



DETERMINAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA E QUEDA DE TENSÃO NO ELETRODO DURANTE A SOLDAGEM MIG/MAG

Admilson Vieira da Costa - Eng. Mecânico, MSc em Soldagem, Professor da Universidade de Uberaba, doutorando no LAPROSOLDA da Universidade Federal de Uberlândia, 38400-902, Uberlândia – MG, tel. (34) 3239-4149, Ramal 54, e-mail: admilson.costa@uniube.br

Louriel Oliveira Vilarinho - Eng. Mecânico, MSc em Soldagem, doutorando no LAPROSOLDA da Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: vilarinho@mecanica.ufu.br

Rafael Ariza Gonçalves, Físico, MSc em Metalurgia, doutorando no LTM da Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: ltm-ariza@ufu.br

Américo Scotti – Eng. Mecânico, PhD em Soldagem, professor/pesquisador do LAPROSOLDA da Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: ascotti@mecanica.ufu.br

Resumo. *A determinação das componentes da tensão total de arco é de extrema importância para a avaliação de gases de soldagem, pois estas componentes refletem em efeitos práticos, como por exemplo, sobre a eficiência térmica para fundir o eletrodo e sobre o aporte de calor para a chapa. O objetivo desse trabalho foi o de desenvolver um programa numérico para o levantamento do perfil (ou distribuição) de temperatura no eletrodo, bem como para a determinação da queda de tensão no eletrodo por unidade de comprimento em soldagens MIG/MAG. Para tanto, o eletrodo foi modelado matematicamente considerando-se uma condução de calor em regime transiente unidimensional acrescida do termo fonte (Efeito Joule). As distribuições de temperatura obtidas numericamente para três condições de soldagem específicas foram comparadas às variações microestruturais do arame-eletrodo ensaiado nestas mesmas condições. Os resultados obtidos para o campo de temperatura foram satisfatórios, pois se conseguiu prever, numericamente, a posição no eletrodo na qual a temperatura deixa de influenciar a microestrutura. Além disso, a estimativa numérica da queda de tensão no eletrodo por unidade de comprimento confirma resultados obtidos em trabalhos anteriores.*

Palavras-chave: Soldagem MIG/MAG, tensão de arco, distribuição de temperatura, física do arco

1. INTRODUÇÃO

A eficiência do arco elétrico de soldagem MIG/MAG está diretamente relacionada à energia gasta para mantê-lo. Esta energia pode ser associada à tensão total de soldagem, a qual é composta por quedas de tensão específicas de regiões distintas do arco (zona anódica + coluna + zona catódica) somada à queda de tensão proporcionada pelo eletrodo e gota. Estas quedas de tensão variam em função das variações do comprimento do arco e, conseqüentemente, do comprimento do eletrodo em soldagens. Estas variações, por sua vez, são conseqüências das condições de soldagem (gás de proteção, material, parâmetros elétricos, etc.). Prever como estas condições podem influenciar a estrutura energética do arco poderá minimizar o trabalho de ajustagem de parâmetros, otimizando, dessa forma, os procedimentos de soldagem.

Uma das formas de se prever a composição destas quedas de tensão seria aplicando

metodologias experimentais. Duas metodologias específicas para a determinação dessas quedas de tensão, uma para o caso da transferência metálica por curto-circuito e outra para transferência metálica em vôo livre foram recentemente propostas (Costa & Scotti, 2000, e Costa et al., 2000). Essas metodologias baseiam-se, em grande parte, na determinação experimental da queda de tensão no eletrodo (parte energizada do arame, podendo ou não conter gota na sua extremidade). Entretanto, trabalhos publicados, até então, aplicando outras metodologias (Lenivkin et al., 1978 e Lenivkin et al., 1989) não contém dados que ratifiquem as metodologias propostas.

Em função disso, o intuito desse trabalho é propor uma metodologia alternativa para a determinação da queda de tensão no eletrodo a partir do perfil de temperatura do eletrodo, para, com isso, se poder comparar resultados obtidos por diferentes métodos.

2. DOMÍNIO DO MODELO E FORMULAÇÃO MATEMÁTICA

A metodologia apresentada neste trabalho consiste na determinação da queda de tensão no eletrodo, considerando-se a variação das propriedades do material com a temperatura. Para isso, foi desenvolvido um programa que estima numericamente a distribuição de temperatura no arame-eletrodo em função dos parâmetros de soldagem e das propriedades do material. Para tanto, o eletrodo foi modelado matematicamente através da condução de calor em regime transiente unidimensional acrescida do termo fonte (Efeito Joule).

Como as propriedades físicas são dependentes da temperatura (problema não-linear), a resolução do problema torna-se mais complexa. Porém, para simplificar, Modenesi (2000) considerou o problema como sendo linear (propriedades físicas constantes). Entretanto, através de simulações iniciais, verificou-se grandes discrepâncias entre os modelos não-linear e linear. O método mais robusto encontrado para a solução deste problema seria o Método de Runge-Kutta, uma vez que as condições de contorno normalmente impostas na literatura são para a posição $x = 0$, ou seja, este é um problema de valor inicial. Entretanto, para proporcionar uma maior liberdade para a estipulação das condições de contorno (por exemplo, caso se conheça a temperatura do bico de contato), foi utilizada uma discretização por diferenças finitas. Assim, ao invés de usar o Método de Runge-Kutta, foi construído um programa em MATLAB baseado na discretização por diferenças finitas.

Como a queda de tensão no eletrodo está associada ao perfil de temperatura, pode-se calcular a queda de tensão no eletrodo em função da variação da resistência elétrica à passagem de corrente. É importante destacar, ainda, que o conhecimento da distribuição de temperatura ao longo do comprimento do eletrodo poderá ser útil para o desenvolvimento de outros trabalhos, como por exemplo, estudos relacionados ao consumo de eletrodo, ao desgaste do bico de contato (influência da transferência de calor do arame para o bico de contato), etc.

O domínio espacial do modelamento está apresentado na Fig. (1), onde se considera como domínio o eletrodo consumível existente entre o bico de contato e o arco elétrico.

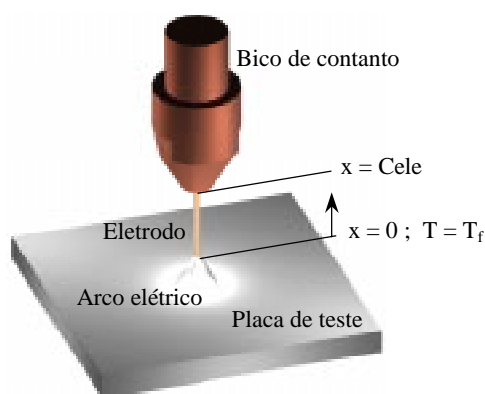


Figura 1. Domínio de formulação do problema.

O modelo matemático da energia para a condução de calor em regime transiente unidimensional, numa dada direção x , é dado pela Eq. (1) (Patankar, 1980). O lado esquerdo desta equação refere-se à condução de calor em regime acrescida do termo fonte, enquanto que o lado direito representa o fluxo de calor em regime transiente, ou seja, em função do tempo.

$$\frac{d}{dx} \left(k(T) \frac{dT}{dx} \right) + S = \rho(T)c(T) \frac{dT}{dt} \quad (1),$$

onde T é a temperatura;

$k(T)$ é a condutividade térmica do material em função da temperatura;

S é o termo fonte, ou seja, é a parcela de calor gerado no sistema;

$\rho(T)$ é a densidade do material em função da temperatura;

$c(T)$ é o calor específico do material em função da temperatura;

A dependência temporal desta equação introduz dificuldades na sua resolução. Assim, normalmente, resolve-se esta equação para um regime quasi-estacionário, ou seja, admitindo-se que haja um fluxo de calor uniforme. Através desta suposição, é possível escrever a Eq. (2), que foi obtida através da mudança de coordenadas mostrada na Eq. (3), onde se considera um referencial fixo x_0 e uma velocidade de fluxo em regime de material do sistema (v), considerada constante. Ao se derivar esta Eq. (3) no tempo e inserir o resultado dentro da cadeia diferencial apresentada na Eq. (4), chega-se à formulação quasi-estacionária apresentada na Eq. (5), que é uma equação diferencial ordinária (EDO) de segunda ordem.

$$\frac{dT}{dt} = v \frac{dT}{dx} \quad (2).$$

$$x = x_0 + vt \quad (3).$$

$$\frac{dT}{dt} = \frac{dT}{dx} \frac{dx}{dt} \quad (4).$$

$$\frac{d}{dx} \left(k(T) \frac{dT}{dx} \right) - \rho(T)c(T)v \frac{dT}{dx} + S = 0 \quad (5).$$

Para o eletrodo na soldagem MIG/MAG, o termo fonte “S” representa o Efeito Joule, dado por $S = j^2 r(T)$, onde j é a densidade de corrente e $r(T)$ é a resistividade elétrica do material. Assim, a Eq. (5) toma a forma da Eq. (6).

$$\frac{d}{dx} \left(k(T) \frac{dT}{dx} \right) - \rho(T)c(T)v \frac{dT}{dx} + j^2 r(T) = 0 \quad (6).$$

Como esta EDO é do segundo grau, necessita-se de, no mínimo, duas condições de contorno para resolvê-la. A primeira condição de contorno pode ser estabelecida supondo que $T(x=0)$ seja igual à temperatura de fusão do material (T_f). A segunda condição de contorno pode ser obtida considerando-se que o fluxo de calor na ponta do eletrodo deve-se a duas parcelas: o calor gasto para fundir o eletrodo e o calor gerado na conexão arco-eletrodo - Eq. (7).

$$\left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=0} = \frac{1}{k(T)} (v\rho(T)L - jV_{ARC}) \quad (7),$$

onde L é o calor latente de fusão do material,
 V_{ARC} é a queda de tensão na conexão arco-eletrodo.

A solução da Eq. (6) pode se dar de uma forma linear ou não-linear. Admitindo-se como um problema linear, ou seja, considerando-se as propriedades físicas do material independentes da temperatura, esta equação é classificada como uma equação não-homogênea a coeficientes constantes, cuja solução analítica é apresentada na Eq. (8) (ver, por exemplo, Wylie & Barrett, 1995).

$$T = T_f - \frac{rj^2}{\nu\rho c} x - \frac{1}{\rho c} \left[V_{ARC} \frac{j}{\nu} - \rho L - \alpha r \left(\frac{j}{\nu} \right)^2 \right] \left[1 - e^{\left(-\frac{\nu}{\alpha} x \right)} \right] \quad (8),$$

onde α é a difusividade térmica do material, dada por $\alpha = k / \rho c$.

Entretanto, a suposição de que as propriedades físicas são constantes pode introduzir erros no cálculo da distribuição de temperatura no eletrodo, uma vez que, como mostra a Fig. (2), as propriedades físicas do material do eletrodo podem variar significativamente com a temperatura. Os valores destas propriedades foram retirados da literatura corrente (ASM, 1978) para o aço carbono SAE1010, uma vez que é uma composição próxima a de eletrodos da classe AWS ER70S6. Assim, o desenvolvimento de uma solução alternativa não-linear para a Eq. (6) é de suma importância para, além de obter resultados mais confiáveis, estabelecer a dimensão do erro existente quando se utiliza o modelo linear.

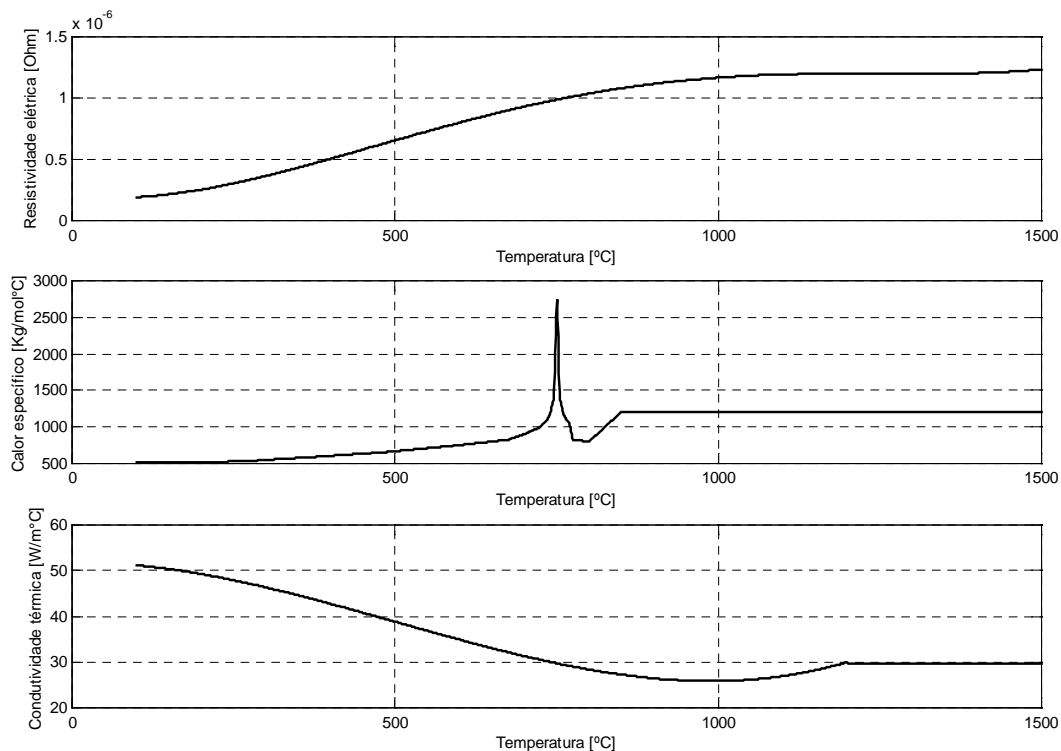


Figura 2. Variação das propriedades físicas do aço SAE1010 com a temperatura (a partir dos dados de ASM, 1978)

O problema que surge é como resolver esta equação. O método mais utilizado é o Método das Diferenças Finitas (por ex., Maliska, 1995), onde é possível discretizar a equação governante - Eq. (6), obtendo-se a Eq. (9), com suas respectivas condições de contorno também discretizadas - Eqs. (10) a (12). Tomando como ponto central (Ponto P), a montante (Ponto W) e à jusante (Ponto E),

como mostrado na Fig. (3), é possível montar um sistema de equações algébricas (por ex., Patankar, 1980) na forma da Eq. (13). Esse conjunto de equações algébricas deve ser resolvido iterativamente, buscando a convergência com relação à iteração anterior (resolução do sistema linear) e com relação à não linearidade das propriedades com a temperatura, ou seja, a cada iteração atualiza-se os valores das propriedades físicas em função da distribuição de temperatura da iteração anterior, até obter a convergência. A lógica do programa construído está apresentada na Fig. (4).

$$\frac{\left(\frac{k_i + k_{i+1}}{2}\right)\left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta x}\right) - \left(\frac{k_i + k_{i-1}}{2}\right)\left(\frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta x}\right)}{\Delta x} - \rho_i c_i v \left(\frac{T_{i+1} - T_{i-1}}{2\Delta x}\right) + j^2 r_i = 0 \quad (9).$$

$$T(1) = T_f \quad (10).$$

$$\frac{T(2) - T(1)}{\Delta x} = \frac{1}{k\left(\frac{T(1) + T(2)}{2}\right)} \left(v \rho \left(\frac{T(1) + T(2)}{2}\right) L - j V_{ARC} \right) = 0 \quad (11).$$

$$A_P T_P = A_E T_E + A_W T_W + b \quad (13),$$

onde, $A_E = \left(\frac{k_i + k_{i+1}}{2\Delta x^2}\right) + \left(\frac{\rho_i c_i v}{2\Delta x}\right)$; $A_W = \left(\frac{k_i + k_{i-1}}{2\Delta x^2}\right) - \left(\frac{\rho_i c_i v}{2\Delta x}\right)$; $A_P = \left(\frac{k_i + k_{i+1}}{2\Delta x^2}\right) + \left(\frac{k_i + k_{i-1}}{2\Delta x^2}\right)$ e $b = j^2 r_i$.

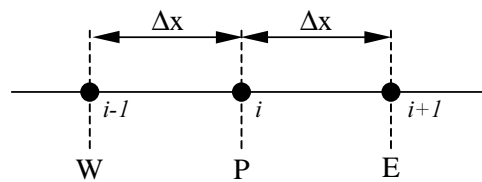


Figura 3. Discretização do modelo no domínio unidimensional.

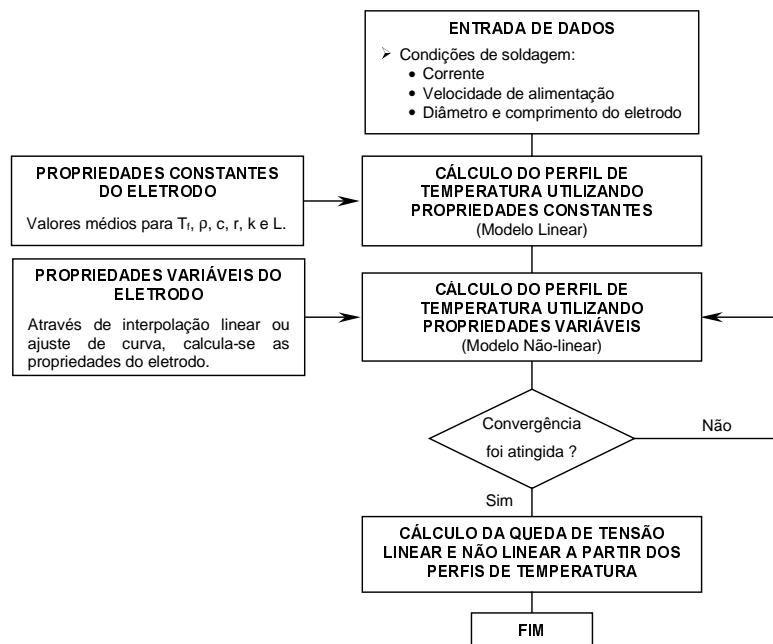


Figura 4. Lógica do programa construído.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Para a validação do programa, foram realizadas simulações numéricas e ensaios experimentais que proporcionaram os seguintes resultados: a) determinação das quedas de tensão no eletrodo por unidade de comprimento e, b) determinação da coordenada “x” que representa o ponto onde a temperatura do eletrodo é aproximadamente igual à temperatura da linha A1 do diagrama Fe-C, ou seja, a temperatura de transformação ferrita-austenítica.

Os ensaios experimentais consistiram na realização de três soldagens, a diferentes ajustes de corrente (185, 213 e 248 A), feitas na posição plana, utilizando-se uma fonte de soldagem eletrônica no modo corrente constante (garantindo-se maior constância deste parâmetro com o tempo). A distância bico de contato-peça (DBCP) foi de 18 mm para um eletrodo da classe AWS ER70S6, com diâmetro de 1,0 mm. O gás de proteção utilizado foi uma mistura à base de Ar com 4% de CO₂. A velocidade de soldagem utilizada foi de 35 cm/min. As velocidades de alimentação foram ajustadas correspondentemente à taxa de fusão do eletrodo esperada para os três níveis de corrente, procurando-se ainda manter o mesmo comprimento do arco (para manter o mesmo comprimento de eletrodo); quanto maior a corrente, maior a velocidade de alimentação, 6,0; 8,2 e 9,7 m/min, respectivamente. Estas condições proporcionaram tipos de transferência metálica distintos, ou seja, globular (Fig. (5a)), goticular (“spray”) com o diâmetro da gota próximo ao diâmetro do eletrodo (Fig. (5b)) e goticular com o diâmetro da gota em torno da metade do diâmetro do eletrodo (Fig. (5c)). O objetivo deste procedimento experimental foi criar situações diferenciadas de aquecimento do eletrodo, de forma que o programa numérico pudesse estimar, para cada condição, a queda de tensão no eletrodo e a da coordenada “x”.

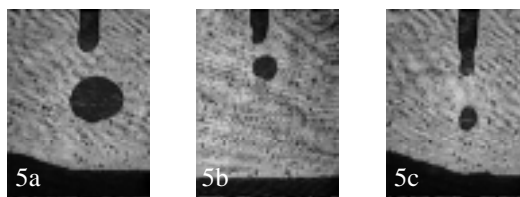


Figura 5. Modos de transferência metálica.

Experimentalmente, o aquecimento diferenciado e a temperatura de transformação ferrita-austenítica foram verificados através da avaliação da microestrutura do eletrodo. Para isto, três amostras do eletrodo + gota não destacada (uma para cada condição de soldagem) foram previamente preparadas (polidas e atacadas) e posteriormente fotografadas, conforme mostra as Figs. (6), (7) e (8). Particularmente, a Fig. (6) mostra a alteração microestrutural em três regiões distintas. A primeira região, próxima à extremidade do eletrodo (gota) é considerada como zona fundida, onde se verifica uma estrutura bruta de fusão. A região intermediária é considerada como a região de transformação no estado sólido. A terceira região é a região onde se considera que não ocorreu transformação microestrutural do material. As diferenças geométricas observadas nas pontas dos eletrodos devem-se aos diferentes modos de transferência metálica obtidos. É importante destacar que a região intermediária (transformação no estado sólido) localiza-se mais próximo da extremidade do eletrodo com o aumento da corrente (para 185 A, entre 4,67 e 5,38 mm; para 213 A, entre 2,33 e 2,85 mm e para 248 A, entre 1,64 e 2,01 mm), o que a primeira vista parece contraditório. Isto sugere que o efeito do aumento do calor gerado por Efeito Joule com o aumento da corrente é superado pelo efeito do maior resfriamento devido ao respectivo aumento da velocidade de alimentação (maior entrada de massa no sistema).

Partindo-se para a validação numérica do programa, fez-se uma comparação dos resultados pelo método analítico - Eq. (8) e discretizante - Eqs. (9) a (12), este último utilizando-se o programa, mas desconsiderando a dependência das propriedades com a temperatura. A Fig. (9) mostra o perfil de temperatura calculado de duas formas. Pode-se observar que os dois perfis coincidem, constatando-se que o procedimento de discretização utilizada é eficaz e pode ser utilizado para a

estimar o perfil de temperatura do eletrodo. O erro percentual máximo foi de 0,35 % com 2000 pontos na malha.

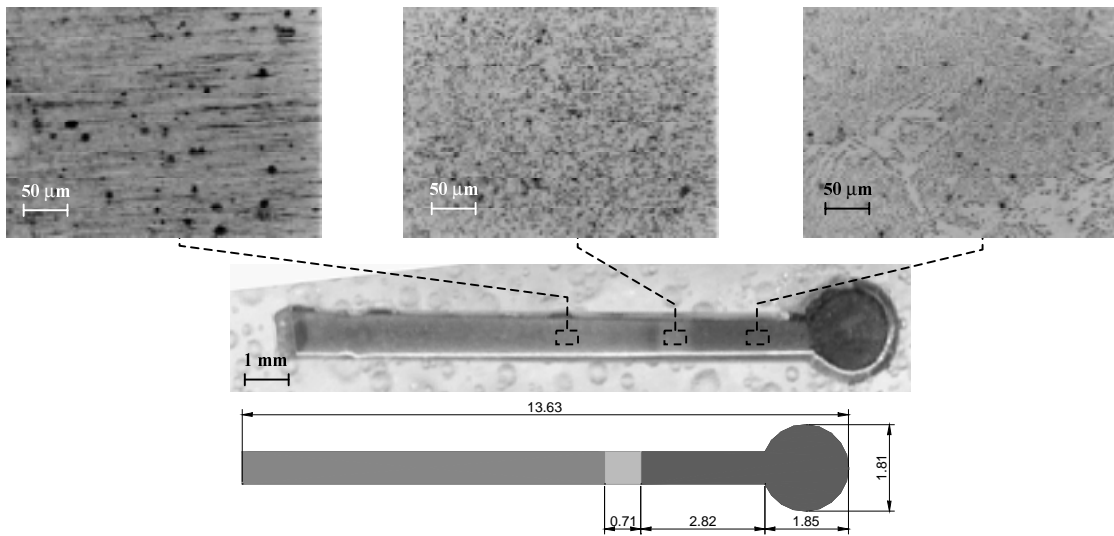


Figura 6. Eletrodo 01 – Ensaio realizado com $I = 185A$ (transferência globular)

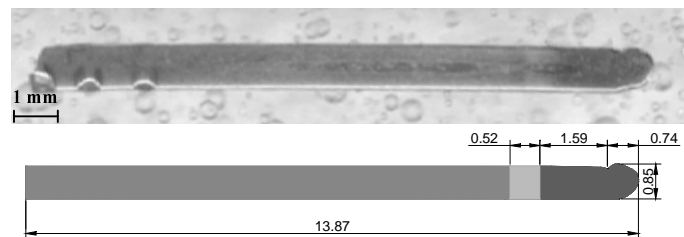


Figura 7. Eletrodo 02 - Ensaio realizado com $I = 213A$ (transferência goticular)

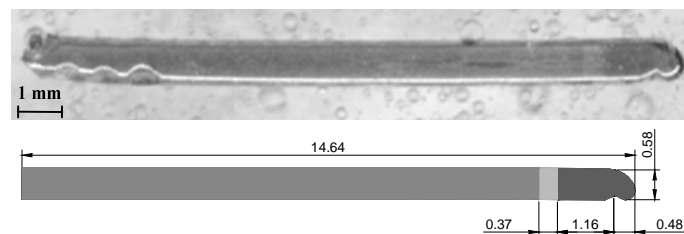


Figura 8. Eletrodo 03 - Ensaio realizado com $I = 248A$ (transferência goticular)

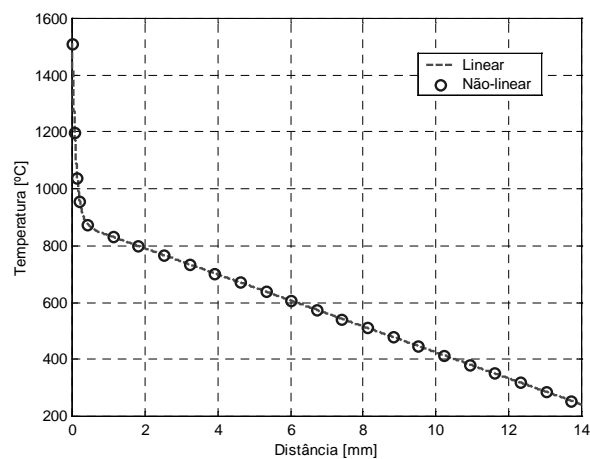


Figura 9. Verificação da discretização.

Partiu-se, então, para o cálculo dos perfis de temperatura e da queda de tensão do eletrodo para as condições reais de teste. Os resultados numéricos são mostrados em forma de gráficos, tanto para os perfis de temperatura, quanto para os perfis de tensão ao longo do eletrodo. Estes perfis foram calculados para os modelos linear e não-linear.

As Figs. (10) e (11) mostram os resultados obtidos por simulação numérica para as correntes $I = 213$ A e $I = 248$ A. Pode-se observar que os resultados numéricos pela discretização assumindo a não linearidade referente a estas duas correntes foram satisfatórios, ou seja, o programa numérico conseguiu estimar corretamente a posição da região intermediária nas duas situações. O mesmo não se pode dizer para a forma linear. Para $I = 213$ A o programa estimou um valor de “x” igual a 2,56 mm, posição esta dentro da faixa determinada experimentalmente (entre 2,33 e 2,85 mm, ver Fig. (7)). Para $I = 248$ A, o valor de “x” calculado pelo programa foi igual a 1,9mm, valor este também dentro da faixa determinada experimentalmente (entre 1,64 e 2,01 mm, ver Fig. (8)). No entanto, para a primeira condição de teste ($I = 185$ A), condição de transferência globular, verificou-se que o programa numérico não conseguiu estimar corretamente a posição da região intermediária. A Fig. (12) mostra que esta região localiza-se entre as coordenadas de $x = 4,67$ e $x = 5,38$ mm, enquanto que o programa numérico estimou um valor de “x” igual a 0,87 mm. Este resultado não invalida, mas limita o programa, já que o mesmo não consegue absorver uma condição de contorno não prevista, que é um tipo de transferência metálica (globular) com grande gota localizada na extremidade do eletrodo. O resultado referente à determinação da região intermediária para $I = 185$ A sugere o desenvolvimento de um trabalho futuro de um modelo bidimensional incorporando a gota para o caso da transferência globular.

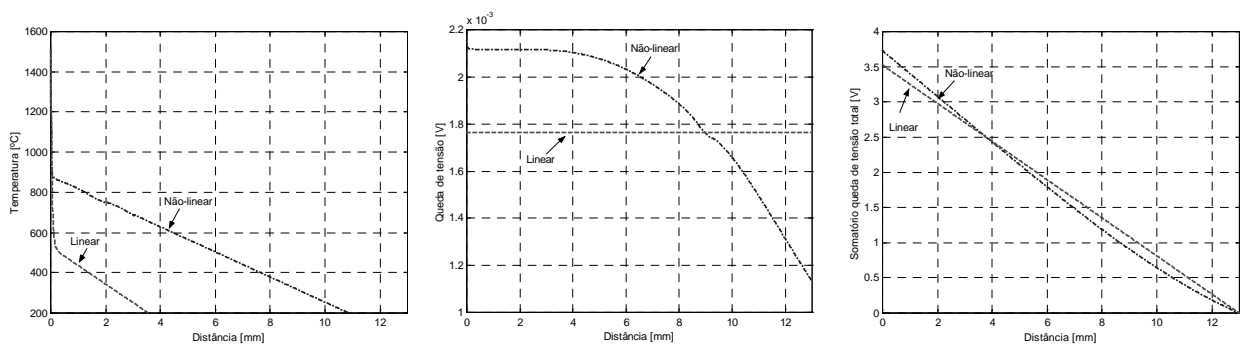


Figura 10. Temperatura e quedas de tensão obtidas para a corrente de 213 A.

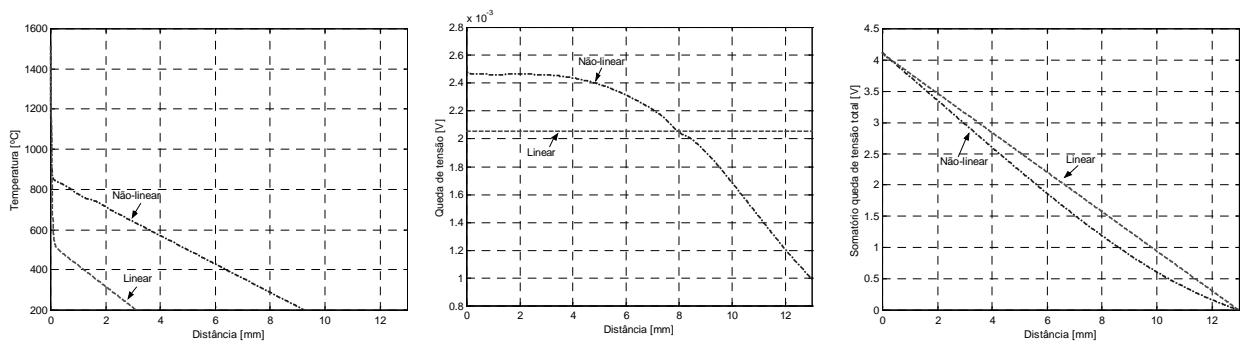


Figura 11. Temperatura e quedas de tensão obtidas para a corrente de 248 A.

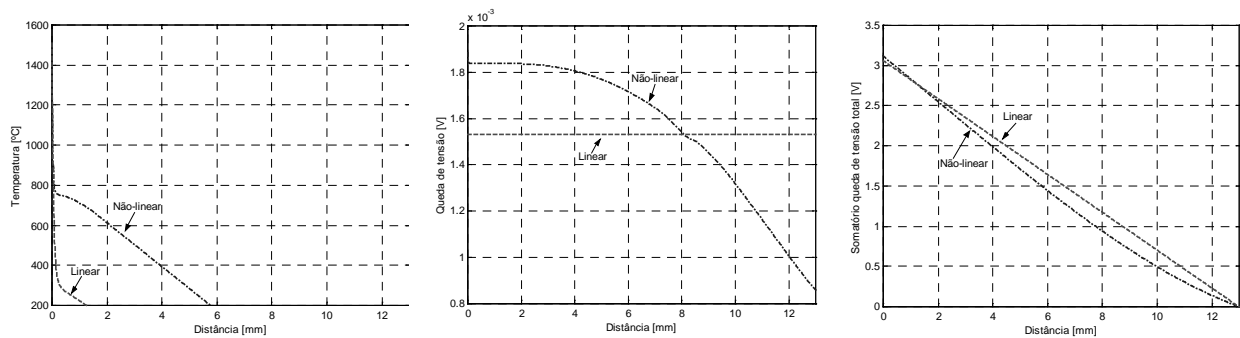


Figura 12. Temperatura e quedas de tensão obtidas para a corrente de 185 A.

A segunda parte dos resultados está relacionada à determinação da queda de tensão no eletrodo. As Figs. (10), (11) e (12) mostram os perfis de tensão (queda de tensão por elemento e somatório destas quedas de tensão). Estes perfis de tensão são importantes, pois, pode-se verificar claramente a distribuição não linear da queda de tensão ao longo do eletrodo, correspondendo às variações de temperatura e das propriedades do material ao longo do eletrodo. A Tab. (1) mostra um resumo dos resultados obtidos para os três níveis de correntes testados. Os resultados experimentais ($\Delta V/\text{mm}_{\text{experimental}}$) usados para fins de comparação com os resultados numéricos ($\Delta V/\text{mm}$) foram obtidos de uma bateria de ensaios realizados em condições similares às usadas no modelo de simulação numérica (Costa & Scotti, 2000).

A determinação numérica da variação de tensão por unidade de comprimento ($\Delta V/\text{mm}$) ratifica os resultados obtidos experimentalmente, conforme pode ser observado nos resultados obtidos para as correntes $I = 185 \text{ A}$ e $I = 213 \text{ A}$. Dessa forma, a metodologia numérica poderá tornar numa ferramenta útil para a determinação das quedas de tensão do arco de soldagem.

Tabela 1. Comparação entre resultados obtidos e os de Costa & Scotti (2000).

Corrente [A]	$U_{\text{total não-linear}}$ [V]	$U_{\text{total linear}}$ [V]	$\Delta V/\text{mm não-linear}$ [V/mm]	$\Delta V/\text{mm linear}$ [V/mm]	$\Delta V/\text{mm}_{\text{experimental}}$ [V/mm]
185	3,12	3,06	0,24	0,24	0,23
213	3,73	3,53	0,29	0,27	0,29
248	4,12	4,10	0,32	0,32	—

4. CONCLUSÕES

A metodologia numérica desenvolvida, considerando a variação das propriedades físicas do material do eletrodo com a temperatura (modelo não-linear), para a determinação do perfil de temperatura e do perfil de tensão mostrou-se adequada e foi confirmada por resultados experimentais.

5. REFERÊNCIAS

- ASM, 1978, “Metals Handbook – Vol I: Physical properties of carbon and low-alloy steel”, 9th edition, American Society for Metals, USA.
- Costa, A. V. e Scotti, A., 2000, “Uma Metodologia para a Medição do Comprimento de Arcos de Soldagem com Transferência Metálica em Vôo Livre”, IV POSMEC – Seminário do Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, pp. 219-224.
- Costa, A. V., Vilarinho, L. O. e Scotti, A., 2000, “Desenvolvimento de uma Metodologia para Medir as Componentes da Tensão de um Arco de Soldagem com Transferência por Curto-Circuito”, XXVI CONSOLDA - Congresso Nacional de Soldagem, Set 2000, Curitiba.

- Modenesi, J. P., 2000, “Introdução à Física do arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais”, Departamento de Engenharia de Metalurgia, Apostila UFMG, Belo Horizonte, 80p.
- Lenivkin V.A., Diurgerov N.G., Petrov P.I., Varuha E.N., 1978, “Welding Wire Covering Influence on the MIG/MAG Welding Arc Technological Properties”, Svar. Proizv., no. 5, pp. 8-10.
- Lenivkin V.A., Diurgerov N.G., Sagirov Kh.N., 1989, “Technological Properties of the MIG/MAG Welding Arc”, Mashinostrojenije, Moscow, 264 p.
- Maliska, C. R., 1995, “Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional”, Editora LTC, pp. 11-35.
- Patankar, S. V., 1980, “Numerical Heat Transfer and Fluid Flow”, Hemisphere Publishing Corporation, pp. 13-31;
- Wylie, C. R. and Barrett, L. C., 1995, “Advanced Engineering Mathematics”, 6th ed., McGraw-Hill, pp. 73-121.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL DETERMINATION OF THE TEMPERATURE AND VOLTAGE DROP DISTRIBUTION IN THE ELECTRODE DURING MIG/MAG WELDING

Admilson Vieira da Costa – Mechanical Engineer, MSc, PhD Student at the LAPROSOLDA of the Universidade Federal de Uberlândia, Lecturer at the Universidade de Uberaba, ZipCode: 38400-902 - Uberlândia – MG, tel. (34) 3239-4149, ext 54, e-mail: admilson.costa@uniube.br

Louriel Oliveira Vilarinho - Mechanical Engineer, MSc, PhD Student at the LAPROSOLDA of the Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: vilarinho@mecanica.ufu.br

Rafael Ariza Gonçalves - Physics, MSc, PhD Student and Lecturer at the LTM of the Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: ltm-ariza@ufu.br

Américo Scotti - Mechanical Engineer, MSc, PhD, Researcher and Professor at the LAPROSOLDA of the Universidade Federal de Uberlândia, e-mail: ascotti@mecanica.ufu.br

Abstract. Determination of the voltage drop components in the total arc voltage is extremely important for shielding gas assessments, since these components reflect on operational effects, e. g., on the thermal efficiency during electrode melting and on the heat input to workpiece. This work aims to develop a computer program to calculate numerically the electrode temperature profile (or distribution), as well as to determine the electrode voltage drop per unit length during MIG/MAG welding. For that, the electrode was mathematically modelled considering a one-dimension transient heat conduction problem in addition to a source term (Joule Effect). The numerically determined temperature distributions for three specific welding conditions were compared to microstructure variations in the electrode wire in the same conditions. The results obtained for the temperature field were found satisfactory, since they could numerically predict the position in the electrode in which the temperature does not affect anymore the microstructure. Besides, the numerical estimation of the voltage drop per unit length in the electrode confirms previously published results.

Key words: MIG/MAG Welding, Arc voltage, Temperature distribution, Physics of the arc.