

MODELAGEM MATEMÁTICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM POR CENTELHAMENTO DE AÇOS BIFÁSICOS PELO MÉTODO DE DIFERENÇAS FINITAS*

Guilherme Ribeiro de Sá¹
Augusto César Lacerda de Oliveira²
Antônio José Oliveira Cabral³

Resumo

Este estudo tem por objetivo principal a obtenção de um modelo matemático do processo de soldagem por centelhamento de aços bifásicos (DP600) a fim de obter o ciclo térmico dos diferentes pontos ao longo da junta. O modelo foi obtido via método de diferenças finitas explícito em código matlab..

Palavras-chave: Soldagem por centelhamento; Modelo matemático; Diferenças finitas; Aço Bifásico.

MATHEMATICAL MODEL OF FLASH BUTT WELDING OF DUAL PHASE STEELS BY FINITE-DIFFERENCE METHOD

Abstract

This paperwork has as the main goal the achievement of a mathematical model for flash butt welding process using dual phase steel as material (DP600) in order to obtain the thermal cycle of different spots along the welded joint. The model was obtained by explicit finite-difference method in a matlab code..

Keywords: Flash butt welding; mathematical model, finite difference method; Dual phase steel.

¹ Engenheiro Mecânico, Mestrando, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal Fluminense - EEIMVR, Volta Redonda, RJ, Brasil.

² Engenheiro Metalúrgico, Doutor, Professor Adjunto I, Departamento de Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense - EEIMVR, Volta Redonda, RJ, Brasil.

³ Engenheiro Mecânico, Doutor, Professor Associado III, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal Fluminense - EEIMVR, Volta Redonda, RJ, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

O processo de soldagem por centelhamento é empregado na fabricação de diversos produtos tais como: trilhos ferroviários, rodas automotivas, tubulações e chapas de aço devido a sua alta produtividade. O processo tem apresentado problemas de integridade mecânica nas juntas soldadas fabricadas em diferentes empresas como visto nos estudos de: DOMINGUES (2013) com aço DP780 na Usiminas e CALVIMONTES (2017) com aço DP600 na Companhia Siderúrgica Nacional. Os problemas encontrados motivaram os autores deste artigo a compreender melhor este processo de fabricação.

O processo de soldagem por centelhamento é um processo de soldagem por resistência elétrica que consiste em quatro etapas básicas: a fixação e preparação das chapas, o centelhamento, o recalque e por fim remoção de rebarbas e resfriamento. A primeira etapa consiste na fixação das chapas e aplicação de carga elétrica. A segunda etapa consiste no leve contato mecânico entre as partes a serem unidas e tem por objetivo aumentar a temperatura da junta até um valor adequado por efeito joule. A terceira etapa é o forjamento das partes a unir e tem por objetivos: a remoção dos espaços vazios entre as partes, remoção de líquido e material altamente plástico na junta soldada contaminado por óxidos (geralmente, não se utiliza gás de proteção neste processo). E por último a remoção de rebarbas devido o forjamento. Na figura 1 pode ser visto as etapas anteriormente mencionadas e na figura 2 detalhes da etapa de centelhamento (KIM et al., 2009).

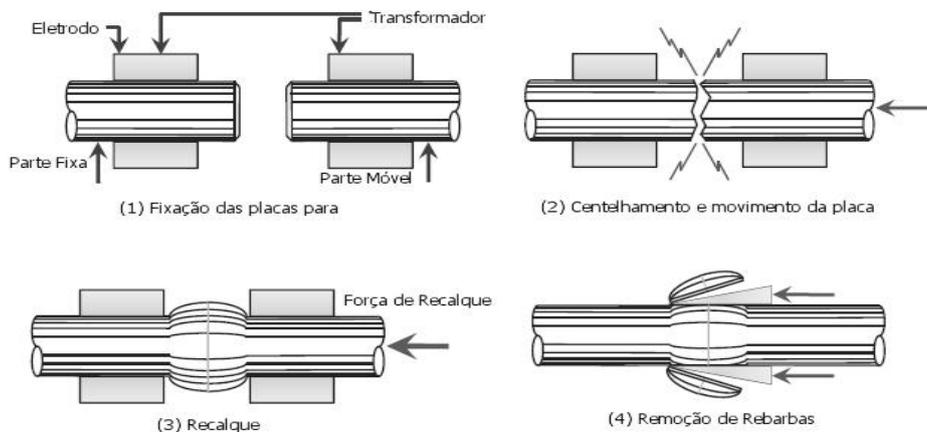


Figura 1. Etapas básicas do processo de soldagem por centelhamento

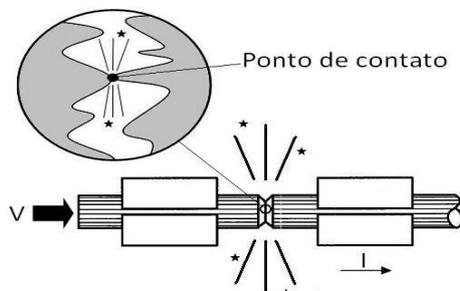


Figura 2. Detalhes da etapa de centelhamento

1.1 Equação do Calor

Todos os processos de soldagem são regidos pela equação do calor:

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{G}(T)''' \quad (1)$$

Onde “T” é a temperatura dos pontos, “t” é o tempo transcorrido, “ $\rho(T)$ ” é a massa específica, “ $c_p(T)$ ” é o calor específico à pressão constante, “ $k(T)$ ” é a condutividade térmica; x, y e z são as dimensões espaciais do problema e $\dot{G}(T)'''$ é a geração de energia elétrica por unidade de volume e tempo.

A diferença da aplicação da equação do calor entre os diversos processos se dá no termo de geração de calor “ $\dot{G}(T)'''$ ” que é particular em cada processo. Exemplo: Na soldagem por centelhamento é a resistência de interface, na soldagem à laser é o feixe de laser, na soldagem por arco elétrico é o plasma e etc.

A equação do calor é uma equação diferencial parcial parabólica de primeira ordem no tempo e segunda ordem na dimensão espacial e é facilmente resolvida pelo método de diferenças finitas explícito, método este empregado no presente estudo (OSIZIK, 1993).

1.2 Geração de calor no processo

A resistência de interface responsável por 85% do calor produzido durante o processo é dada pela equação 2:

$$R_{int} = \frac{9500K_7}{A_{tra}^{2/3}v_c^{1/3}J} \times 10^{-6} \quad (2)$$

Onde “ K_7 ” é uma constante adimensional que depende do tipo de material a ser soldado (cujo valor é um para aços com baixo percentual de carbono), “ v_c ” é a velocidade da mesa móvel durante o centelhamento em “cm/s”, J é a densidade de corrente elétrica em “A/mm²” e “ A_{tra} ” é a área de seção transversal por “cm²/s” e “ R_{int} ” a resistência de interface em “ Ω ” (WANG et al., 2004).

A resistência de interface depende de parâmetros: elétricos, geométricos, material e cinemático da junta, por este motivo são utilizadas as relações cinemáticas visto em cursos de física 1:

$$u_c = \frac{a_c t^2}{2} \quad (3)$$

$$v_c = a_c t \quad (4)$$

A aceleração “ a_c ” é um parâmetro de entrada deste estudo e “ v_c ” é a velocidade de centelhamento.

Deve-se considerar a geração de energia devido a passagem de corrente elétrica no material é dado por:

$$R_M = \frac{\theta(T)\Delta x}{A_{tra}} \quad (5)$$

Onde $\Theta(T)$ é a resistividade elétrica e Δx é o comprimento do material condutor. Com as duas resistências elétricas do problema (a resistência de contato dos eletrodos com a chapa será desprezado) têm-se a geração de calor por efeito joule.

$$G(T) = (R_M + R_{int})(\varphi I_{max})^2 \quad (6)$$

Deve se mencionar que a corrente utilizada no presente estudo é alternada, por este motivo, utiliza-se o coeficiente adimensional “ ϕ ” devido a mudança de polaridade. A interrupção de corrente devido a ausência de pontes de contato está presente de forma implícita na equação 2, pois um valor maior de velocidade da mesa significa maiores quantidade pontes de contato sendo formadas e menor interrupção no fluxo elétrico. A equação 6 é para o elemento de interface, para os demais elementos “ R_{int} ” é igual a zero.

1.3 Condições de contorno e inicial

As condições de contorno aplicadas no problema foram: Condição de Contorno de Dirichlet que corresponde a uma temperatura fixa durante o problema:

$$T(0, t) = T_S \quad (7)$$

A condição de contorno de Neumann que corresponde a um fluxo de calor definido em um determinado ponto:

$$-k_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \dot{q}''_s \quad (8)$$

A condição de contorno de Robin, que corresponde a um fluxo de calor especificado com um termo de temperatura especificado (temperatura do ar circundante e dos elementos vizinhos a chapa):

$$k_x \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = h(T_\infty - T) + \varepsilon \sigma_{st}(T_{viz}^4 - T^4) \quad (9)$$

Por se tratar de uma equação diferencial de primeira ordem no tempo, a condição inicial corresponde a temperatura inicial das chapas e eletrodos em “t” igual a zero (OSIZIK, 1993).

Devido a quantidade de elementos que cercam as chapas a serem soldadas, foi utilizada uma simples relação para o calculo da perda por radiação, sendo impraticável o calculo de radiação via fator de forma.

O coeficiente de convecção foi estimado por números adimensionais tais como número de Prandtl, Nusselt e Rayleigh levando em consideração um regime de convecção natural de acordo com o tamanho da diferença finita, geometria e disposição da mesma(se a superfície está na vertical ou horizontal). A equação que estima o coeficiente convectivo se encontra abaixo (ÇENGEL et al., 2012):

$$h = \frac{k_f C R a_L^n}{L_c} \quad (10)$$

Onde “ K_f ” é a condutividade térmica do ar, “ C ” e “ n ” são constantes relativas ao tipo de escoamento e geometria, “ L_c ” é o comprimento característico e Ra_L é o número de Rayleigh (numero adimensional relacionado a convecção natural).

2 DESENVOLVIMENTO

2.1 Malha criada

A malha desenvolvida para o processo corresponde a figura 3. Com base no desenho esquemático serão comentadas características da malha para entendimento do leitor.

Trata-se de um modelo simétrico cuja simulação numérica ocorrerá em apenas um lado a fim de evitar gasto computacional desnecessário.

Nota-se que a região onde a ZTA se encontra é uma malha unidimensional de alta densidade com diferença finita de 0,5mm, foram desprezados os gradientes de temperatura na espessura devido o pequeno valor (3,5mm) e na largura (1m) pois o fluxo de calor é bem alto na seção transversal das chapas de aço.

Há diferentes materiais presentes na malha tais como liga de cobre-berílio para o eletrodo e aço DP600 para o material a ser soldado.

O desenho possui algumas medidas e as unidades se encontram em milímetros. “ E_i ” é a extensão inicial (parâmetro que será avaliado no presente estudo). As condições de contorno utilizadas no problema também se encontram no desenho. O desenho é esquemático e não segue as normas da ABNT. As “reticências” significam continuidade do material. O desenho foi feito fora de escala para melhor entendimento devido à desproporcionalidade entre as dimensões dos eletrodos e da chapa a ser soldada (o que dificultaria a visualização).

Deve-se mencionar que durante o centelhamento, a cada 1mm, um elemento de 0,5mm é removido do sistema (deve-se considerar perda de material em ambos os lados da chapa).

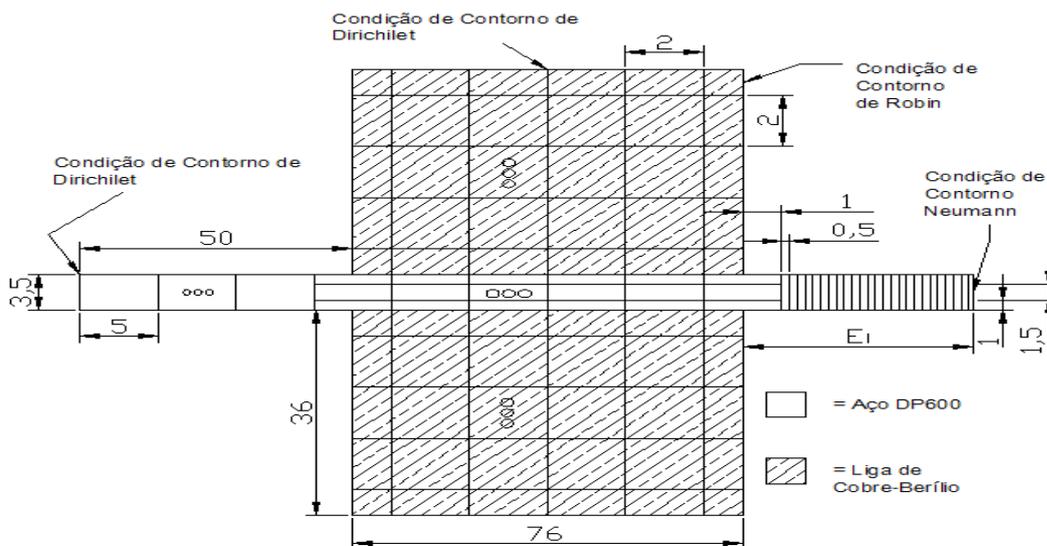


Figura 3. Malha

2.2 Propriedades térmicas

As propriedades que variam com a temperatura do aço DP600 se encontram nas figuras 4 e 5:

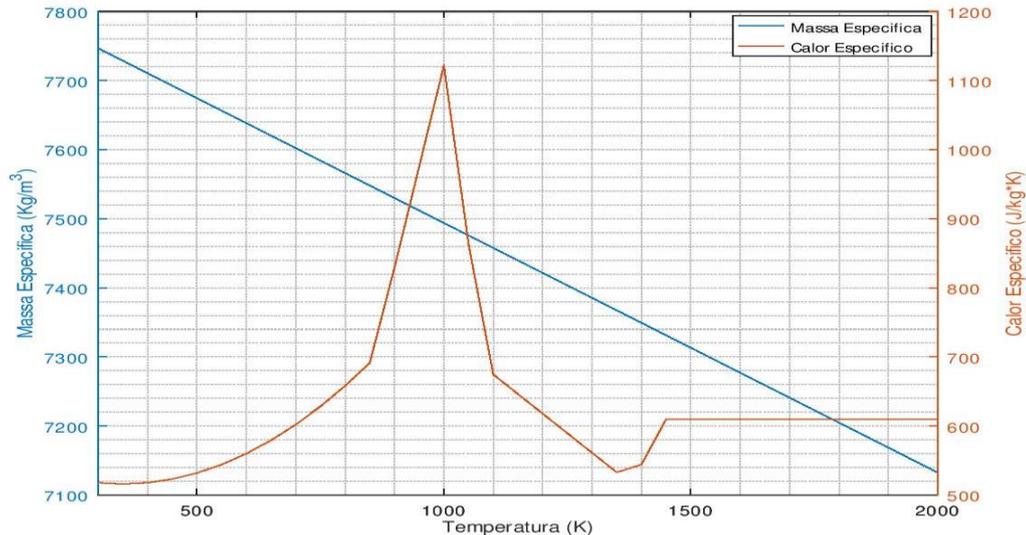


Figura 4. Massa específica e calor específico do aço DP600

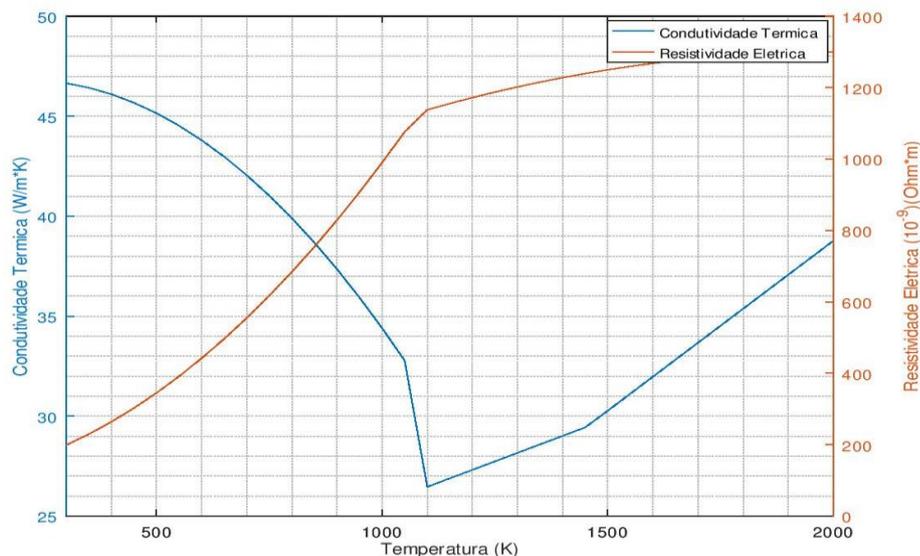


Figura 5. Condutividade térmica e resistividade do aço DP600

A condutividade térmica e a resistividade do aço DP600 foram obtidos através do software de simulação numérica Sysweld. A massa específica foi obtida através do estudo de RONG et al. (2018), o calor específico no trabalho de KOUADRI-HENNI et al (2017).

Os dados de resistividade elétrica e condutividade térmica foram cedidos pela Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) e estão de acordo com a norma da *International Annealed Copper Standard (IACS)*. Os dados de massa específica e calor específico são relativos ao cobre puro (solvente da liga) e foram obtidos no trabalho de ÇENGEL et al. (2012).

Tabela 1. Dados da liga Cobre-Berílio

Massa Esp. (kg/m³)	Calor Esp. (J/kgK)	Cond. Term. (WmK)	Resis. Eletr. 10⁻⁸ (Ωm)	Emiss.
8933	385	401	1,667	0,15

A emissividade utilizada para o aço DP600 é de um aço baixo carbono e foi obtido na obra de ÇENGEL et al. (2012). A utilização de um valor correspondente a outro material se deve a ausência do valor para o aço DP600. Deve se mencionar que o valor é uma média aritmética entre a condição comercial de venda do aço e a condição altamente oxidada. A decisão de fazer uma média aritmética entre estas duas condições de superfície se deve ao fato de aço ser soldado antes da limpeza química promovida na linha de decapagem de uma indústria siderúrgica. Na tabela também está disponível os valores de convecção utilizados nas diferentes regiões da malha. O valor de coeficiente de convecção vertical é igual para todas as regiões e o coeficiente de convecção horizontal possui um valor maior para a região refinada e outro menor para a região não refinada da malha.

Tabela 2. Dados de Resfriamento e emissividade do Aço DP600

Conv. Ver. (W/m²K)	Conv. Hor. Ref. (W/m²K)	Conv. Hor. Não Ref. (W/m²K)	Emiss. DP600	Constante De Stefan-Boltzmann 10⁻⁸ (W/m²K⁴)
28	75	42	0.41	5,67

2.3 Resultados e discussão

Os parâmetros utilizados para a simulação numérica se encontram na tabela a seguir:

Tabela 3. Parâmetros de Entrada para simulação

	t₁(s)	t₂(s)	I₁(KA)	I₂(KA)	a(mm/s²)	E_i(mm)	u_p(mm)	t_{up}(s)	I_{up}(KA)	I_p(KA)
Ref.	4,1	6	25	40	0,17	14,5	5	0,6	127	0
Bt _p	4,1	6	25	40	0,17	14,3	5,2	0,6	127	144

Onde “Ref” é o conjunto de parâmetros de entrada para simulação numérica e “Bt_p” é um dos conjuntos de variáveis utilizados por DOMINGUES (2013) na soldagem do aço DP780, “t₁” é o tempo de aplicação de corrente elétrica máxima no primeiro estágio, “t₂” é a aplicação de corrente elétrica no segundo estágio, “I₁” é a corrente elétrica máxima de primeiro estágio, “I₂” é a corrente elétrica máxima de segundo estágio, “a” é a aceleração da mesa móvel durante o centelhamento, “E_i” é a extensão inicial, “u_p” é o comprimento de recalque, “I_{up}” é a corrente máxima durante o recalque e I_p é a corrente de pós aquecimento que foi aplicada em pulsos de 0,7s e 0,53s de intervalo entre pulsos. A não utilização de corrente elétrica de pós aquecimento em “Ref” se deve ao fato de não impactar na dimensão da ZTA durante a modelagem numérica (a junta resfriou rapidamente antes da aplicação de corrente

elétrica no pós aquecimento não sendo verificado austenitização). Observação: deve-se mencionar que a junta resfriou rapidamente durante a remoção de rebarbas no recalque, esta operação levou cerca de dez segundos no estudo de DOMINGUES (2013).

Através dos parâmetros utilizados têm-se o gráfico de deslocamento da mesa móvel pelo tempo e corrente elétrica máxima (pico da corrente alternada) aplicada durante diferentes etapas do processo. O deslocamento parabólico corresponde a fase de centelhamento e o deslocamento linear ao recalque. Geralmente, máquinas de soldagem por centelhamento utilizam 2 estágios de tensão, um com maior tensão e menor valor de corrente para iniciar a soldagem (facilitando a abertura de arco elétrico) e outro com menor valor de tensão e maior valor de corrente para alcançar a temperatura adequada para o recalque (DOMINGUES, 2013).

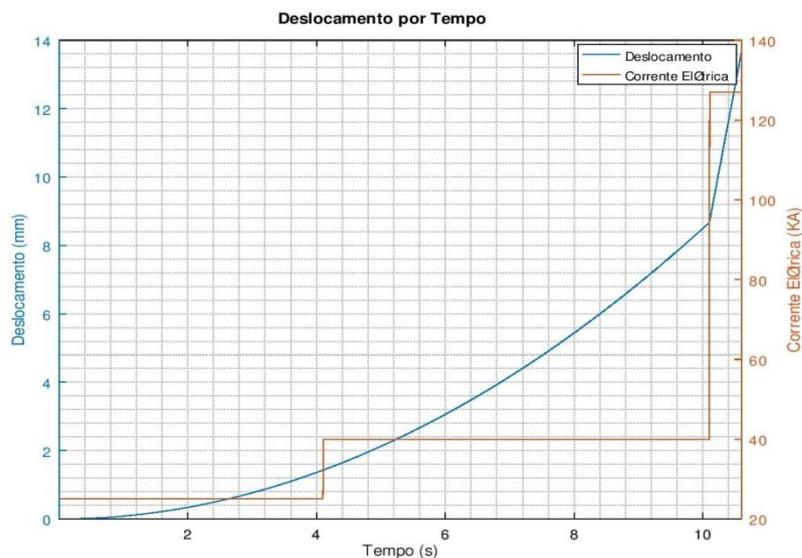


Figura 6. Deslocamento da Mesa Móvel e Corrente Elétrica

A distribuição de temperatura após a etapa de centelhamento se encontra na figura 7:

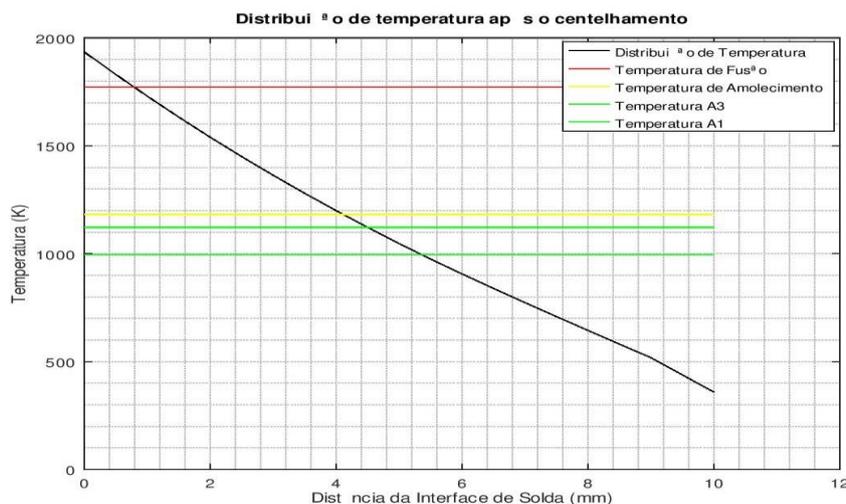


Figura 7. Distribuição de temperatura da condição de referência após centelhamento

Analisando o gráfico acima, percebe-se uma pequena faixa líquida de apenas 1,6mm. Deve-se tomar cuidado com a dimensão da zona fundida pois altos valores podem gerar perda excessiva de material (o peso do material líquido pode superar a tensão superficial do mesmo com a interface metálica sólida). Não foram encontradas informações sobre um tamanho ideal de zona fundida obtida pelo centelhamento. O *Welding Handbook* (1991) menciona que a temperatura da seção transversal deve estar uniforme e na fase líquida e por fim o gradiente de temperatura não deve ser brusco ao longo da junta pois nas regiões posteriores haverá expulsão do líquido (o que é desejável) porém a união metálica não estaria completa devido a baixa temperatura dos elementos posteriores, caracterizando assim uma solda de má qualidade e com problemas de integridade mecânica.

A zona fundida somada a zona termicamente afetada apresentou dimensão por volta de 10,4mm e, sabendo que a distância de recalque é de 5mm, o tamanho final de ZTA foi de 5,4mm, valor este pequeno quando comparado com o valor obtido por DOMINGUES (2013) através da condição “BTp”(Baixo tempo de pós aquecimento) e que pode ser visto na figura 8.

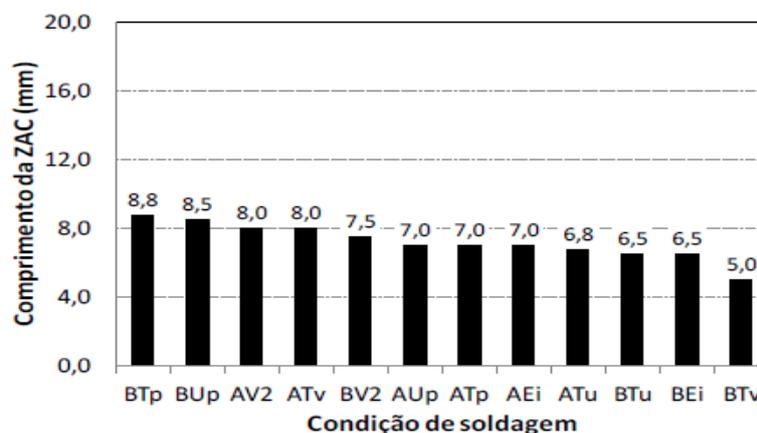


Figura 8. Tamanho da ZTA de diferentes condições de soldagem

Porém deve-se mencionar que apesar dos parâmetros de entrada da máquina de soldagem e da simulação numérica tenham sido praticamente os mesmos, se tratam de diferentes tipos de aço e com propriedades térmicas também distintas.

Para um mesmo tipo de aço DP600 fabricado por diferentes empresas, a variação pode ser muito grande, o que impacta nos valores de simulação como pode ser visto na figura 9:

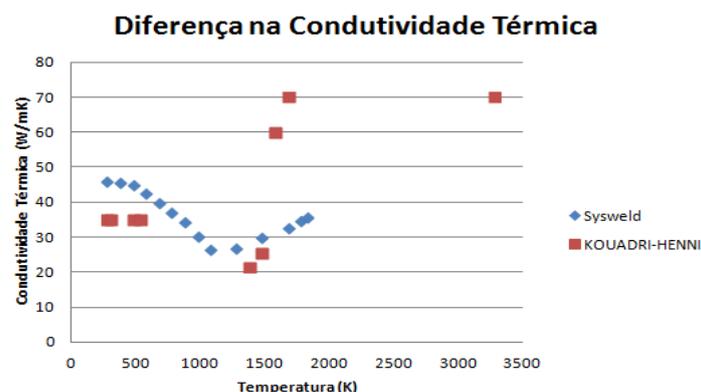


Figura 9. Diferença na condutividade segundo diferentes fontes

Deve-se mencionar que o tamanho da ZTA é fortemente influenciado pela condutividade térmica.

No estudo de DE ARAÚJO (2017), para soldagem de aços dissimilares (DP600 e SAE1015), a dimensão da ZTA correspondente a região do aço DP600 é de aproximadamente de 2mm (valor próximo ao resultado numérico obtido no presente estudo como pode ser visto na figura 10). No estudo de DE ARAÚJO (2017) não foi informado no texto os parâmetros de entrada da máquina de soldagem para reproduzir no modelo numérico.

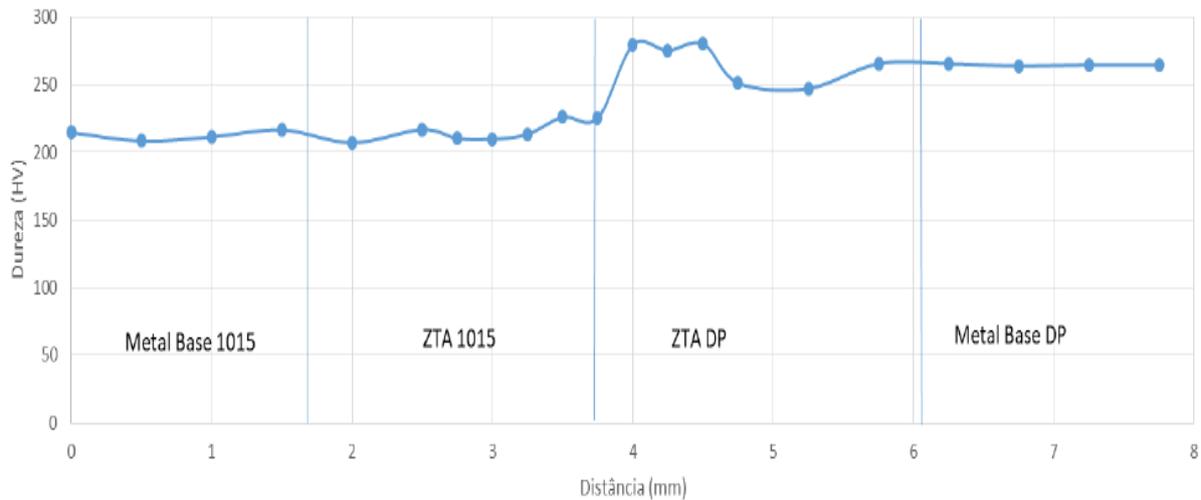


Figura 10. Variação da dureza de junta soldada de aço DP600 e SAE1015

A localização dos pontos onde serão medidos os ciclos térmicos da em relação à interface de solda se encontram na tabela 4 abaixo:

Tabela 4. Distância da interface de solda

Ponto 1 (mm)	Ponto 2 (mm)	Ponto 3 (mm)	Ponto 4 (mm)	Ponto 5 (mm)
0,5	1	2	3	4

Os ciclos térmicos destes pontos se encontram abaixo:

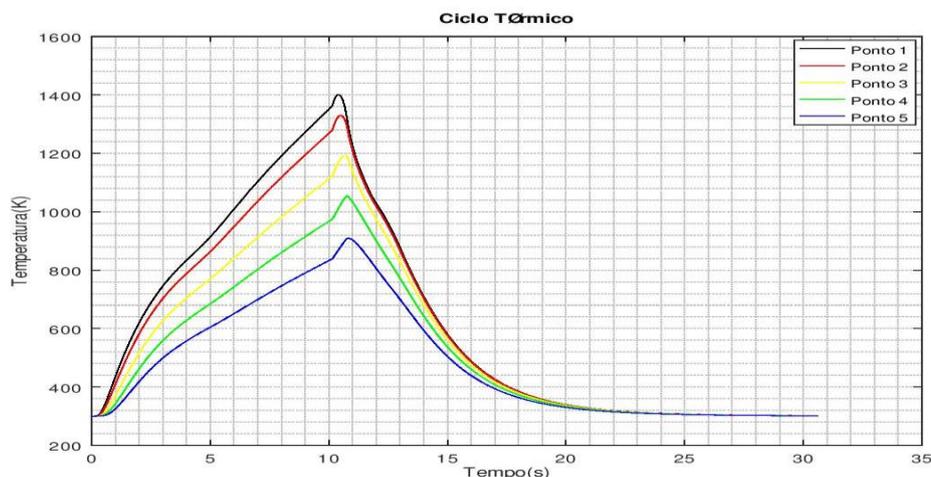


Figura 11. Ciclo térmico de diferentes pontos da condição referência

Analisando os ciclos térmicos, percebe-se a forma típica de “sino” encontrado em outros trabalhos de simulação numérica de processos de soldagem. Ao contrário de ciclos térmicos da soldagem à laser (KOUADRI-HENNI et al., 2017), onde a fusão é quase instantânea nas regiões onde o feixe de laser incide, no processo de soldagem por centelhamento o aquecimento ocorre em toda a seção transversal da interface (a energia é menos concentrada) e devido a constante perda de material na região de contato mecânico devido as forças eletromagnéticas presentes, as taxas de aquecimento são menores e estão mais distribuídas do que no processo à laser. Percebe-se um aumento súbito na temperatura um pouco antes do resfriamento, esse aumento se deve a corrente elétrica de recalque. As taxas de resfriamento se mostraram altas na simulação numérica.

Outro fato a se mencionar é o desfase entre os picos de temperatura nos diferentes pontos ao longo da junta, típicos em processos de soldagem. Na soldagem por centelhamento, quando fluxo elétrico é interrompido, a condução de calor é responsável pela perda de energia em regiões mais aquecidas para regiões vizinhas menos aquecidas. Por um curto período de tempo, as altas temperaturas destas regiões mais aquecidas são responsáveis pelo aquecimento das regiões menos aquecidas mesmo com o fluxo elétrico interrompido no sistema.

3 CONCLUSÃO

O objetivo principal deste texto foi propor um modelo de previsão de distribuição térmica de aços dp600 soldados por centelhamento e mostrar uma correlação (e não a validação definitiva) entre resultados obtidos experimentalmente com a simulação numérica realizada.

Nota-se que há uma correlação deste modelo numérico simplificado com resultados experimentais embora não se possa provar em definitivo o modelo numérico.

A forma do ciclo térmico está conforme o esperado com altas taxas de aquecimento (poucos segundos) atingindo temperatura de fusão e de transformação metalúrgica na interface de solda e em regiões próximas (poucos milímetros). Deve-se mencionar a presença do desfase dos picos de temperatura devido a onda de calor de regiões mais aquecidas para regiões menos aquecidas quando o fluxo elétrico é interrompido.

Por fim, deve-se mencionar que há 2 maneiras de validar o modelo numérico proposto e afirmar em definitivo o quanto o presente estudo está próximo da realidade (o que será discutido pelos autores para trabalhos futuros). Primeira forma é a utilização de termopares durante o processo (medição direta do ciclo térmico) sendo a mais recomendada (embora seja trabalhoso, pois a distância entre eletrodos para soldagem das chapas é muito pequena dificultando a medição dos termopares e proteção dos mesmos durante o centelhamento). A segunda forma é através dos resultados metalúrgicos obtidos do processo de soldagem. Comparar o tamanho da ZTA experimental com o obtido pelo modelo numérico (o que foi feito neste estudo mas para um mesmo material DP600 e com as mesmas condições de soldagem. Criação de um modelo numérico de crescimento de grão austenítico com base no histórico de temperatura dado pelo modelo térmico criado para, posteriormente, comparar com o resultado experimental (faz-se a soldagem do aço com os mesmos parâmetros do modelo) e posteriormente a caracterização microestrutural da junta soldada com reagente químico que revele o tamanho de grão durante o aquecimento da junta.

Agradecimentos

O mestrando Guilherme Ribeiro de Sá agradece a Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro iniciado a partir do ano de 2017 e número de processo 1764221.

REFERÊNCIAS

- 1 OZISIK, M. Necati. Heat Conduction. 2th ed. New York. Editora John Wiley & Sons, Inc., 1993, 692p.
- 2 ÇENGEL, Yunus A.; GHAJAR, Afshin J. Transferência de Calor e Massa, Uma Abordagem Prática. 4^a ed. Porto Alegre. Editora AMGH, 2012, 904p.
- 3 CALVIMONTES, Sergio Cordero. Modelamento Matemático do Perfil de Temperatura do Processo de Soldagem Flash Butt de Aços DP600. Volta Redonda, 2018. 175 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, 2018.
- 4 KIM, D. C. et al. Effect of Flash-Butt Welding Parameters on Weld Quality of Mooring Chain. World Academic of Materials and Manufacturing Engineering, v.38, p.112-117, 2009.
- 5 DOMINGUES, Nissandro. Soldabilidade do Aço Dual Phase 780. Belo Horizonte, 2013. 153 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2013.
- 6 KOUADRI-HENNI, A., et al. Residual stresses induced by laser welding process in the case of a dual-phase steel DP600: Simulation and experimental approaches. Materials and Design, v.123, p.89-102, 2017.
- 7 WANG, Weibin; et al. FEM simulation on microstructure of DC flash butt welding for an ultra-fine grain steel. Journal of Materials Processing Technology, v.161, p.497-503, 2004.
- 8 AWS; “Flash, Upset and Percussion Welding”; O’Brien, R. L. (editor); Welding Handbook; v.2, Welding Processes; 8th Ed.; chapter 18; Miami. Florida; 1991..
- 9 RONG, Youmin; et al. Residual stress modelling in laser welding marine steel EH36 considering a thermodynamics-based solid phase transformation. International Journal of Mechanical Sciences, v.146-147, p.180-190, 2018.
- 10 DE ARAUJO, Henrique César Almeida. Caracterização da soldagem por centelhamento topo a topo do aço DP 600 com SAE 1015 produzido na CSN no processo de decapagem. Volta Redonda, 2017. 65 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Metalúrgica) – Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, 2017.