

ESTUDO DE CAUSAS DAS DIFERENÇAS ENTRE RESULTADOS DE SOLUÇÃO ANALÍTICA E MEDIÇÕES DE TEMPERATURA NA ZTA DE SOLDAS

Luciano Amaury dos Santos – emc3las@emc.ufsc.br

Antônio Fábio Carvalho da Silva – fabio@emc.ufsc.br

Carlos Enrique Niño – cenino@emc.ufsc.br

Augusto José de Almeida Buschinelli – buschi@emc.ufsc.br

Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC

CEP 88040-900, Florianópolis, SC, Brasil

Resumo. Neste artigo são discutidas causas das diferenças observadas entre resultados de medições de temperatura realizadas com termopares colocados na zona termicamente afetada (ZTA) de soldas e resultados de solução analítica para a condução de calor na soldagem. São considerados nesta discussão (parcialmente baseada em soluções numéricas) alguns efeitos desprezados na solução analítica: do furo realizado para a colocação do termopar na ZTA, do calor latente de fusão e da dependência da condutividade térmica em relação à temperatura (incluindo-se aí, de forma aproximada, o efeito da convecção presente no interior da poça de soldagem). Todos estes efeitos revelaram-se importantes em experimentos como os considerados no presente trabalho, mas não ao ponto de tornarem a solução analítica (e sua comparação com os resultados experimentais) desinteressante. É dada atenção especial à soldagem com pulsação térmica.

Palavras-chave: Soldagem, Condução de calor, Medição de temperatura

1. INTRODUÇÃO

Em trabalho anterior (Santos *et al.*, 1999) foi apresentada a dedução de uma solução analítica para a condução de calor em uma chapa plana de espessura finita aquecida por uma fonte de calor distribuída que se move sobre a sua superfície superior, e que perde calor para o ambiente através de ambas as suas superfícies segundo a lei de resfriamento de Newton. No presente trabalho procura-se investigar as causas das diferenças observadas entre os resultados desta solução analítica, que é mostrada novamente na seção 2 do presente trabalho, e medições feitas com termopares.

1.1 Condições de soldagem e medição de temperaturas

Foram realizados cordões por simples aquecimento com tocha TIG de chapas de aço ABNT 1020, com espessuras H de 10 e 30 mm. Na superfície oposta àquela onde incidiria a fonte de calor, foram usinados furos cegos de 2,5 mm de diâmetro, com profundidade tal

que a junção do termopar (a ser soldada no fundo do furo por descarga capacitiva), ficasse dentro da zona termicamente afetada ZTA produzida pelas soldagens. Os termopares usados foram do tipo K (Chromel-Alumel), realizados com fios de 0,25 mm de diâmetro. Os fios dos termopares foram isolados por miçanga cerâmica de 2 mm de diâmetro.

Nos experimentos foi utilizado um eletrodo de 3,2 mm de diâmetro com um ângulo de ponta de $\theta_E = 60^\circ$ em polaridade direta. Procurou-se manter a distância eletrodo-peça em $d_{E/P} = 2,0$ mm e foi usado argônio como gás de proteção, à vazão de 15 l/min. Foi utilizada corrente contínua pulsada em uma frequência de 1 Hz, com tempos de pulso e base iguais (de 0,5 s). A corrente de pulso foi de $I = 180$ A e a de base $I = 10$ A. Os valores médios de tensão durante o pulso e a base de corrente, medidos durante os ensaios, foram de $U = 13$ e 11 V, respectivamente. A velocidade de soldagem empregada foi $v = 10$ cm/min. A temperatura ambiente permaneceu em torno de $T_0 = 20$ °C.

1.2 Incertezas de medição

Existe uma incerteza associada às variações de composição química que ocorrem durante a fabricação dos termopares tipo K. De acordo com a norma ANSI C 96.1, esta incerteza deve estar dentro da faixa de $\pm 2,2$ °C quando se mede temperaturas entre 0 e 277 °C, e menor que $\pm 0,80$ % da leitura quando esta (expressa em °C) estiver entre 277 e 1250. Para uma leitura de, por exemplo, 1000 °C, a incerteza seria de ± 8 °C.

As incertezas associadas aos outros componentes do sistema de medição de temperatura, calculados a partir de dados do fabricante, são de $\pm 2,4$ °C para o condicionador de sinais e $\pm 1,7$ °C para a placa de aquisição, em uma leitura de 1000 °C. Desta forma, considerando-se a propagação de erros no sistema de medição (incluindo o termopar), obtém-se uma incerteza de ± 9 °C em uma leitura como essa.

Existem incertezas na medição da tensão e corrente elétricas de soldagem. De acordo com Corrêa (1999); elas podem ser significativas (incertezas da ordem de $\pm 2,5$ % nos valores de corrente e $\pm 0,6$ % nos valores de tensão). A incerteza acerca da velocidade do sistema de deslocamento empregado para conduzir a tocha de soldagem é pequena (± 1 %), visto que ele utiliza um motor de passo de resolução elevada. Também existem incertezas no posicionamento da junção dos termopares, de $\pm 0,2$ mm em cada uma das suas coordenadas.

2. A SOLUÇÃO ANALÍTICA

De acordo com a dedução mostrada em artigo anterior (Santos *et al.*, 1999) o campo de temperatura em uma chapa plana de espessura H [m] aquecida por uma fonte de calor distribuída que atua na sua superfície superior ($z = 0$) é dado por

$$T(x', y, z, t) - T_0 = \int_{t_0}^t \frac{q(\tau)}{\pi k H} \frac{a}{[2a(t - \tau) + \sigma^2]} \exp\left\{-\frac{[x' + v(t - \tau)]^2 + y^2}{4a(t - \tau) + 2\sigma^2}\right\} \times \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} A(\kappa_n) \exp[-a \kappa_n^2 (t - \tau)] [\kappa_n \cos(\kappa_n z) + (h_{s1}/k) \text{sen}(\kappa_n z)] \right\} d\tau \quad (1)$$

sendo

$$A(\kappa_n) = \frac{\kappa_n H}{[\kappa_n^2 + (h_{s1}/k)^2] \left[H + \frac{(h_{s2}/k)}{\kappa_n^2 + (h_{s2}/k)^2} \right] + h_{s1}/k} \quad (2)$$

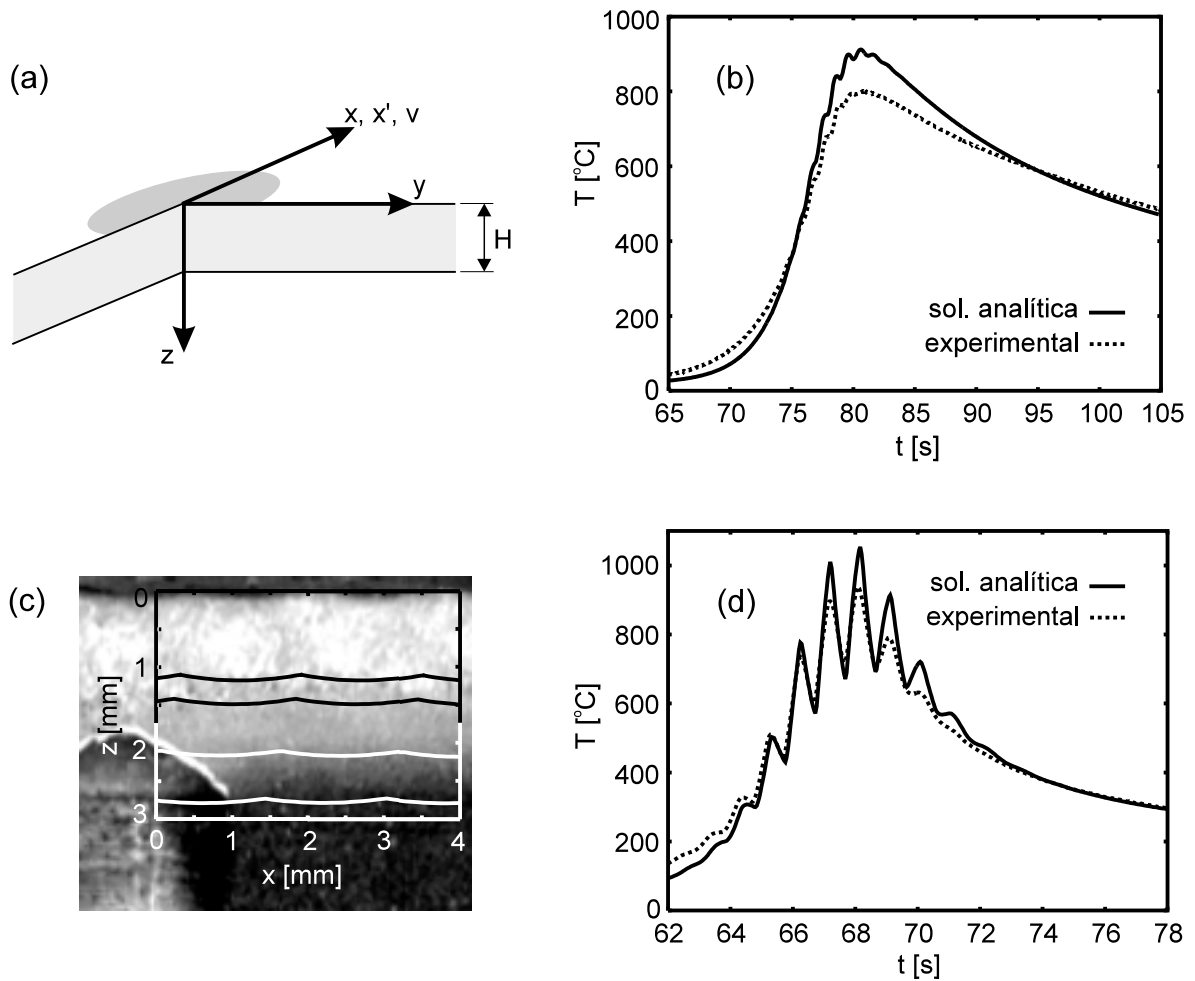


Figura 1 - Geometria e sistema de coordenadas usados na solução analítica (a), ciclos térmicos na chapa de 3 mm de espessura (b), seção longitudinal da chapa de 10 mm de espessura (c) e ciclos térmicos na chapa de 10 mm de espessura (d).

κ_n são as raízes positivas da equação¹

$$\tan(\kappa_n H) = \frac{\kappa_n (h_{s1} + h_{s2})}{k \kappa_n^2 - h_{s1} h_{s2} / k} \quad (3)$$

$t_0 < t$ é o instante em que a fonte de calor começa a atuar. Em $t = t_0$, supõe-se que a temperatura seja uniforme ao longo de toda a chapa e igual à temperatura ambiente T_0 .

Na Fig. 1(a) são representados os dois sistemas de coordenadas cartesianas utilizados no desenvolvimento desta solução analítica: o sistema (x, y, z) , fixo à chapa, e o sistema (x', y, z) , que acompanha o movimento da fonte de calor².

A fonte de calor se move com a velocidade v [m/s] (constante) ao longo da direção x , de modo que $x' = x - vt$. A distribuição do fluxo de calor q'' [W/m²] proveniente desta fonte³ se dá em torno da origem deste sistema de coordenadas, na superfície superior da

¹Esta equação aparece com um erro de digitação no artigo de Santos *et al.* (1999).

²Neste sistema de coordenadas, se a fonte de calor tiver intensidade e distribuição constantes ou periódicas, é alcançado, após algum tempo, um regime permanente ou permanente periódico.

³De fato o fluxo de calor que atravessa cada ponto da superfície $z = 0$ é dado pela diferença entre o valor assumido localmente por este fluxo q'' e o valor de fluxo de calor perdido para o ambiente naquele

chapa ($z=0$), segundo a expressão

$$q''(x', y, t) = \frac{q(t)}{2\pi\sigma^2} \exp\left[-\frac{(x')^2 + y^2}{2\sigma^2}\right] \quad (4)$$

onde σ [m] é o parâmetro de distribuição de fluxo de calor. O fluxo total de calor q [W] entregue à chapa pela fonte de calor nos processos de soldagem a arco voltaico é calculado em função da tensão elétrica através do arco U [V] e da corrente de soldagem I [A] pela expressão $q = \eta UI$, sendo η (adimensional) a eficiência térmica do processo de soldagem.

Na expressão (1) aparecem a condutividade k [W/(m °C)] e a difusividade a [m²/s] térmicas, e ainda os coeficientes h_{s1} e h_{s2} [W/(m² °C)], de transferência de calor pelas superfícies superior e inferior da chapa respectivamente.

2.1 Dados empregados na solução analítica

No uso da solução analítica são necessários valores de eficiência térmica e parâmetro de distribuição de fluxo de calor que não são fáceis de encontrar. Com base em resultados em termos de geometria da solda (como o mostrado na Fig. 1(c)) e ciclos térmicos como os mostrados nas Figs. 1 (b) e (d) os presentes autores têm usado valores de eficiência térmica de soldagem pelo processo TIG dados, em função da corrente de soldagem I [A], pela expressão

$$\eta = 0,72 - 4,4 \times 10^{-4} I \quad (5)$$

Esta expressão foi inspirada em gráfico mostrado por Giedt *et al.* (1989), associado por aqueles autores ao uso de soluções analíticas que consideram uma fonte de calor distribuída, como a analisada no presente trabalho. O gráfico de Giedt *et al.*, porém, fornece valores um pouco diferentes de eficiência térmica, dados por

$$\eta = 0,60 - 2,5 \times 10^{-4} I \quad (6)$$

É importante notar que a variação de temperatura prevista pela solução analítica, $T - T_0$, é diretamente proporcional ao valor de eficiência térmica η utilizado no cálculo de q . Para o cálculo do parâmetro de distribuição do fluxo de calor σ [mm] (aqui em milímetros) em função da corrente de soldagem I [A], da distância eletrodo-peça $d_{E/P}$ [mm] e do ângulo de ponta do eletrodo θ_E [graus] foi usada a expressão

$$\sigma = 0,50 + 4,4 \times 10^{-3} I + 0,22 d_{E/P} + 4,0 \times 10^{-3} \theta_E \quad (7)$$

como uma forma simplificada de representar os resultados obtidos por Tsai e Eagar (1985).

Para o aço baixo-carbono (ABNT 1020) usado nos experimentos em discussão os presentes autores têm adotado os valores de condutividade e difusividade térmicas recomendados por Grong (1994): $k = 40$ W/(m °C) e $a = 8 \times 10^{-6}$ m²/s.

Os resultados mostrados na Fig. 1 são para o regime permanente periódico, de modo que as origens dos eixos do tempo e da coordenada x são relativamente arbitrárias. Os ciclos térmicos mostrados na Fig. 1(b) são para uma posição afastada de $y = 5,0$ mm da linha de centro da solda e a uma profundidade $z = 1,5$ mm. Os ciclos térmicos mostrados na Fig. 1(d) são para uma posição sobre o plano de simetria da solda, $y = 0$, a uma profundidade de $z = 1,8$ mm. Na Fig. 1(c) são indicadas as linhas em que foram previstas as temperaturas máximas de 1520 °C, 1320 °C (estas duas em preto), 1000 °C

ponto desta superfície dado pela lei do resfriamento de Newton, $q_l'' = h_{s1}(T - T_0)$.

e 800 °C (estas duas na cor branca), sobrepostas à macrografia da seção longitudinal da solda. À esquerda da imagem na Fig. 1(c) pode-se notar ainda o furo usado para a colocação do termopar. Foram adotados nos cálculos os valores de $h_{s1} = 50 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C})$ e $h_{s2} = 18 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ }^\circ\text{C})$, estimados de forma relativamente grosseira, mas que afetam pouco os resultados na região próxima à zona fundida, conforme verificou-se em trabalho anterior (Santos *et al.*, 1999).

2.2 Limitações da solução analítica

Além das incertezas de medição, outras origens de diferenças entre os resultados da solução analítica e as medições de temperatura (vide Figs. 1 (b) e (d)) são as seguintes.

Simplificações da equação diferencial e das condições de contorno utilizadas no desenvolvimento da solução analítica: o movimento do metal líquido no interior da poça de soldagem foi desprezado; foi ignorada a dependência que as propriedades termofísicas do material apresentam em relação à temperatura (e o calor latente associado às mudanças de fase); foi desprezada a dependência que os coeficientes de transferência de calor através das superfícies da chapa apresentam em relação à temperatura dessas superfícies (que pode ser considerável, por causa da troca de calor por radiação); foi considerada uma distribuição gaussiana de fluxo de calor sobre a superfície da chapa (embora este não seja um retrato perfeito da forma como entra na chapa o calor proveniente do arco voltaico que promove a soldagem) e foram estimados (com uma incerteza significativa) os valores de fluxo total de calor e do parâmetro que descreve a distribuição desse fluxo no modelo gaussiano.

Simplificações da geometria do domínio considerado na solução analítica: foram desconsiderados a largura e o comprimento da chapa (tomados como infinitos); foi ignorada a presença do furo em que são colocados os termopares nos experimentos; foi desprezada qualquer deflexão da superfície da poça de metal líquido.

3. A SOLUÇÃO NUMÉRICA

Para avaliar a importância de alguns efeitos ignorados no desenvolvimento da solução analítica foi utilizada uma abordagem numérica: o método numérico pode superar com facilidade algumas das limitações impostas pela forma simples como se deduziu a solução analítica. Para evitar, entretanto, que as soluções numéricas se tornassem demoradas de obter optou-se por trabalhar apenas com a fonte de calor estacionária ($v = 0$), de forma que o problema torna-se bidimensional (axissimétrico em torno do eixo z) e, nesse sentido, mais simples que o problema resolvido analiticamente. Mas a abordagem numérica permitiu levar em conta a condutividade dependente da temperatura, o calor latente de mudança de fase e a presença do furo para colocação do termopar. O domínio e o sistema de coordenadas cilíndricas utilizados nesta abordagem são representados na Fig. 2(a).

O movimento do líquido no interior da poça de soldagem é desprezado nesta solução numérica. Embora sejam bem conhecidas técnicas para resolver o problema magneto-hidrodinâmico que ocorre na poça de soldagem não pareceu razoável a estes autores, considerando os propósitos do presente estudo, lançar-se ao trabalho de resolvê-lo, sobretudo porque, mesmo resolvendo-o e obtendo assim uma descrição detalhada dos fenômenos físicos ali presentes, certamente restariam diversas incertezas associadas às condições de

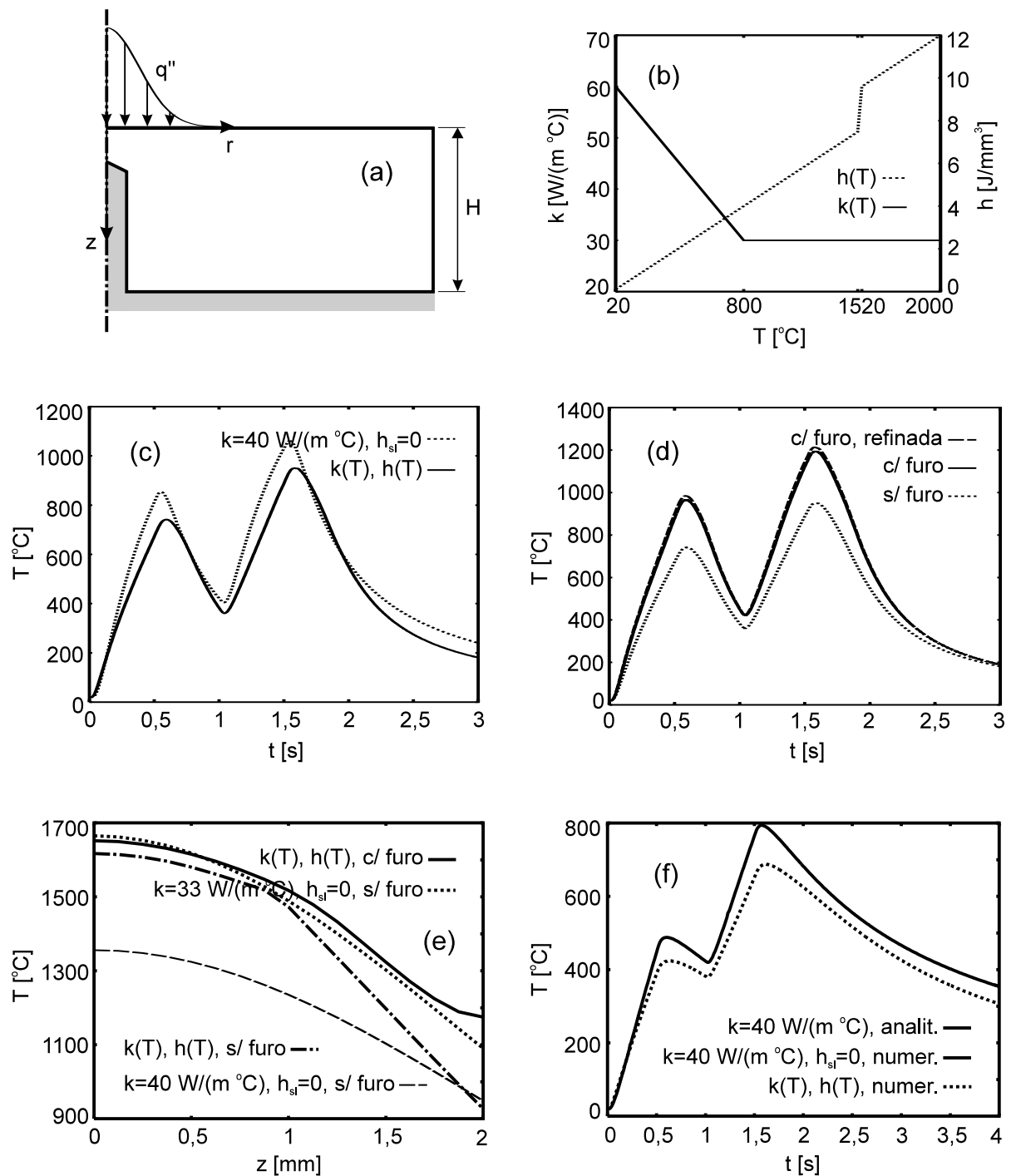


Figura 2 - Geometria e sistema de coordenadas utilizados na solução numérica (a), propriedades termofísicas dependentes da temperatura (b), ciclos térmicos calculados considerando diversas propriedades termofísicas (c), ciclos térmicos calculados considerando ou não o furo para colocação do termopar (d), perfis de temperatura sobre o eixo de simetria, no instante $t = 1,65$ s (e) e ciclos térmicos para chapa de 3 mm de espessura (f).

contorno (Choo *et al.*, 1990) e às propriedades termofísicas (Mundra *et al.*, 1992) envolvidas no problema.

Então as condições de contorno para os problemas simplificados de *condução* resolvidos numericamente no presente trabalho são: na superfície superior da chapa, $z = 0$, de fluxo prescrito segundo a expressão (4) (notando-se que $r^2 = (x')^2 + y^2$); na superfície inferior, $z = H$, de fluxo nulo; na superfície cilíndrica externa, $r = r_D$, de temperatura prescrita igual a temperatura inicial do domínio $T = T_0$. No eixo de simetria, $r = 0$, não são necessárias condições de contorno. Nos casos em que é considerada a presença do furo para colocação do termopar (que aparece junto ao eixo de simetria na Fig. 2(a)) anula-se o fluxo através das faces daqueles volumes de controle cujo centro encontra-se dentro da região abrangida pelo furo. A geometria do furo foi estimada a partir da geometria da broca utilizada para realizá-lo, que tinha 2,5 mm de diâmetro e ângulo de ponta de 110° . O fundo do furo foi considerado localizado em $z = 2$ mm de profundidade, nos cálculos em que o furo foi representado.

Foram consideradas duas espessuras de peça, $H = 10$ mm e $H = 3$ mm, sendo que para a primeira utilizou-se um domínio de raio $r_D = 20$ mm e para a segunda um domínio de raio $r_D = 40$ mm (a localização da fronteira $r = r_D$ é suficientemente distante para não afetar, praticamente, os resultados mostrados aqui em termos de temperaturas na região próxima à origem do sistema de coordenadas).

Para obter ciclos térmicos parecidos com os observados na soldagem com pulsação térmica, quando a fonte de calor passa pulsando sobre uma determinada região da peça, considerou-se a fonte de calor (estacionária no problema resolvido aqui) emitindo dois pulsos de calor (em que passa 0,5 s transferindo $q = 2,00$ kW para a peça e depois 0,5 s desligada, com $q = 0$). Após estes dois pulsos, simulados nos dois primeiros segundos representados na solução numérica, a fonte de calor é desprezada (a superfície $z = 0$ torna-se adiabática). Foi utilizado o parâmetro de distribuição do fluxo de calor $\sigma = 2,0$ mm, em todos os resultados mostrados nesta seção.

3.1 O método numérico

O método de Volumes Finitos (Özişik, 1993, §12-5) utilizado aqui, baseado na formulação em entalpia (Özişik, 1993, §11-5) para o tratamento de mudança de fase, consiste basicamente no uso da seguinte equação explícita para cálculo da entalpia $h_{i,j}^n$ [J/m³] média no volume de controle (i, j) após o n -ésimo passo de tempo:

$$h_{i,j}^n - h_{i,j}^{n-1} = \frac{2 \Delta t \left[r_{i+1/2} k_{i+1/2,j}^{n-1} \left(T_{i+1,j}^{n-1} - T_{i,j}^{n-1} \right) - r_{i-1/2} k_{i-1/2,j}^{n-1} \left(T_{i,j}^{n-1} - T_{i-1,j}^{n-1} \right) \right]}{\Delta r \left(r_{i+1/2}^2 - r_{i-1/2}^2 \right)} + \frac{\Delta t \left[k_{i,j+1/2}^{n-1} \left(T_{i,j+1}^{n-1} - T_{i,j}^{n-1} \right) - k_{i,j-1/2}^{n-1} \left(T_{i,j}^{n-1} - T_{i,j-1}^{n-1} \right) \right]}{(\Delta z)^2} \quad (8)$$

A posição do centro do volume de controle (i, j) é dada por $r_i = (i - 1/2)\Delta r$ e $z_j = (j - 1/2)\Delta z$. Após o n -ésimo passo de tempo tem-se $t = n\Delta t$. A temperatura média em cada volume de controle $T_{i,j}^{n-1}$ é calculada, a partir do valor de entalpia $h_{i,j}^{n-1}$ usando uma relação como, por exemplo, a função inversa da $h(T)$ mostrada na Fig. 2(b). A condutividade térmica média em cada volume de controle $k_{i,j}^{n-1}$ é calculada em função da temperatura $T_{i,j}^{n-1}$ usando uma relação como a $k(T)$ mostrada na Fig. 2(b). A condutividade em uma interface qualquer entre dois volumes de controle é dada pela média aritmética das condutividades dos dois volumes de controle que a interface separa, por exemplo $k_{i+1/2,j}^{n-1} =$

$$(k_{i+1,j}^{n-1} + k_{i,j}^{n-1})/2.$$

As condições de contorno são aplicadas com o auxílio de volumes fictícios (Özişik, 1993, §12-6). É usado o passo de tempo dado pela expressão

$$\Delta t = \frac{0,4}{a_*} \left[\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{(\Delta z)^2} \right] \quad \text{sendo que} \quad a = k \left(\frac{dT}{dh} \right) \quad (9)$$

a_* [m²/s] é o valor máximo que a difusividade térmica a poderá assumir no domínio espaço-temporal da solução numérica. Este valor pode ser estimado a partir das funções $k(T)$ e $h(T)$ dadas para o material da chapa. É importante notar que, embora tenha sido considerado um intervalo de fusão/solidificação entre 1495 °C e 1520 °C, este intervalo é muito estreito (para as malhas utilizadas) e as soluções numéricas obtidas apresentam algumas oscilações numéricas em regiões cujas temperaturas estão próximas deste intervalo. Estas oscilações, entretanto, não afetam significativamente os resultados mostrados aqui. Shyy *et al.* (1996) apresentam diversas técnicas para o tratamento deste problema.

3.2 Resultados e discussão

Na Fig. 2(c) são mostrados resultados obtidos para a chapa com 10 mm de espessura, calculados utilizando: as funções $k(T)$ e $h(T)$ mostradas na Fig. 2(b) e os valores constantes de $k = 40$ W/(m °C) e $a = 8 \times 10^{-6}$ m²/s (o que implica uma função $h(T)$ linear, em que o calor latente de fusão h_{sl} é nulo). Embora não sejam mostrados aqui, por economia de espaço, foram obtidos resultados também desprezando o calor latente de fusão, mas considerando a condutividade dependente da temperatura, e resultados considerando uma condutividade térmica aumentada (multiplicada por 2) quando o material ultrapassava o intervalo de solidificação, como fizeram Goldak *et al.* (1986) para simular o efeito do movimento do metal líquido no interior da poça de soldagem. Estes resultados ficaram entre as duas curvas mostradas na Fig. 2(c). A conclusão extraída destes testes foi de que a hipótese de condutividade constante, para um material que tem a condutividade variável com a temperatura da forma mostrada na Fig. 2(b) (representativa do comportamento dos aços-carbono) é, em princípio, mais prejudicial do que a desconsideração do calor latente ou da convecção no interior da poça de soldagem, quando se calcula ciclos térmicos que ocorrem na ZTA de soldas TIG parecidas com as realizadas nos experimentos discutidos no presente trabalho.

Na Fig. 2(d) são mostrados resultados obtidos considerando-se ou não a presença do furo usinado para colocação do termopar. Os resultados mostrados na Fig. 2(c) foram obtidos sem considerar a presença do furo, mas em ambas as figuras são mostrados ciclos térmicos para a posição $r = 0$, $z = 2$ mm, onde idealmente estaria localizado o termopar. Nota-se que o furo tem um efeito muito importante, conforme haviam observado Barry *et al.* (1963). Em algumas macrografias como a mostrada na Fig. 1(c) é possível perceber a perturbação causada pelo furo no campo de temperatura (que provoca as diferenças de microestrutura reveladas pelo ataque químico). Embora este efeito do furo seja impressionante, é importante notar que outras incertezas envolvidas neste problema podem ter um impacto semelhante: um teste feito considerando o parâmetro $\sigma = 2,5$ mm provocou uma redução da temperatura máxima prevista tão grande quanto a provocada pela desconsideração do furo. Os resultados que aparecem nas Figs. 2 (c), (d) e (e) foram obtidos com uma malha de 160×80 volumes, com exceção da curva identificada como *refinada* na legenda da Fig. 2 (d), obtida com malha de 320×160 volumes e usada para mostrar que, apesar do método numérico bastante simplificado, os erros de discretização são pequenos

nos resultados apresentados aqui.

Na Fig. 2(e) são mostrados perfis de temperatura sobre o eixo de simetria, no instante $t = 1,65$ s, próximo do qual as temperaturas alcançam seus valores máximos neste problema. Comparando o perfil obtido considerando as funções $h(t)$ e $k(t)$ e a presença do furo (c/ furo) com o perfil obtido usando as mesmas funções mas desconsiderando o furo (s/ furo), nota-se que a perturbação causada pelo furo é muito sensível junto à posição $r = 0$, $z = 2$ mm, mas diminui de importância em posições distantes desta (em particular quando z diminui, caminhando-se sobre a linha de simetria em direção à superfície superior da chapa). Comparando este perfil s/ furo, mas com condutividade variável, com o perfil obtido usando a condutividade constante de $k = 40$ W/(m °C) e desprezando o calor latente de fusão ($h_{sl} = 0$), nota-se que, se o uso da condutividade de 40 W/(m °C) fornece resultados razoáveis em termos de temperaturas na ZTA, certamente ele parece inadequado para a previsão das temperaturas na zona fundida e da geometria desta zona: o intervalo de fusão/solidificação não foi alcançado em nenhum ponto do domínio usando-se este valor de condutividade. Finalmente o perfil obtido utilizando $k = 33$ W/(m °C) e desprezando o calor latente vem mostrar que pelo menos as temperaturas máximas e a geometria da solda podem ser previstas de modo razoável a partir da solução da condução linear de calor, desde que se utilize um valor de condutividade térmica mais próximo daquele previsto para temperaturas em torno do intervalo de fusão/solidificação (nesta faixa de temperaturas a função $k(T)$ mostrada na Fig. 2(b) fornece o valor de 30 W/(m °C)).

Os perfis que aparecem na Fig. 2(f) são apresentados com o objetivo de mostrar que a redução de espessura (para 3 mm), embora modifique os perfis de temperatura e as dimensões da zona fundida (maiores nas chapas de menor espessura), não altera significativamente o efeito das simplificações na descrição das propriedades termofísicas do material implicadas na solução analítica. Estes perfis foram obtidos para a posição $r = 5$ mm, $z = 1,5$ mm. Não foi considerada a presença do furo, já que considerar um furo nesta posição tornaria o problema tridimensional, mas supõe-se que um furo mais distante do centro da distribuição do fluxo de calor que aquece a peça tenha um efeito menor que aquele mostrado na Fig. 2(d). Na Fig. 2(f) é mostrada ainda a solução analítica obtida com $k = 40$ W/(m °C) e $a = 8 \times 10^{-6}$ m²/s, coincidindo com a solução numérica obtida com as mesmas propriedades. Isto significa que a fronteira $r = r_D$ do domínio da solução numérica está suficientemente distante da região em que foram calculados estes perfis para não perturbá-los e que a malha de 320×30 volumes utilizada para estas simulações numéricas de chapas de 3 mm está suficientemente refinada.

4. CONCLUSÃO

A maior parte das conclusões do estudo relatado no presente artigo já haviam sido antecipadas em trabalhos anteriores. Dentre estes trabalhos vale a pena destacar o de Barry *et al.* (1963) em que é enfatizada a importância da perturbação causada pelos furos feitos para colocação de termopares na ZTA (são sugeridas técnicas para contornar a dificuldade que isto causa) e é lembrada a importância de uma escolha adequada (dependente da temperatura que se deseja prever) dos valores de propriedades termofísicas adotados nas soluções analíticas. A confirmação dessas descobertas anteriores (pouco conhecidas, aparentemente) é considerada importante pelos autores.

Mas a contribuição mais importante que restou para o presente trabalho foi a constatação de que a combinação do efeito do furo realizado para a colocação dos termopares com o efeito da condutividade térmica variável do aço carbono (agravada pela incerteza

acerca do valor de eficiência térmica) pode levar a sérios enganos com relação à acurácia de previsões analíticas dos ciclos térmicos a que estão sujeitas as ZTA de soldas. De fato este estudo indica que os presentes autores, em virtude de tais enganos, vinham trabalhando com valores de eficiência térmica (dados pela expressão (5)) superestimados. Os valores recomendados por Giedt *et al.* (1989) (reproduzidos pela expressão (6)) seriam mais aconselháveis.

REFERÊNCIAS

- Barry, J.M., Paley, Z. & Adams, C.M., Jr., 1963, Heat Conduction from Moving Arcs in Welding, *Welding Journal*, vol. 42, pp. 97s–104s.
- Choo, R.T.C., Szekely, J. & Westhoff, R.C., 1990, Modeling of High-Current Arcs with Emphasis on Free Surface Phenomena in the Weld Pool, *Welding Journal*, vol. 69, pp. 346s–361s.
- Corrêa, M.A., 1999, *Diretrizes de Projeto e Qualificação Metrológica de Sistemas de Medição de Grandezas Elétricas em Processos de Soldagem a Arco*, Dissertação de Mestrado, Florianópolis, UFSC.
- Giedt, W.H., Tallerico, L.N. & Fuerschbach, P.W., 1989, GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements, *Welding Journal*, vol. 68, pp. 28s–32s.
- Goldak, J., Bibby, M., Moore, J., House, R. & Patel, B., 1986, Computer Modeling of Heat Flow in Welds, *Metallurgical Transactions B*, vol. 17B, pp. 587–600.
- Grong, Ø., 1994, *Metallurgical Modelling of Welding*, Londres, The Institute of Materials.
- Mundra, K., DebRoy, T., Zacharia, T. & David, S.A., 1992, Role of Thermophysical Properties in Weld Pool Modeling, *Welding Journal*, vol. 71, pp. 313s–320s.
- Özişik, M.N., 1993, *Heat Conduction*, 2^a ed., Wiley.
- Santos, L.A., Silva, A.F.C., Niño, C.E. & Buschinelli, A.J.A., 1999, Condução de Calor na Soldagem com Pulsação Térmica, *Anais do XV COBEM* (em CD-ROM).
- Shyy, W., Udaykumar, H.S., Rao, M.M. & Smith, R.W., 1996, *Computational Fluid Dynamics with Moving Boundaries*, Taylor & Francis.
- Tsai, N.S. & Eagar, T.W., 1985, Distribution of the Heat and Current Fluxes in Gas Tungsten Arcs, *Metallurgical Transactions B*, vol. 16B, pp. 841–846.

SOME CAUSES OF DIFFERENCES BETWEEN ANALYTICAL RESULTS AND TEMPERATURE MEASUREMENTS IN WELD HAZ

Abstract. *In this paper are discussed some causes of the differences observed between temperature measurements, taken through thermocouples inserted in the weld heat affected zone (HAZ), and analytical results. In this discussion (partially based in numerical solutions) some effects disregarded in the analytical solution are considered: that of the hole drilled for locating the thermocouple in the HAZ, that of the latent heat of fusion and that of the the temperature dependence of the thermal conductivity (the effect of the stirring present inside the weld pool can be approximately taken in account by the use of an artificially augmented conductivity value for the molten material). All these effects seem to be important in experiments like those considered in the present work, but not at the point of making the analytical solution (and its comparison with the measurements) uninteresting. Special attention is given to welding with thermal pulsing.*

Key-words: *Welding, Heat conduction, Temperature measurement*