

Estudo teórico e experimental da condução de calor no processo de soldagem ao arco submerso

R. C. Vasconcelos^{1*}, T. M. Maciel¹, J. M. A. M. Gurgel²

¹Unidade Acadêmica de Engenharia de Mecânica, UAEM/CCT - UFCG

Rua Aprígio Veloso, 882, CEP 58429-900, Campina Grande - PB

²Departamento de Tecnologia Mecânica, CT/UFPB

Campus I, Cidade Universitária, João Pessoa- PB

(Recebido em 23/04/2008; revisado em 14/07/2008; aceito em 22/04/2009)

(Todas as informações contidas neste artigo são de responsabilidade dos autores)

Resumo:

No trabalho presente, ciclos térmicos por método direto em metais de solda depositados em placas de aço SAR 120 T e ABNT 1020 de várias espessuras foram obtidos. Cordão sobre placa pelo processo de soldagem ao arco submerso foi feito variando-se os parâmetros de soldagem. Um programa computacional usando a linguagem FORTRAN e o método de volumes finitos para prever ciclos térmicos foi desenvolvido. A temperatura de pico, o tempo de resfriamento entre 800°C e 500°C e o tempo de resfriamento entre 500°C e 300°C em diferentes regiões da zona afetada pelo calor foram obtidos. Estes valores experimentais foram comparados com os valores obtidos por equações analíticas de fluxo de calor com o uso de propriedades térmicas constantes e com valores computacionais. A concordância entre os resultados experimentais e computacionais indica a validade do programa do computacional e do método de volumes finitos para solucionar problemas de transferência de calor em soldagem de aços.

Palavras-chave: Soldagem de aço; condução de calor; elementos finitos.

Abstract:

In this work, thermal cycles by direct method in solder metal deposited in SAR 120T and ABNT 1020 steel plates with different thickness were obtained. Cordon over the plate by solder metal process to submerge arc was done by changing the solder parameters. A computational program using FORTRAN language and a finite element method was developed to predict the thermal cycles. The peak temperature, the cooling time between 800°C and 500°C and 500°C and 300°C in different regions affected by the heat were obtained. The experimental values were compared with the values obtained by analytical equations of heating flux using thermal properties constants and computational values. The agreement between the experimental and theoretical values validates the computational program and the finite volume to solve the problems of heat transfer in steel solder.

Keywords: Steel solder; heat conduction; finite element.

* E-mail: ricocv@superig.com.br (R. C. Vasconcelos)

1. Introdução

Ao longo de sua história, o progresso experimentado pelo ser humano tem exigido constantemente o desenvolvimento de novos materiais para novas aplicações. O desenvolvimento tecnológico tem permitido o uso de uma gama de materiais na construção mecânica como aqueles de novas composições químicas, a exemplo dos aços microligados de alta resistência. Estes aços possuem maiores valores de limite de resistência e melhor tenacidade que outros aços "mais comuns". O aparecimento de novos materiais representa um avanço tecnológico quando houver possibilidade e facilidade de fabricação com os mesmos, incluindo-se aí, o baixo custo, tanto de obtenção destes materiais, quanto o de manufatura dos mesmos. Depreende-se daí a importância de se observar algumas características de fabricação desses materiais como, por exemplo, a sua soldabilidade. Esta característica é fundamental em aços de alta resistência devido à possibilidade de aparecimento, dentre outros defeitos, de trincas a frio provocadas pelo hidrogênio absorvido pelo material durante a execução de uma junta soldada.

A soldagem por fusão provoca, invariavelmente, o aparecimento de ciclos térmicos que produzem profundas mudanças no material que se está soldando e são de fundamental importância na formação dos vários tipos de microestrutura dela resultantes, que por sua vez têm grande influência sobre as propriedades mecânicas da junta soldada. A microestrutura e as tensões residuais são alguns fatores determinantes das propriedades das juntas soldadas. As propriedades mecânicas da junta, como a resistência e a tenacidade, por exemplo, dependem da composição química além do tipo, proporção e granulometria das fases presentes após o resfriamento e, por sua vez, são controladas pelas características do ciclo térmico. Deste modo, é imprescindível o controle do ciclo térmico que ocorre durante a soldagem para a obtenção de uma junta sã, isenta de trincas.

Devido a sua importância, expressões matemáticas baseadas em equações do fluxo de calor, foram deduzidas para estimar os valores de variáveis do ciclo térmico na soldagem em função das propriedades físicas e da espessura do metal a ser soldado, e dos principais parâmetros de soldagem tais como temperatura de preaquecimento e energia de soldagem e o próprio processo de soldagem.

A abordagem do problema de transferência de calor na soldagem até há bem pouco tempo era feita

quase que exclusivamente por métodos analíticos. Estes métodos, como é bem sabido, recorrem a hipóteses simplificadoras no intuito de tornar plausível a abordagem matemática elementar. Todavia, estas hipóteses podem comprometer o modelamento físico do problema e levar a soluções divergentes do real valor das propriedades desejadas ou a resultados não consistentes fisicamente.

Os métodos numéricos, com a disseminação do uso do computador, passaram a ser largamente utilizados e muitas das simplificações empregadas pelos métodos analíticos vieram abaixo. Na atualidade são largamente empregadas as técnicas de Elementos Finitos, Diferenças Finitas e Volumes Finitos. No presente trabalho empregou-se o recente Método dos Volumes Finitos na resolução de problemas de fluxo de calor na soldagem de chapas de aço carbono 1020 e de aço de alta resistência e baixa liga (ARBL) SAR 120 T de diferentes espessuras, variando-se os parâmetros de soldagem. Avaliou-se igualmente o efeito da energia de soldagem sobre o tempo de resfriamento entre 800°C e 500°C ($\Delta t_{8/5}$), entre 500°C e 300°C ($\Delta t_{5/3}$) e sobre a temperatura máxima (T_p) em diferentes pontos da Zona Termicamente Afetada (ZTA).

Por fim, procurou-se comparar os valores das principais variáveis do ciclo térmico obtido experimentalmente com aqueles obtidos através de expressões teóricas de fluxo de calor e, de igual modo, com aqueles obtidos numericamente via método dos volumes finitos.

2. Transferência de calor na soldagem

A lei de Fourier fornece a relação entre o fluxo de calor $q(r, t)$, função da posição r e do tempo t e o gradiente de temperatura $\nabla T(r, t)$. Esta lei está apresentada na equação (01) para um sólido isotrópico homogêneo onde k é a condutividade térmica do material [1]. O gradiente de temperatura é um vetor normal à superfície isotérmica.

$$q(r, t) = -k \nabla T(r, t) \quad (1)$$

A condução é, talvez, o principal modo de transferência de calor nos processos de soldagem. A energia deve ser suprida à poça de fusão em quantidade e intensidade suficientes para a realização de uma união adequada. Durante a soldagem o material funde e resfria rapidamente,

causando grande gradiente de temperatura. Como resultado do severo ciclo térmico, a microestrutura e as propriedades do material, numa região próxima ao metal de solda, são modificadas. A própria microestrutura, por sua vez, controla as propriedades térmicas e mecânicas do material soldado [2]. A maneira como o fluxo de calor é fornecido ao material durante e o modo como ele flui no material justificam a maioria dos fenômenos que ocorrem após a sua execução, quais sejam: contração, tensão residual, mudanças metalúrgicas, alterações físicas, alterações químicas, entre outras [3]. Em face destes fenômenos, é importante conhecer o campo de temperatura transiente durante a soldagem e resfriamento para ser possível estimar a microestrutura [4]. Pelo exposto, o calor fornecido à poça de fusão, representa uma fonte potencial de problemas pela sua influência direta nas transformações metalúrgicas e nos fenômenos mecânicos que ocorrem na zona de solda.

As três mais importantes características do processo de soldagem por fusão, com respeito ao seu efeito sobre as propriedades da junta, são a intensidade da fonte de energia, a taxa de calor fornecida por unidade de comprimento de solda e o tipo de efetividade do método usado para proteger a solda da atmosfera [5].

Como se vê, a fonte de energia responsável pela união dos materiais, também o é pelo aparecimento de prováveis problemas que ocorrem na junta soldada. Estes efeitos são causados pelos ciclos térmicos e pelas temperaturas a que a região está submetida, resultando daí, a importância do completo domínio dos fenômenos térmicos e do controle das variáveis que afetam o processo de soldagem [6,7,8]. Em suma, as condições do processo de soldagem e características do material interagem para definir as propriedades finais da junta soldada que, por sua vez, estão intimamente ligadas à microestrutura resultante do processo de soldagem [9].

Na soldagem, as reações ocorrem rapidamente em um pequeno volume do metal onde as condições térmicas são sensivelmente diferentes daquelas que ocorrem na produção, refino e fabricação de metais e ligas [10].

Na soldagem de aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL) deseja-se manter a tenacidade sem reduzir sua principal característica: a resistência mecânica. O principal aspecto que controla estas duas propriedades é a microestrutura resultante na junta soldada, tanto na ZTA como no metal de solda (região fundida) [11]. Na ZTA, uma região de grãos grosseiros confere baixa tenacidade à junta soldada,

sendo, por conseguinte, indesejável. Deste modo, quanto menor a sua extensão, melhores as propriedades da junta. Por sua vez, no metal de solda, uma elevada proporção de microconstituintes de baixa resistência, como a ferrita primária, ou de baixa tenacidade, como a martensita, pode comprometer seriamente as propriedades mecânicas da junta soldada. Por outro lado, microestruturas de pequena granulometria, como a ferrita acicular, no metal de solda, são bastante desejáveis neste sentido [12-15].

Dentre os fatores que afetam o processo de transferência de calor na soldagem, pode-se citar cinco como os mais importantes, a saber [12]:

- aporte de energia à junta soldada, também denominado energia de soldagem;
- rendimento térmico do arco elétrico;
- distribuição e picos de temperatura (ciclo térmico) durante a soldagem;
- tempo de permanência nessas temperaturas; e
- velocidade de resfriamento da zona de solda.

Uma análise criteriosa destes fatores e a seleção das variáveis de soldagem podem alterar freqüentemente a natureza e a extensão das mudanças metalúrgicas na ZTA para produzir uma junta mais satisfatória. De qualquer forma, considerações também devem ser dadas para o comportamento metalúrgico do material [16].

O perfil de temperatura durante a soldagem, um problema de fluxo de calor em sólidos, apresenta como característica particular o suprimento de calor (fonte de energia) que se move com uma velocidade usualmente constante na superfície da peça soldada. O problema está resolvido caso se possa indicar, a todo momento, a temperatura de cada ponto da peça, ou seja, calcular a distribuição de temperatura durante a soldagem [3].

Vários autores e engenheiros utilizam a simulação numérica como uma valiosa ferramenta para garantia de qualidade e controle do processo de soldagem [17,18]. O uso desta ferramenta se deve à sua simplicidade, conforto no uso, e precisão dos resultados.

No caso da metalurgia da soldagem, simulações matemáticas da história térmica podem ser uma ferramenta muito importante para prever características da junta soldada como a morfologia do metal de solda e de ZTA, assim como microestruturas e prováveis defeitos [18,10], uma vez que poderiam evitar trabalhos experimentais extensivos.

Sob o ponto de vista da praticidade, a aproximação analítica da solução de problemas de fluxo de calor na soldagem é preferível, desde que

isto torne possível o desenvolvimento de equações relativamente simples que forneçam o conhecimento requerido para um entendimento da curva temperatura-tempo. Contudo, por causa da complexidade do fenômeno do fluxo de calor, é sempre necessário avaliar a validade destes tipos de predições com o máximo de dados confiáveis, obtidos a partir de cálculos numéricos e medições, *in situ*, por termopares, por exemplo.

Análises teóricas demandam suposições simplificadoras; entretanto, ainda que modelos analíticos sejam afetados por estas hipóteses, é óbvio que estas soluções, em muitos casos, são suficientemente precisas para prover, pelo menos, uma descrição qualitativa do programa térmico de soldagem [10,8]. A distribuição de temperatura num conjunto soldado é principalmente determinada pelo aporte de calor, temperatura de preaquecimento, processo de soldagem e tipo e geometria da junta. O calor latente liberado durante as transformações de fases afeta minimamente a distribuição de temperatura. O campo de temperatura na poça fundida é, em geral, considerado ser governado pelas mesmas equações aplicadas ao metal sólido.

Rosenthal [3] foi o primeiro a tornar o problema manuseável, assumindo os parâmetros físicos como

densidade, calor específico, condutividade térmica e coeficiente de transmissão de calor de superfície, invariantes com a temperatura [19]. A teoria foi posteriormente estendida e refinada por vários pesquisadores [20-27].

3. Metodologia experimental

Visando validar a modelagem matemática proposta e sua solução numérica, foram realizados testes experimentais de soldagem em chapas de aço 1020 e SAR-120-T pelo processo ao arco submerso (SAS), e mediu-se, em pontos predeterminados, a temperatura da mesma. Utilizou-se o aço 1020, pela facilidade com que se encontra no comércio local e por conta de suas propriedades termofísicas (calor específico e condutividade térmica) serem bem caracterizadas, bem como o aço USI-SAR-120-T que permitirá testar a aplicabilidade do modelo numérico em um material cujas propriedades térmicas são menos conhecidas.

As composições químicas dos aços USI-SAR-120-T e 1020, e do metal de adição estão mostradas na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição química dos metais de base, do metal de adição.

Elemento	SAR120 T	1020	Eletrodo
C	≤ 0,200	0,180-0,230	0,110
Si	1,000-1,400	-	0,270
Mn	0,700-1,400	0,300-0,600	1,070
P	≤ 0,025	≤ 0,040	≤ 0,017
S	≥ 0,015	≤ 0,050	≤ 0,021
Cr	0,850-1,150	-	-
Ni	1,100-1,600	-	-
Mo	0,150-0,250	-	-
Cu	0,000	-	-
B (PPM)	≤ 60	-	-
Nb	≤ 0,080	-	-
V	≤ 0,100	-	-

O fluxo utilizado na soldagem foi o ASME-SFA:5.17/98 classificação F7AO-EL12 e F7AO-EM12K e arame de solda (Eletrodo) ASME SFA5.17:AWS A5.17 com diâmetro de 2,35mm. Deve-se frisar que o interesse do presente trabalho recaí sobre análise térmica o que levou a deixar à

parte as relações metal de base-eletrodo-fluxo bem como voltagem-amperagem-profundidade do cordão de solda para a consecução de uma solda de qualidade.

A soldagem, de forma automática, foi executada com uma corrente de 300A e voltagem de 32V.

Considerou-se o valor médio de 0,90 para a eficiência do arco, conforme reportado por Kou [28] e não houve preaquecimento da chapa ($T_0 = 30^\circ\text{C}$). As chapas de aço 1020 tinham, em milímetros, as seguintes dimensões (espessura/largura/comprimento): 13x100x300; 13x200x300; 31,6x100x300 e 31,6x200x300, já as chapas de aço SAR120T possuíam em milímetros as seguintes dimensões: 30,8x100x300 e 30,8x200x300. Para cada chapa, o cordão foi depositado com três velocidades (constantes) de soldagem (velocidade do arco elétrico) a saber: 3,5mm/s; 4,7mm/s e 5,7mm/s.

Testes preliminares levaram a definição das seguintes distâncias, que deixariam os termopares a 0,5mm da poça de fusão, na maior profundidade do furo e menor velocidade de soldagem:

Chapa fina, furos de 11,3mm, 10,8mm e 10,3mm de profundidade, abaixo da linha central do cordão de solda e, outra seqüência de mesmas profundidades, deslocados, a um dos lados, de 5mm da linha central de solda;

Chapa grossa, furos de 26,2mm, 25,7mm e 25,2mm de profundidade, abaixo da linha central do cordão de solda e, outra seqüência de mesmas profundidades, deslocados de 5mm da linha central de solda.

A disposição dos furos e a identificação dos canais de leitura das temperaturas podem ser vistas na Figura 1. A Figura 2 apresenta os corpos de prova a serem preparados para análise metalográfica onde se vê os furos de inserção dos

termopares. Termopares não-encapsulados do tipo K, Chromel-Alumel foram utilizados nos experimentos.

O equipamento de soldagem utilizado foi uma máquina de soldagem ao arco submerso White Martins V-800 série BMO-0510 com eletrodo no polo positivo.

A aquisição dos dados de temperatura ao longo do tempo foi realizada por sistema de aquisição de dados constituído de um computador 80486, 1Mb de RAM contendo uma placa de expansão tipo conversor analógico/digital CAD 12/32 com resolução de 12 bits de até 32 canais, possuindo reduzido tempo de conversão ($32 \mu\text{s}$) e elevada resolução devido a sua capacidade de ganho programável, software AqDados versão 4 para o MS-DOS.

Coletaram-se os valores de tensão, corrente e tempo com o auxílio do TC-1 – Instrumento para Medição de Tensão e Corrente, desenvolvido especificamente para aplicação em medições de tensão e corrente de soldagem.

Calculou-se a velocidade real de soldagem a partir do tempo medido com um cronômetro digital e do comprimento do cordão de solda medido com um escalímetro.

Não pertenceu ao escopo do presente trabalho a análise metalográfica dos cordões depositados.

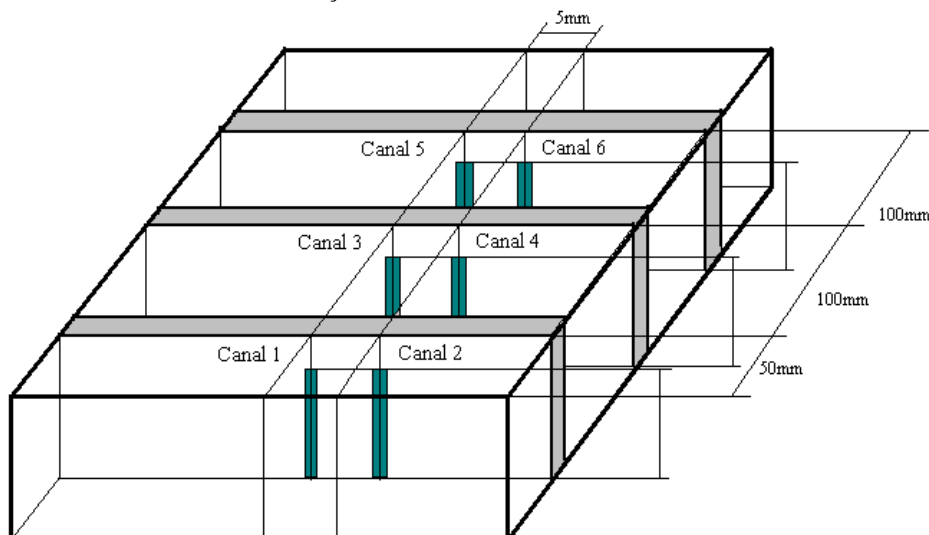


Figura 1 - Posição dos furos de inserção dos termopares.



Figura 2 – Corpos de prova a serem preparados para análise metalográfica. Vê-se os furos de inserção dos termopares.

4. Simulação numérica

A equação diferencial parcial que descreve o fenômeno é do tipo elíptica, o que requer que as condições de contorno devam ser especificadas em toda a fronteira do domínio. Neste caso, para a simulação do aquecimento da placa via processo de soldagem, utilizou-se um domínio computacional conforme Figura 3, onde se observa que existe simetria ao longo da linha central do cordão de solda, no centro da face superior da chapa no plano que passa pelos pontos $(x,y,0)$. Em assim sendo, optou-se por utilizar como domínio computacional a metade do corpo de prova, com os valores de $z \geq 0$.

A metade da chapa representada na Figura 3 que consiste no volume à direita do plano de simetria foi dividida em pequenos volumes para que se pudesse executar a discretização pelo método dos volumes finitos. Na Figura 4 apresenta-se o volume de controle associado ao ponto nodal P. Os pontos N, S, E, W, F e T são os pontos vizinhos, norte, sul, leste, oeste, frente, trás, nomenclatura usualmente utilizada. Por sua vez, os pontos n, s, e, w, f e t, em torno de P, situam-se nas faces do volume de controle P, e são assim chamadas de face “n”, face “s”, face “e” e assim sucessivamente. Percebe-se então que este volume possui vizinhos em todos os seus lados e ele é, portanto, chamado de volume central ou interno.

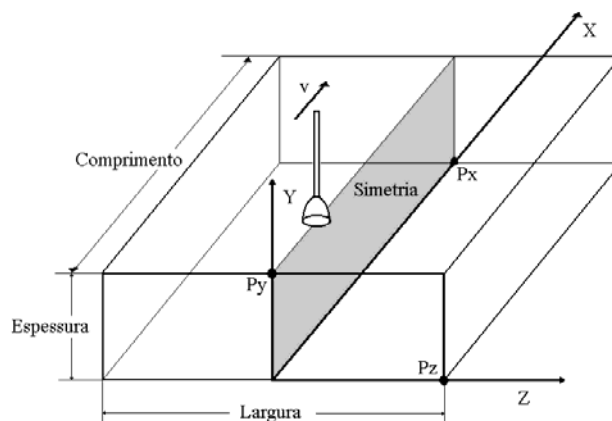


Figura 3 – Representação esquemática da soldagem da chapa onde se vê o plano de simetria, os eixos e constantes utilizadas na programação.

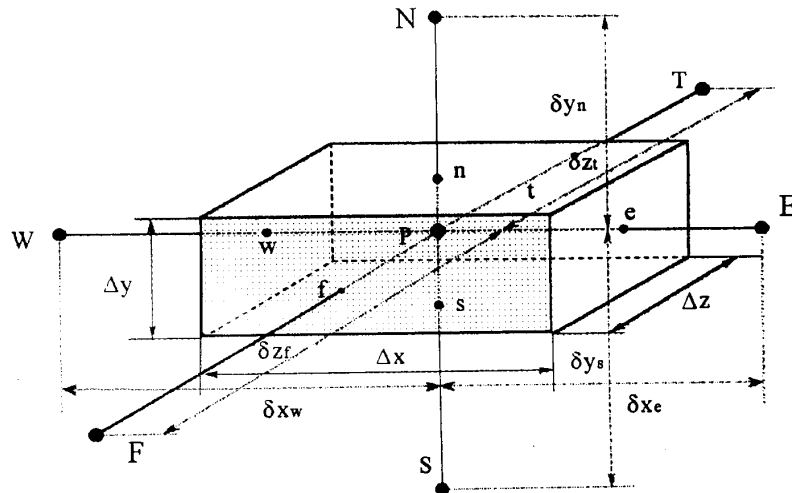


Figura 4: Configuração geométrica do problema físico usado na simulação numérica

A equação da condução de calor foi discretizada utilizando-se o método de volumes finitos com os pontos nodais localizados no centro do volume de controle e a malha adotada possui volumes inteiros em todo o domínio. Este procedimento facilita a generalização da determinação dos coeficientes além de simplificar a aplicação das condições de contorno Patankar [29]. A malha utilizada tinha 60x60x60 nós.

As equações foram resolvidas iterativamente pelo método Gauss-Seidel, por ser um método iterativo, permitindo o uso dos valores das variáveis calculadas dentro do mesmo ciclo iterativo além de facilitar o tratamento das não-linearidades como a dependência de k com a temperatura.

A condução de calor tridimensional transiente sem geração de calor é dada pela Lei de Fourier abaixo:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2)$$

A fonte de energia móvel se deslocou com uma velocidade v , em m/s, constante ao longo do eixo X em $Y(J) = Py$ conforme ilustra a Figura 3. A fonte de energia considerada foi superficial e homogeneamente distribuída e c_p representa calor específico à pressão constante em J/kg $^{\circ}C$.

No intuito de eliminar restrições das equações desenvolvidas por Rosenthal devido à consideração de a condutividade térmica e de o calor específico serem constantes, Blodgett [30] recorreu à equações retiradas do “Handbook of Thermophysical Properties of Solid Materials Vol. 2” em seus estudos, dadas pelas Equações 03 e 04 a seguir, também utilizadas neste trabalho.

$$k = \begin{cases} 4,184 \times 10^2 x \left[0,1552 - 1,2553 \times 10^{-4} x T + 2,497 \times 10^{-8} x T^2 + 8,026 \times 10^{-12} x T^3 \right] & \text{para } T \leq 1400^{\circ}C \\ 0,05 \times 4,184 \times 10^2 & \text{para } T > 1400^{\circ}C \end{cases} \quad (3)$$

$$c = \begin{cases} 4,184 \times 10^3 x \left[\begin{aligned} & (0,094487 + 2,7894 \times 10^{-4} x T - 1,6885 \times 10^{-7} x T^2 - 4,7829 \times 10^{-9} x T^3) + \\ & (+ 1,478 \times 10^{-11} x T^4 - 1,0946 \times 10^{-14} x T^5) \end{aligned} \right] & \text{para } T \leq 850^{\circ}C \\ 0,16 \times 4,184 \times 10^3 & \text{para } T > 850^{\circ}C \end{cases} \quad (4)$$

Nas equações acima (3) e (4) k representa a condutividade térmica do material soldado em

W/m $^{\circ}C$ e c o calor específico do material no estado sólido em J/kg $^{\circ}C$.

5. Resultados e discussão

Antes da execução dos ensaios promoveu-se a identificação dos corpos de prova como se pode ver na tabela 2, onde CP significa corpo de prova. A identificação descontinuada deveu-se a ensaios descartados devido a problemas na máquina de

solda, no sistema de aquisição de dados ou na execução dos ensaios. Tabela 3 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios.

Tabela 2 – Identificação dos corpos de prova.

Identificação	Material (aço)	Dimensão (mm ³)
CP02	1020	300x100x32
CP06	SAR120T	300x200x30,08
CP12	1020	300x100x32
RC24	1020	300x200x13

Tabela 3 – Parâmetros de soldagem utilizados nos ensaios.

Identificação	Tensão (V)	Corrente (A)	Rendimento (η)	Velocidade real de Soldagem (mm/s)	Aporte líquido de calor (H_l) (kJ/mm)
CP2	29,5	466,5	0,9	5,7	2,1729
CP6	32,4	281,2	0,9	5,7	1,4386
CP12	29,6	467,1	0,9	5,7	2,1831
RC24	29,7	467,5	0,9	5,7	2,1923

As Figuras 5, 6, 7 e 8 apresentam uma comparação entre as curvas temperatura x tempo experimental e numérica para quatro dos corpos de provas ensaiados.

Observa-se que o valor da temperatura máxima teórica foi sempre maior que o valor experimental, obtidos nos ensaios, o que se justifica pelo fato dos valores teóricos usarem em seus cálculos os valores de condutividade térmica, calor específico e densidade relativos à temperatura ambiente, levando pois, a uma superestimativa da temperatura máxima obtida nos ensaios. Este mesmo motivo leva a valores de $\Delta t_{8/5}$ e $\Delta t_{5/3}$ experimentais maiores que os valores teóricos. Outro motivo que pode ter contribuído para a discrepância entre valores teóricos e experimentais foi a possibilidade dos termopares não estarem, de fato, em contato com o fim do furo, especialmente para o caso dos termopares nus. A frequência de aquisição de dados, apesar de ter-se utilizado a máxima que o conjunto sistema de aquisição de

dados/ensaios permitia, pode não ter sido suficiente para acompanhar o ensaio com a sensibilidade desejada, deixando de coletar valores mais altos de temperatura.

A Figura 5 diz respeito ao canal 1 do corpo de prova CP02. A pequena discrepância no aquecimento pode ser justificada pelas dificuldades citadas acima no que tange ao sistema de aquisição de dados. Observa-se uma boa concordância entre as curvas durante o resfriamento. Nas Figuras 6 e 7 também se observa uma boa concordância na fase de resfriamento para o canal 2 do corpo de prova CP12 e canal 1 do corpo de prova CP24. O fato de se ter chapas com espessuras e velocidades de soldagem diferentes não influenciou no desempenho da solução numérica aqui desenvolvida, haja vista a mesma se adaptar a qualquer dimensão das chapas e qualquer velocidade de soldagem.

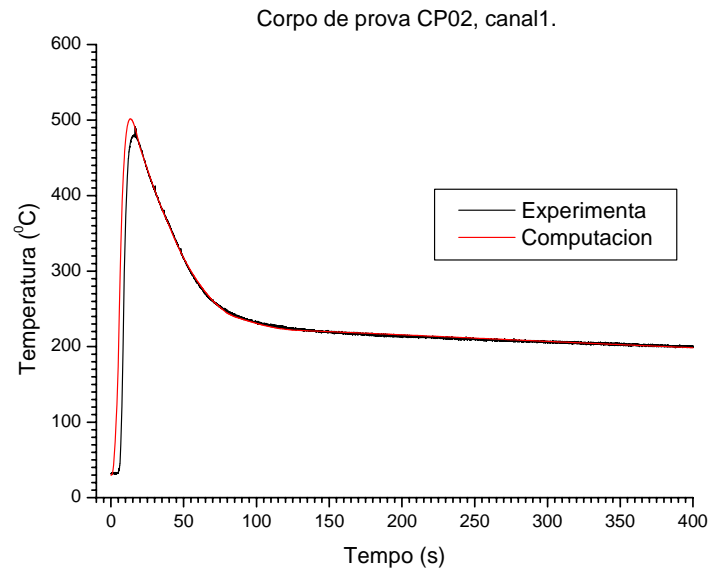


Figura 5 – Curva obtida pelo modelo computacional para o canal 1 do corpo de prova CP02.

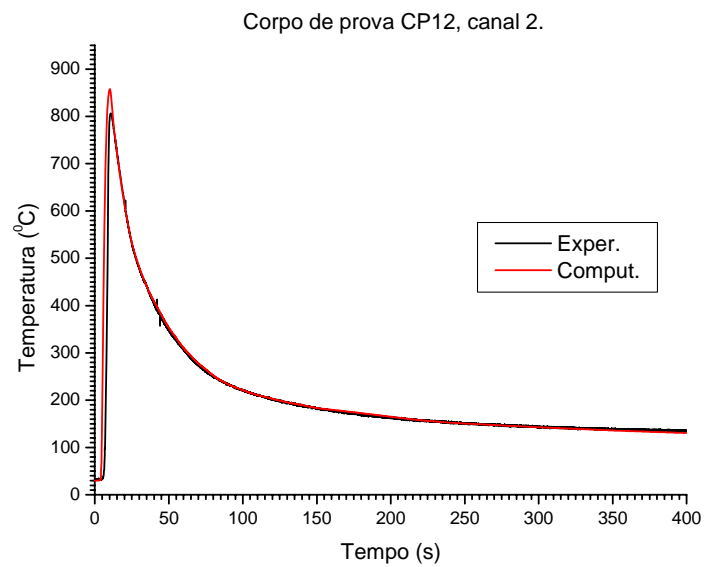


Figura 6 – Curva obtida pelo modelo computacional para o canal 2 do corpo de prova CP12.

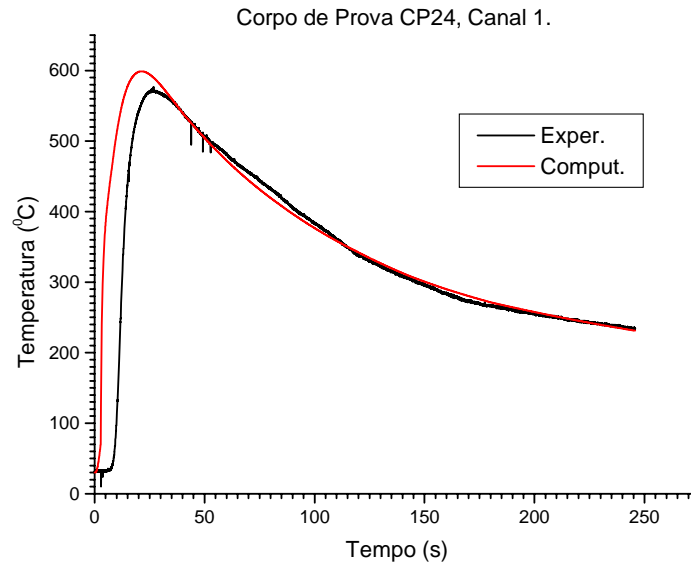


Figura 7 – Curva obtida pelo modelo computacional para o canal 1 do corpo de prova CP24.

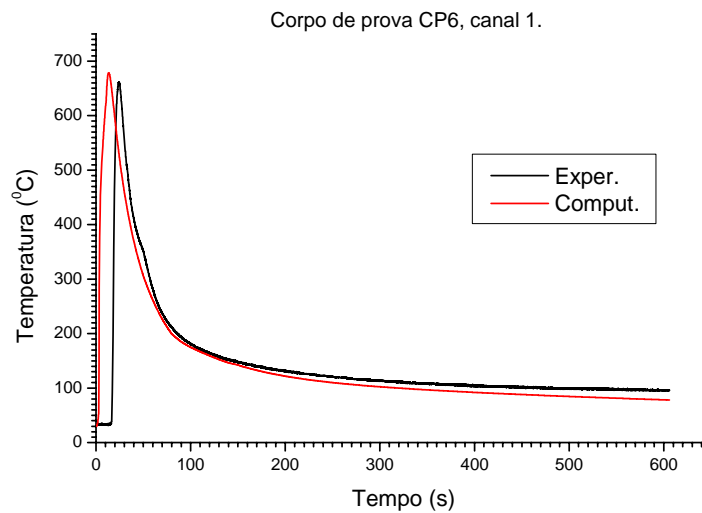


Figura 8 – Curva obtida pelo modelo computacional para o canal 1 do corpo de prova CP06.

Infere-se daí uma ligeira discrepância entre as curvas experimental e computacional para o caso da chapa SAR 120T, do corpo de prova CP06, canal 1, da Figura 8. Embora não tenha havido concordância durante o resfriamento, observa-se que o comportamento da curva computacional acompanha o da curva experimental e a divergência pode ser justificada pelo fato de os valores das propriedades térmicas utilizados no programa terem sido os mesmos para o aço 1020 por desconhecer-se os valores dessa propriedade para o aço SAR 120T.

$$\frac{1}{T_p - T_0} = \frac{2\pi k \alpha e}{Q_i v} \left[2 + \left(\frac{vh'}{2\alpha} \right)^2 \right] + \frac{1}{T_f - T_0} \quad (5)$$

As equações (5) e (6) permitem calcular a temperatura de pico (T_p) em chapas grossa e fina respectivamente [12,16], onde h' representa a distância a partir da zona de fusão, T_f a temperatura de fusão, α a difusividade térmica em m^2/s , d a espessura da chapa em metros e e a base do logaritmo natural:

$$\frac{1}{T_p - T_0} = \frac{v\rho cdh'\sqrt{2\pi e}}{Q_t} + \frac{1}{T_f - T_0} \quad (6)$$

As duas equações (70 e (8), as mais utilizadas para o cálculo do tempo de resfriamento entre

800°C e 500°C ($\Delta t_{8/5}$) [12] são baseadas nas equações de Rosenthal [3], para juntas soldadas:

$$\Delta t_{8/5} = \frac{\eta \cdot H}{2 \cdot \pi \cdot k} \left[\left(\frac{1}{500 - T_0} \right) - \left(\frac{1}{800 - T_0} \right) \right] \quad (7)$$

$$\Delta t_{8/5} = \left(\frac{1}{4 \cdot \pi \cdot k \cdot \rho \cdot c} \right) \cdot \left(\frac{\eta \cdot H}{d} \right)^2 \cdot \left[\left(\frac{1}{500 - T_0} \right)^2 - \left(\frac{1}{800 - T_0} \right)^2 \right] \quad (8)$$

A equação (7) é utilizada para chapas grossas e a equação (8) para chapas finas. O cálculo de $\Delta t_{5/3}$ é feito substituindo os valores 500 e 800 por 300 e 500 respectivamente, nas equações (7) e (8). ρ significa a densidade em kg/m³.

A distinção entre chapa fina e chapa grossa para o cálculo de $\Delta t_{8/5}$ é feita através da espessura crítica h_c definida pela equação [31,32]:

$$h_c = \sqrt{\left\{ \frac{\eta \cdot H}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left[\left(\frac{1}{500 - T_0} \right) + \left(\frac{1}{800 - T_0} \right) \right] \right\}} \quad (9)$$

Quando a espessura da chapa for maior que h_c o fluxo de calor ocorre por 3 vias de dissipação, isto é: a chapa é considerada grossa.

As equações (5) a (9) foram deduzidas sob as seguintes condições: as propriedades térmicas não variam com a temperatura; a fonte de calor é considerada pontual ou linear; não se considera o calor liberado das transformações de fase; a placa é considerada infinita; é considerada perda de calor apenas por condução.

A Tabela 4 apresenta um quadro comparativo entre os valores de $\Delta t_{8/5}$, $\Delta t_{5/3}$ e T_p obtidos do programa computacional com os valores experimentais e teóricos para os corpos de prova e canais das Figuras 5 a 8. A análise desta tabela mostra que:

A temperatura máxima teórica é sempre maior que a experimental e a obtida pela solução numérica, fato esperado haja vista que o valor teórico é obtido com propriedades térmicas em temperaturas próximas à ambiente, como dito anteriormente. O valor computacional maior que o

experimental também se justifica pela dificuldade de se obter valores precisos de temperatura tendo sido utilizado tanto termopares não encapsulados, como encapsulados. Inércia térmica, resistência de contato entre o termopar e a chapa, efeito aleta do termopar além de fuga de posição do termopar podem contribuir para uma temperatura medida inferior à real. Não foi detectada influência do furo sobre a temperatura medida a partir de observações da microestrutura em microscópio ótico.

Os valores de $\Delta t_{8/5}$ foram sempre menores que os valores de $\Delta t_{5/3}$ nos três casos: teórico, numérico e experimental, fato lógico, haja vista que a troca de calor por radiação e convecção para o meio ser mais acentuada em temperaturas mais elevadas.

Os valores de $\Delta t_{8/5}$ e $\Delta t_{5/3}$ teóricos foram sempre inferiores aos computacional que, por sua vez, foram semelhantes aos experimentais, fatos que podem ser justificados, também, pelos motivos enumerados no item "a" acima.

Tabela 4 – Comparação entre os valores de $\Delta t_{8/5}$, $\Delta t_{5/3}$ e T_{\max} experimental, computacional e teórico.

Identificação	$\Delta t_{8/5}$	$\Delta t_{8/5}$	$\Delta t_{8/5}$	$\Delta t_{5/3}$	$\Delta t_{5/3}$	$\Delta t_{5/3}$	T_{\max}	T_{\max}	T_{\max}
	Exper. (s)	Comput. (s)	Teórico (s)	Exper. (s)	Comput. (s)	Teórico (s)	Exper. (°C)	Comput. (°C)	Teórico (°C)
CP02 Canal 1**	-	-	5,3	-	41,0	10,0	480,0	500,0	531,0
CP06 Canal 1**	-	-	3,5	24,5	24,0	6,6	660,0	680,0	720,4
CP12 Canal 2**	16,0	14,0	5,3	37,0	36,0	10,0	800,0	851,0	887,2
CP24 Canal 1**	-	-	32,7	95,0	102,0	105,8	570,0	600,0	773,5

*Termopar encapsulado **Termopar não encapsulado;

6. Conclusões

O programa computacional desenvolvido no presente trabalho se mostrou eficiente no levantamento dos ciclos térmicos desenvolvidos em chapas soldadas comprovando que o método dos volumes finitos pode ser utilizado na transferência de calor na soldagem. Assim, a solução numérica mostrou-se consistente com o modelo físico, todavia, a dificuldade de se medir temperatura no interior da amostra obstruiu uma análise mais acurada, principalmente durante a fase de aquecimento da amostra, que ocorre de maneira extremamente rápida.

A modelagem matemática desenvolvida neste trabalho permitirá avaliar as propriedades que uma junta soldada possa vir a ter, oferecendo ao soldador e ao engenheiro um procedimento de soldagem para que, sejam alcançadas as propriedades desejadas.

O sistema de aquisição de dados utilizados para a obtenção dos ciclos térmicos se mostrou adequado para a obtenção dos valores de $\Delta t_{8/5}$ e $\Delta t_{5/3}$. Não podemos ser concludentes quanto à temperatura máxima na aquisição simultânea dos seis canais, haja vista discrepâncias nas temperaturas máximas experimentais e teóricas.

As propriedades térmicas, em particular o calor específico e a condutividade térmica, exercem forte efeito no cálculo do perfil térmico na chapa. Deste modo, a suposição de propriedades constantes como normalmente admitidos nos modelos analíticos levam, muitas vezes, à imprecisão nos resultados.

O método “in situ” com a simples inserção do termopar no furo, sem sua respectiva soldagem, também conduz a valores diferentes face à resistência de contato formada entre a ponta do termopar e a chapa, podendo ser agravado pela oxidação dos mesmos quando o devido cuidado não é observado. Outros fatores agravantes de

imprecisão dos resultados são o efeito “aleta” causado pelo termopar encapsulado em bainha metálica e a retirada de material da chapa pela realização do furo (neste trabalho, pela análise metalográfica, não se verificou influência desta retirada de material). Por conseguinte, no método “in situ”, deve-se utilizar o termopar mais fino possível, de conformidade com o furo que se possa usar.

Variações, mesmo que pequenas, nos valores das distâncias entre o termopar e a linha de fusão provocam alterações significativas nos valores de T_p , $\Delta t_{8/5}$ e $\Delta t_{5/3}$.

Referências

- [1] Özisik, M. N. Heat Conduction. USA: John Wiley & Sons. Inc., 1980.
- [2] Goldak, J. et al. Computer Modeling of Heat Flow in Welds. Metallurgical Transaction B, v. 17B, p.587-600, september 1986.
- [3] Rosenthal, D. Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. Welding Research Supplement, 20(5): 220s-234s, May, 1941.
- [4] Thermal Stresses I, Elsevier Science Publishers B. V., 1986
- [5] Lancaster, J. F. Metallurgy of welding. 3. ed. London: George Allen & Unwin Ltda., 1980.
- [6] Demchenko, V. et al. “Effects of the Welding Thermal Cycle on the Structure and Toughness of Metal in the Heat Affected Zone in Quenched and Tempered 09G2S Steel”. Automatic Welding, 1986, Vol. 11, pp 12-15.
- [7] Wang, G.R. et al. “Weld Thermal Cycles and Precipitation Effects in Ti-V-Containing HSLA Steels”. Metallurgical Transaction A Vol. 20A pp. 2093-2100, Oct., 1989

- [8] Easterling, K. Introduction to the Physical Metallurgy of Welding. London: Butterworths e co. Ltda., 1983.
- [9] Bhole, S. D.; Adil, G. K. Modelling of Heat Flow in Arc Welding: a state-of-the-art survey. SAMPE Journal, Vol.26, No.2, Mar./Apr. 1990. Pp. 63-66.
- [10] Grong, Ø. Metallurgical Modelling of Welding. Cambridge: University Press, 1994.
- [11] Lopes, C. M. F. Avaliação da variação do ciclo térmico na soldagem de Aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL). Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro de Ciências e Tecnologia da Universidade Federal da Paraíba. Campina Grande - PB, 2000. 131 f.
- [12] Wainer, E.; Brandi, S. D.; Mello, F. D. H. de. Soldagem, processos e metalurgia. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1992.
- [13] Martins, S. H. Estudo das trincas induzidas pelo hidrogênio através do Ensaio de Restrição Controlada. Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais da Universidade Federal de São Carlos. São Carlos - SP. 1990.
- [14] Silva, M. L. Controle da umidade em eletrodos e sua influência nas trincas a frio no metal de solda. Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro de Ciências e Tecnologia da Universidade Federal da Paraíba. Campina Grande - PB. 1989.
- [15] Fechine, G. J. M.; Maciel, T. M. Influência da temperatura de preaquecimento na microestrutura e na dureza de metais de solda de aços ARBL. COBENE/SICTEC 95, UFPE, Recife, PE. P.p. 120. Out., 1995.
- [16] Welding Handbook, 7 ed. American Welding Society Vol.1, Cap2, Florida 1976.
- [17] Rosenthal, D. The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments, Transactions of the ASME. Nov., 1946, Vol. 68, pp 849-866
- [18] Myhr, O. R.; Grong, Ø. Dimensionless Maps for Heat Flow Analyses in Fusion Welding. Acta Metall. Mater. Vol.38, 1990, pp.449-460.
- [19] Boo, K. S; Cho, H. S. Transient Temperature Distribution in Arc Welding of Finite Thickness Plates. Journal of Engineering Manufacture, Part B, pp. 175-183, 1990.
- [20] Christensen, N.; Davies, V. D. L.; Gjermundsen, K. British Welding Journal, 12,54-75, (1965).
- [21] Adams Junior, C. M. Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding. Welding Research Supplement, May 1958, p. 210s-215s.
- [22] Myers, P. S.; Uyehara, O. A.; Borman, G. L. Fundamentals of heat flow in welding. Welding Research Council Bulletin, No. 123, July 1967, 1-46.
- [23] Ashby, M.F.; Easterling, K. E. Acta Metall. 1984, 32, 1935-1948
- [24] Grong, Ø.; Christensen, N. Meter. Sci. Tech., 1986, 2, 967-973
- [25] Lindgren, L. E. Temperature Fields in Simulation of Butt-Welding of Large Plates. Communications in Applied Numerical Methods, v. 2, n. 2, p. 155-164, mar-apr 1986.
- [26] Zhang, H. J. Non-quase-steady analysis of heat conduction from a moving heat source. Journal of Heat Transfer – Transactions of ASME, v. 112, p. 777-781, aug. 1990.
- [27] Oreper, G.; Eagar, T. W.; Szekely, J. Convection in arc weld pools. Welding Journal, v. 62, n. 11, p. 307s-312s, nov. 1983.
- [28] Kou, S. Welding Metallurgy. USA: John Wiley & Sons. 1987.
- [29] Patankar, S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. USA: Hemisphere Publishing Corporation, 1980.
- [30] Blodgett, O. W. Calculating Cooling Rates by Computer Programming. Welding Journal, Mar. 1984, p. 19-34.
- [31] Kohno, R.; Jones, S. B. An Initial study of Arc Energy and Thermal Cicles in The Submerged-Arc Welding of Steel. The Welding Institute Research Report, 81/ 1978 / PE. , p.1-20. Dec., 1978.
- [32] Maciel, T. M.; Alcântara, N. G.; Kiminami, C. S. Transformações microestruturais em metais de solda de aços ARBL. In: ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM, 20, 1993, CONTAGEM, MG. Anais. Contagem: ABS, 1994. P. 391-404.