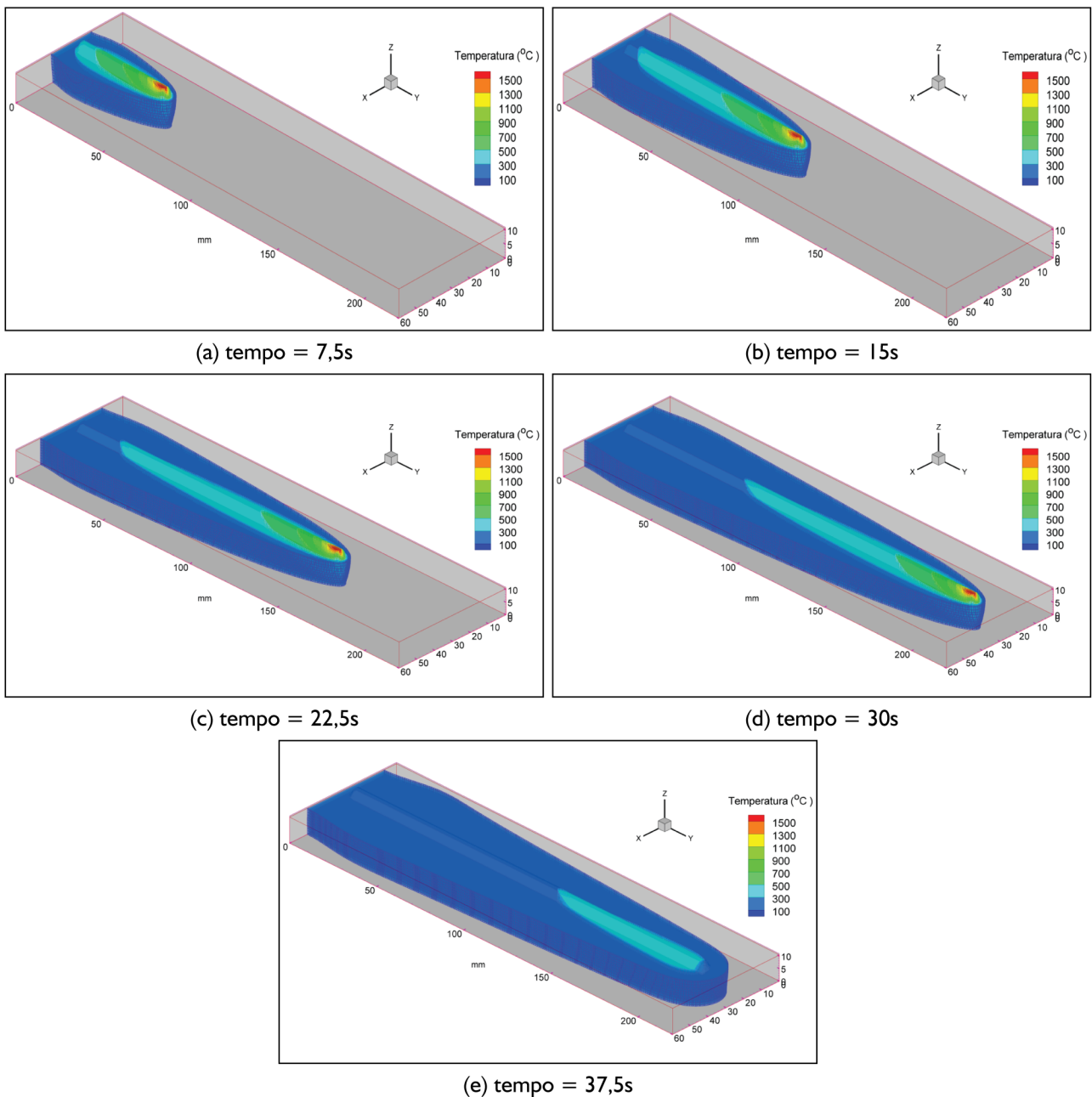
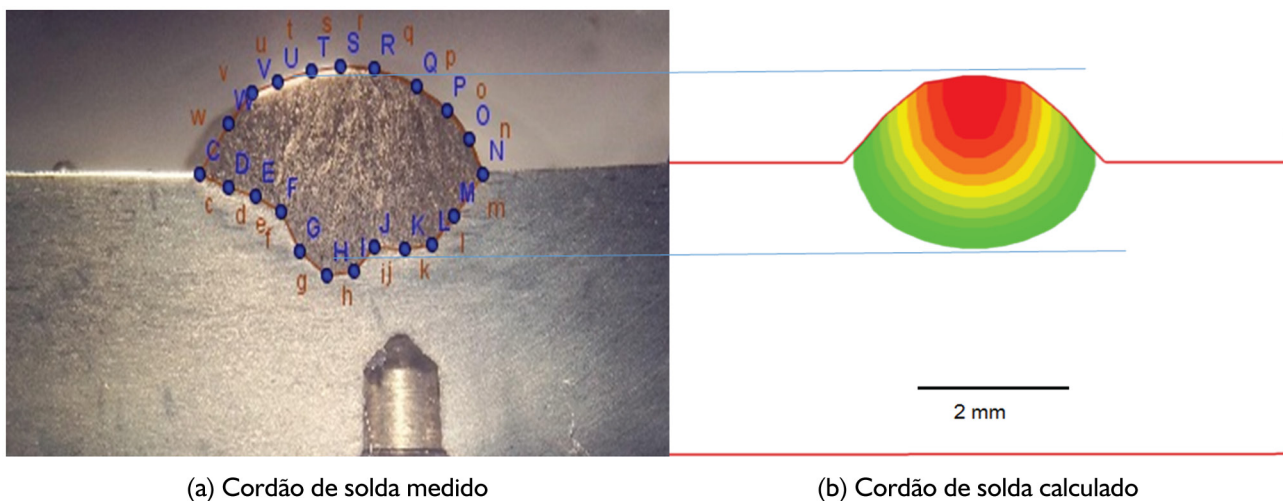


Figura 4. Evolução do campo de temperaturas durante soldagem do SAF 2205.



(a) Cordão de solda medido

(b) Cordão de solda calculado

Figura 5. Comparação de resultado experimental e calculado para formação do cordão.

resultado se encontra na Figura 5b ao lado da macrografia (Figura 5a) do cordão obtido experimentalmente. Onde é possível observar boa concordância entre as dimensões do cordão previsto pelo modelo e o obtido experimentalmente, principalmente com relação à penetração.

Além do desbalanceamento de fases ferrita-austenita e da precipitação de fases secundárias, o crescimento de grão é também uma preocupação durante a soldagem dos aços inoxidáveis duplex. Em geral, um significativo crescimento do grão ferrítico ocorre na ZTA destes aços, prejudicando sua resistência mecânica.

Portanto, a previsão do tamanho de grão final é também importante quando se busca uma junta com continuidade de propriedades. O tamanho de grão médio medido na região da junta soldada que sofreu maior crescimento de grão foi $117 \mu\text{m}$, valor muito próximo ao máximo atingido na previsão da distribuição do tamanho de grão ao longo do cordão de solda apresentada na Figura 6.

A geometria da fonte de calor nos processos a arco elétrico é influenciada não somente pelo processo utilizado e pelos parâmetros do processo (corrente, tensão, velocidade, entre outros), mas também pela própria interação do arco com a atmosfera e o material. Portanto, geralmente os parâmetros geométricos são obtidos por ajustes a ciclos térmicos experimentais (como foi feito inicialmente neste trabalho) que dificilmente se repetirão de forma exata em processos posteriores, mesmo sendo estes realizados com os mesmos parâmetros de processo, justamente devido à interação arco-atmosfera e arco-material que pode ser diferente causando alguma variação na geometria da fonte. No entanto os resultados apresentados na Figura 7 para os ciclos térmicos medidos e calculados com diferentes parâmetros geométricos da fonte (Tabela 6) para um mesmo ponto da chapa de SAF 2205 mostram que variações significativas nos parâmetros causam um relativo deslocamento na temperatura de

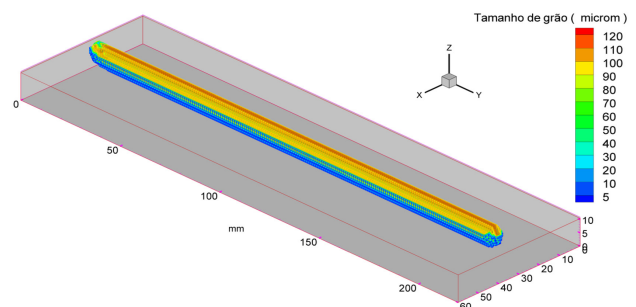


Figura 6. Distribuição de tamanho de grão calculado (Equação 4) ao final do resfriamento.

Tabela 6. Parâmetros geométricos do modelo duplo-elipsóide adotados

	a	b _r	b _f	c
Caso base (ajustado)	3,0	12,0	3,0	15,0
Caso 1	2,0	5,0	1,0	12,1
Caso 2	2,2	5,9	1,3	16,1

pico das curvas, mas uma alteração muito suave na taxa de resfriamento.

Portanto quando o interesse é, por exemplo, a previsão de fase sigma que é uma das fases secundárias mais prejudiciais neste aço não haveria prejuízo em se utilizar de parâmetros geométricos de experiências anteriores para o mesmo processo e parâmetros de processo, mesmo que estes não sejam exatos. Isto porque a formação de fase sigma é muito dependente do tempo por se tratar de um processo difusivo (Magnabosco [15] mostrou que a formação desta fase é majoritariamente controlada pela difusão de Cr no SAF 2205) e, portanto, a pequena diferença na taxa de resfriamento decorrente de variações nos parâmetros geométricos não comprometeria a previsão de formação ou não desta fase.

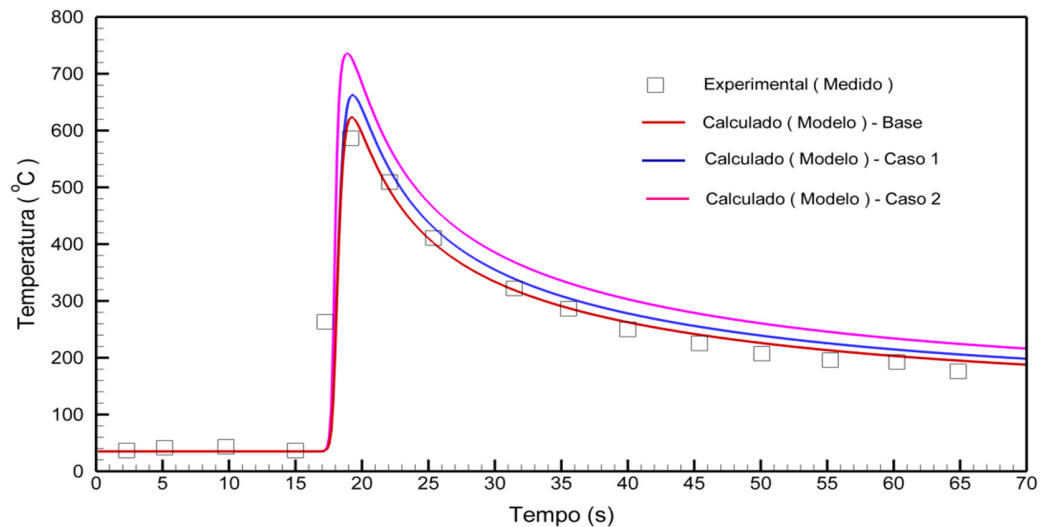


Figura 7. Efeito dos parâmetros geométricos do modelo duplo-elipsóide.

4 CONCLUSÃO

O modelo numérico acoplado para previsão de temperaturas apresentado mostrou-se eficiente no que se propõe diante do bom ajuste apresentado entre ciclos térmicos calculados e medidos. O modelo duplo-elipsóide para fonte de calor não mostrou grande sensibilidade à variação de seus parâmetros geométricos, sobretudo, em relação à taxa de resfriamento prevista; o que leva a concluir que pequenos erros na determinação destes parâmetros não acarretariam em imprecisões significativas na previsão de transformações dependentes do tempo, como é o caso da formação de fase sigma, muito prejudicial para os aços inoxidáveis duplex. Neste estudo, pode-se afirmar que o modelo duplo elipsóide pode ser utilizado de forma sistemática

e acoplado ao código computacional desenvolvido para simular condições de soldagem que minimizem formação de fases deletérias dependentes de taxas de resfriamento. Resultados de simulação computacional confirmaram que existem significantes diferenças entre os históricos térmicos no interior da ZTA que levam a variações significativas na distribuição do tamanho de grão e, portanto, das propriedades da junta soldada. O modelo proposto, portanto, constitui-se numa ferramenta de grande utilidade para a seleção adequada dos procedimentos de soldagem dos aços SAF 2205.

Agradecimentos

Os autores agradecem à CAPES, CNPq e Faperj.

REFERÊNCIAS

- Unfried J, Hermenegildo TF, Paes MTP, Pope AM, Ramirez AJ. Estudo da influência dos parâmetros de processo na microestrutura da zona termo-mecanicamente afetada na soldagem por atrito com pino consumível em aços C-Mn. *Tecnologica em Metalurgia, Materiais e Mineração*. 2009;6(2):73-79.
- Tan H, Wang Z, Jiang Y, Yang Y, Deng B, Song H, et al. Influence of welding thermal cycles on microstructure and pitting corrosion resistance of 2304 duplex stainless steels. *Corrosion Science*. 2012;55:368-377.
- Marouço ES, Diniz JLC, Santos OR Fo, Souza LFG, Jorge JCF. Estudo do aporte térmico nas propriedades mecânicas de metais de solda de aço C-Mn obtidos pelo processo arco submerso. *Tecnologica em Metalurgia, Materiais e Mineração*. 2013;10(2):128-137.
- Guimarães BHD, Xavier CR, Marcelo CJ, Castro JA, Campos MF. Efeito da energia de soldagem e da espessura do aço inoxidável duplex sobre as transformações na zona afetada pelo calor. *Revista Brasileira de Aplicações de Vácuo*. 2014;33:1-6.
- Souza GC, Silva AL, Tavares SSM, Pardal JM, Ferreira MLR, Cardote I Fo. Avaliação das propriedades mecânicas e da resistência à corrosão em soldas de reparo pelo processo GTAW no aço inoxidável superduplex UNS S32760. *Soldagem & Inspeção*. 2014;19(4):302-313.
- Guimarães BHD, Xavier CR, Marcelo CJ, Castro JA, Campos MF. Avaliação da precipitação da fase sigma na soldagem de aços inoxidáveis duplex. *Revista Brasileira de Aplicações de Vácuo*. 2015;34:1-4.

- 7 Pouranvari M, Marashi SPH, Alizadeh-SH M. Welding Metallurgy of Dissimilar AISI 430/DQSK Steels Resistance Spot Welds. *Welding Journal*. 2015;94:203s-210s.
- 8 Xavier CR, Delgado HG Jr, Castro JA. Numerical evaluation of the weldability of the low alloy ferritic steels T/P23 and T/P24. *Materials Research*. 2011;14:73-90.
- 9 Castro JA, Xavier CR, Moreira LP, Sazaki Y. Modeling the welding process of the low alloy ferritic steels T/P23 and T/P24. *Advanced Materials Research*. 2012;476:642-649.
- 10 Xavier CR, Campos MF, Castro JA. Numerical method applied to duplex stainless steel welding. *Ironmaking & Steelmaking*. 2013;40:420-429.
- 11 Rosenthal D. *Trans. ASME The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments*. 1946;68:849-866.
- 12 Pavelic Z, Tanbakuchi R, Uyehara OA, Meyers PS. Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten Arc Welding of Thin Plates. *Welding Journal Research Supplement*. 1969;48:295s-305s.
- 13 Krutz GM, Segerlind LJ. Finite Element Analysis of Welded Structures. *Welding Journal Research Supplement*. 1978;57:211s-216s.
- 14 Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions. B, Process Metallurgy*. 1984;15B:299-305.
- 15 Magnabosco R. Kinetics of sigma phase formation in a duplex stainless steel. *Materials Research*. 2009;12(3):321-327.

Recebido em: 22 Jun. 2015

Aceito em: 3 Dez. 2015