

MODELAMENTO MATEMÁTICO DA SOLIDIFICAÇÃO NO PROCESSO DE REFUSÃO POR ELETROESCÓRIA ¹

*Sidinei Colodeti Cristo²
Marcelo de Aquino Martorano³*

Resumo

O presente trabalho tem o objetivo de mostrar o desenvolvimento de um modelo matemático para o processo de refusão por eletroescória (ESR - "electroslag remelting") sob condições transientes. Neste modelo, a equação diferencial de condução de calor radial e longitudinal em regime transiente foi utilizada para modelar a condução de calor no lingote refundido e na poça de fusão. Para facilitar a resolução numérica das equações, utilizou-se uma mudança de variável que possibilitou fixar-se o tamanho do domínio durante o período de crescimento do lingote. Um estudo paramétrico do modelo construído foi realizado, examinando-se o efeito da (1) a taxa de refusão, (2) do raio do lingote refundido e (3) do número adimensional de Stefan na profundidade da poça de fusão. Os resultados mostram que esta profundidade diminui continuamente com a diminuição da taxa de refusão, sem apresentar um ponto de mínimo, como é observado para o tempo local de solidificação (LST). Nota-se que os resultados de profundidade da poça de fusão em função da taxa de refusão para os três tipos de materiais simulados e para os quatro valores de raio de lingote podem ser agrupados em três curvas quando alguns parâmetros adimensionais são definidos.

Palavras-chave: esr, refusão eletroescória, modelagem matemática.

-
- 1 Trabalho técnico apresentado no XXXVI Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais promovido pela Associação Brasileira de Metais em maio de 2005 em Vitória, ES.
 - 2 Engenheiro de Processos da Aciaria de Villares Metals S.A.
 - 3 Professor da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

1 INTRODUÇÃO

O processo de refusão por escória eletrocondutora (ESR – “electroslag remelting”) tem como objetivo obter produtos de alta qualidade sob o ponto de vista de composição química, nível de inclusões, macrossegregação e de estrutura bruta de solidificação. Tais características são essenciais para superligas e aços especiais que geralmente são utilizadas em aplicações de alta responsabilidade, requerendo propriedades mecânicas não adquiridas através de outros processos.⁽¹⁾ A Figura 1 mostra de forma esquemática o forno ESR.

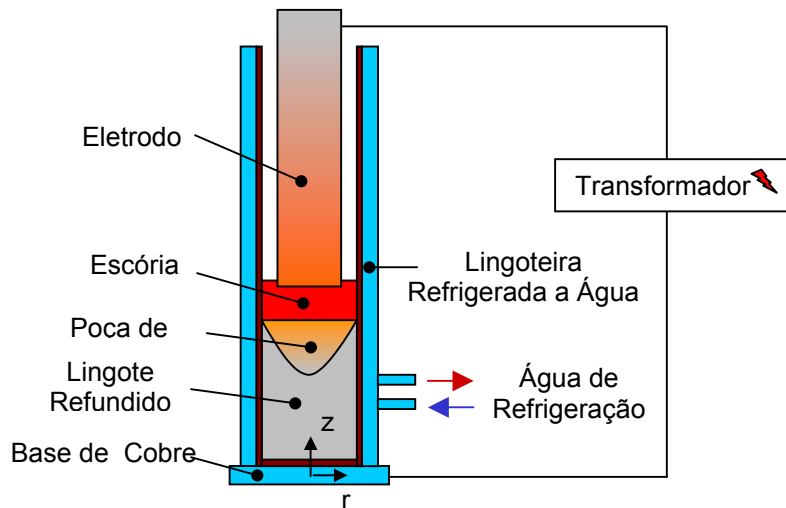


Figura 1. Desenho esquemático do forno ESR

O processo consiste em refundir um eletrodo sólido através do aquecimento de uma escória eletrocondutora pela passagem da corrente elétrica e posterior solidificação em uma lingoteira de cobre refrigerada a água. A determinação da influência das variáveis de processo na qualidade do produto é de fundamental importância para a determinação dos valores ótimos a serem utilizados para a obtenção do equilíbrio entre a produtividade e a excelência microestrutural, e para tanto, vários modelos matemáticos foram desenvolvidos.⁽¹⁻¹²⁾

Entre os aspectos modelados matematicamente no processo ESR estão: a convecção nas fases líquidas (escória e metal), que foi modelada por vários autores⁽²⁻⁵⁾ devido à sua importância na determinação dos campos térmico e de velocidade; a macrossegregação,^(6,7) que foi modelada na tentativa de prever fenômenos como o aparecimento de segregação em A e em V (“freckles”) e, finalmente, o formato da poça de metal líquido e o tempo local de solidificação (o tempo no qual o material inicialmente na temperatura *liquidus* atinge a temperatura *solidus*). Este tempo local (LST) está diretamente associado ao espaçamento médio entre os braços secundários de dendritas, que por sua vez está diretamente relacionado às propriedades mecânicas.⁽¹³⁾

A seguir serão comentados alguns dos principais modelos relacionados à avaliação do formato da poça de metal líquido e do LST em função dos parâmetros de processo. Longbottom et al.⁽¹¹⁾ tentaram determinar o perfil da poça de metal líquido em função de diversos parâmetros de processo, como a área do molde, a altura de escória, a taxa de preenchimento (área do lingote/área do eletrodo), o perímetro do molde e a potência aplicada. Foram determinadas várias equações para obtenção do LST em função das variáveis de processo, mas nenhuma comparação com dados experimentais foi apresentada para validar esta correlação.

Ballantyne e Mitchell⁽⁸⁾ desenvolveram um modelo baseado na equação de condução de calor em regime transiente. A equação foi solucionada pelo método das diferenças finitas após definição de uma malha de nós sobre uma seção longitudinal do lingote. O efeito do aumento da altura do lingote com o tempo foi simulado através da adição de um conjunto de nós na parte superior da malha à medida que o domínio simulado aumentava. A curva de LST versus a taxa de refusão (principal parâmetro de controle do processo) foi calculada e mostrou, pela primeira vez,⁽¹⁴⁾ a presença de um ponto de mínimo, ou seja, para baixas taxas de refusão o LST aumentava apesar da diminuição da profundidade da poça de metal líquido (poça de fusão).

Dilawari e Szekely^(2,3) desenvolveram um modelo que envolvia a obtenção do campo de velocidades nas fases líquidas (escória e metal) resolvendo as equações de Navier-Stokes. No entanto, algumas hipóteses simplificadoras, como a utilização de um formato plano para a poça de fusão ao invés de semi-hemisférico e fases líquidas isotérmicas, tornaram o modelo irreal. Choudhary e Szekely⁽⁴⁾ removeram tais hipóteses simplificadoras determinando, como solução do problema, não só o perfil da poça de fusão, mas também os campos de velocidade e de temperatura. Entretanto, foi considerado um regime estacionário de transferência de calor e as equações de Navier-Stokes foram resolvidas apenas na região da escória. Apesar de tais simplificações, os resultados apresentados mostraram boa aderência aos dados experimentais.

Mellberg⁽¹⁵⁾ realizou experimentos medindo a temperatura no interior do lingote refundido através de termopares e tentou encontrar uma correlação entre a taxa de resfriamento no interior do lingote e parâmetros de processo, como a taxa de refusão. Uma correlação clara não foi observada, sendo que, especialmente no centro do lingote, a taxa de resfriamento parece estar intrinsecamente ligada ao formato da poça.

Jeanfils, Chen e Klein⁽⁹⁾ construíram um modelo bastante semelhante ao de Ballantyne e Mitchell⁽⁸⁾ (condução de calor em regime transiente). Além do formato da poça de fusão, também foi analisada a oscilação da taxa de refusão ao longo da corrida. Em um lingote de 16 polegadas de diâmetro, seus resultados mostraram que a variação da taxa de refusão altera significativamente a profundidade da poça de fusão.

Takahama e Gammal⁽¹⁰⁾ utilizaram variáveis adimensionais em um modelo que considerava apenas a condução de calor. Foi verificado que, se a relação entre altura e raio do lingote for maior que 3,5, a isoterma solidus passa a ser estacionária em relação a um referencial fixado no topo do lingote.

Ferng, Chieng e Pan⁽⁵⁾ propuseram um modelo semelhante ao de Choudhary e Szekely,⁽⁴⁾ porém simularam situações tridimensionais. Os resultados apresentaram boa aderência a dados experimentais.

Gartling e Sackinger⁽¹²⁾ desenvolveram um modelo matemático para o processo de refusão a arco sob vácuo (VAR – “Vacuum Arc Remelting”) considerando os campos térmico, eletromagnético e de velocidades no líquido. As equações dos campos foram adimensionalizadas definindo-se vários grupos adimensionais pertinentes ao problema, como o número de Grashof, de Darcy e de Prandtl. Neste trabalho nenhuma comparação entre os resultados da simulação e dados experimentais foi apresentada.

O presente trabalho tem o objetivo de mostrar o desenvolvimento de um modelo matemático para o processo de refusão por eletroescória sob condições transientes e a aplicação deste modelo para avaliar como os parâmetros de

processamento influem no formato da poça de fusão. Uma das dificuldades para a realização de tal simulação está associada ao domínio de cálculo crescente, pois o tamanho do lingote refundido aumenta continuamente. No presente modelo, em lugar de redefinir a malha numérica constantemente para cobrir completamente a seção longitudinal do lingote, como realizado por Ballantyne e Mitchell,⁽⁸⁾ foi utilizada uma transformação de variável, geralmente denominada de transformação de Landau.⁽¹⁶⁾ Esta mudança de variável transforma o domínio real crescente em um domínio de cálculo fixo, permitindo que uma malha contendo um número de nós fixos seja utilizada durante a solução numérica das equações diferenciais ao longo do período de refusão.

O presente trabalho foi subdividido nos seguintes itens: (1) apresentação do modelo matemático; (2) definição das condições de simulação; (3) principais resultados e discussões e (4) conclusões.

2 MODELO MATEMÁTICO

Construiu-se um modelo matemático para simular a condução de calor transiente durante todo o processo de refusão por eletroescória. Considerou-se um domínio retangular envolvendo a poça de refusão e o lingote refundido mostrados na Figura 1. No contorno superior, localizado na interface metal-escória, foi considerada uma temperatura fixa fornecida, analogamente a Ballantyne e Mitchell.⁽⁸⁾ Nos contornos laterais em contato com a lingoteira e no contorno inferior em contato com a base, foi considerada uma condição de transferência de calor convectiva, caracterizada por um coeficiente de transferência de calor. No interior da zona pastosa entre as temperaturas liquidus e solidus do material, o calor latente de solidificação foi assumido ser liberado linearmente em função da temperatura.

A partir do princípio da conservação de energia e das hipóteses simplificadoras discutidas acima, a seguinte equação diferencial e condições de contorno e inicial foram utilizadas para modelar a condução de calor no sistema estudado utilizando o sistema de coordenadas cilíndricas mostrado na Figura 1:

$$\left(\rho \cdot c_p - \frac{\rho \cdot L_f}{T_l - T_s} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(rk \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad [1]$$

Condição Inicial

$$T = T_T \quad 0 < r < R, z = L = 0, t = 0 \quad [2]$$

Condições de Contorno

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_m (T - T_a) \quad r = R, 0 < z < L, t > 0 \quad [3]$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad r = 0, 0 < z < L, t > 0 \quad [4]$$

$$k \frac{\partial T}{\partial z} = h_b (T - T_a) \quad 0 < r < R, z = 0, t > 0 \quad [5]$$

$$T = T_T \quad 0 < r < R, z = L, t > 0 \quad [6]$$

Onde T é a temperatura; T_l e T_s são as temperaturas liquidus e solidus respectivamente; t é o tempo; ρ, c_p e L_f são a densidade, o calor específico e o calor latente de fusão; k é a condutividade térmica; z e r são as coordenadas espaciais na altura e raio respectivamente; h_b e h_m são os coeficientes de transferência de calor

convectivo na base e na lateral do lingote, respectivamente; R é o raio do lingote; L é o comprimento instantâneo do lingote; T_a e T_T são as temperaturas da água de refrigeração e do topo do lingote, respectivamente.

O comprimento do lingote (L) aumenta continuamente com o tempo e, portanto, a transformação algébrica de Landau⁽¹⁶⁾ foi utilizada para transformar o domínio real variável em um domínio computacional fixo. A seguinte mudança de variáveis independentes espaciais foi realizada:

$$\eta = \frac{z}{L} \quad [7]$$

$$\xi = \frac{r}{R} \quad [8]$$

onde L é o comprimento instantâneo do lingote, definido por $L = V_m \cdot t$, sendo que V_m é a velocidade de crescimento do comprimento do lingote.

Utilizando a regra da cadeia, todas as derivadas presentes na Equação [1] foram transformadas para o novo sistema de coordenadas, resultando na seguinte equação diferencial e condições de contorno e inicial:

$$-\rho \left(c_p + \frac{L_f}{T_l - T_s} \right) \left(-\frac{z}{L^2} V_m \frac{\partial T}{\partial \eta} + \frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{1}{L^2} \frac{\partial}{\partial \eta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{R^2} \frac{1}{\xi} \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\xi \cdot k \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) \quad [9]$$

Condição Inicial

$$T = T_T \quad 0 < \xi < 1, \eta = 1, t = 0 \quad [10]$$

Condições de Contorno

$$-\frac{\partial T}{\partial \xi} = \frac{h_m R}{k} (T - T_a) \quad \xi = 1, 0 < \eta < 1, t > 0 \quad [11]$$

$$\frac{\partial T}{\partial \xi} = 0 \quad \xi = 0, 0 < \eta < 1, t > 0 \quad [12]$$

$$\frac{\partial T}{\partial \eta} = \frac{h_b L}{k} (T - T_a) \quad 0 < \xi < 1, \eta = 0, t > 0 \quad [13]$$

$$T = T_T \quad 0 < \xi < 1, \eta = 1, t > 0 \quad [14]$$

A mudança de variáveis realizada transformou o domínio de comprimento crescente para um domínio quadrado com lados de tamanho unitário. Desta forma, eliminou-se a inconveniência da necessidade de se utilizar uma malha de tamanho variável para resolver numericamente as equações.

As Equações [9] a [14] foram discretizadas através do método dos volumes finitos, formulação implícita, utilizando uma malha de tamanho fixo, contendo 50 volumes na altura x 20 ao longo do raio. O sistema de equações algébricas resultante a discretização foi solucionado utilizando-se o método de Gauss-Seidel.⁽¹⁷⁾ O código computacional para execução destas tarefas foi construído utilizando-se a linguagem computacional ANSI C e um compilador Borland® C++ em um computador pessoal com processador Intel Celeron® 1,10GHz.

3 CONDIÇÕES DE SIMULAÇÃO

O modelo apresentado no item anterior foi utilizado para calcular o campo de temperaturas durante o processo de refusão do aço inoxidável AISI 316, utilizando as propriedades apresentadas na Tabela 1. Durante as simulações, foram

estudados os efeitos de três variáveis de processamento: (1) o raio do lingote; (2) a taxa de refusão (diretamente proporcional à velocidade de crescimento do lingote V_m) e (3) o número adimensional de Stefan (Ste), que é uma propriedade do material definida como

$$\text{Ste} = \frac{c_p \cdot (T_l - T_s)}{L_f} \quad \square$$

O raio do lingote foi alterado em quatro níveis, a saber, 38 cm (15"), 51 cm (20"), 81 cm (32") e 112 cm (44"). A taxa de refusão foi alterada na faixa de 2 a 20 kg/min e o número de Stefan definido como 0,058, 0,171 e 0,225. Estes valores de Ste foram obtidos alterando-se a temperatura solidus e o calor latente de fusão do material, como apresentado na Tabela 2.

Tabela 1. Propriedades Termofísicas do Aço Inoxidável AISI 316

Propriedade	Valor
C_p ($J\ kg^{-1}\ K^{-1}$)	600
k ($W\ m^{-1}\ K^{-1}$)	30
ρ ($kg\ m^{-3}$)	8000
T_L (K)	1672

Tabela 2. Temperatura solidus (T_s), calor latente de fusão (L_f) e número de Stefan correspondente utilizados nas simulações.

Material	T_s (K)	L_f ($J\ kg^{-1}$)	Ste
Inox 1	1644	290×10^3	0,058
Inox 2	1572	350×10^3	0,171
Inox 3	1522	400×10^3	0,225

Os coeficientes de transferência de calor que definem os fluxos de calor no contorno lateral (h_m) e inferior (h_b) foram considerados constantes, iguais a $418\ W\ m^{-2}\ K^{-1}$. A temperatura adotada no topo do lingote (T_T) foi de 1772 K, representando um superaquecimento de 100K acima da temperatura liquidus.

Como observado por Takahama e Gammal,⁽¹⁰⁾ a isoterma solidus entra em regime permanente quando o comprimento instantâneo do lingote atinge aproximadamente 3,5 vezes o seu raio R. Desta forma, as simulações foram conduzidas apenas até o instante onde o comprimento do lingote era igual a 4R, pois a partir deste instante o formato da poça não mais se modificava.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

O modelo implementado foi utilizado para simular o processo de refusão nas condições descritas no item anterior. No entanto, antes de iniciar estas simulações, um teste foi executado para verificar a capacidade deste modelo em simular um domínio de comprimento variável com o tempo. Este teste consistiu da simulação da condução de calor (sem mudança de fase) em um domínio unidimensional crescente com o tempo, composto por um material com difusividade térmica α . Os dois contornos do domínio foram mantidos a temperaturas constantes e, conforme o domínio aumentava, o perfil de temperatura ajustava-se continuamente. A equação diferencial e as condições de contorno e inicial que regem o problema são

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad 0 \leq x \leq L, t > 0 \quad [16]$$

Condição Inicial

$$T = T_{B2} \quad x = L = 0, t = 0 \quad [17]$$

Condições de Contorno

$$T = T_{B1} \quad x = 0, t > 0 \quad [18]$$

$$T = T_{B2} \quad x = L, t > 0 \quad [19]$$

onde ρ é a difusividade térmica; T_{B1} e T_{B2} são as temperaturas dos contornos e L é o comprimento instantâneo do domínio, que foi assumido variar como $L = \phi\sqrt{t}$, sendo que ϕ é uma constante de velocidade fornecida. As Equações [16] a [19] possuem a seguinte solução analítica

$$\frac{T - T_{B1}}{T_{B2} - T_{B1}} = \frac{\operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right)}{\operatorname{erf}\left(\frac{\phi}{2\sqrt{\alpha}}\right)} \quad [20]$$

onde $\operatorname{erf}(z)$ representa a função erro.

O gráfico da Figura 2 mostra a comparação entre os resultados do modelo implementado e a solução analítica utilizando-se: uma difusividade térmica $\alpha = 6,25 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$; um comprimento $L = 1 \text{ m}$; uma constante de velocidade $\phi = 0,02 \text{ m s}^{-1/2}$; temperaturas $T_{B2} = 100^\circ\text{C}$ e $T_{B1} = 1700^\circ\text{C}$ e um tempo de simulação de 2500 s. Pode-se observar que os resultados do modelo estão muito próximos aos da solução analítica, mostrando que a técnica para a simulação do domínio variável através da transformação de Landau foi implementada corretamente.

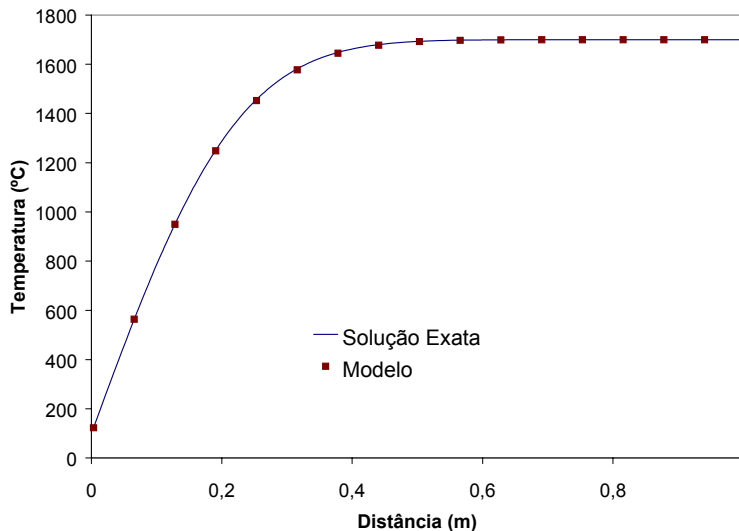


Figura 2. Comparação a solução numérica e a solução analítica para a condução de calor pura em um domínio de comprimento variável.

Após a verificação mostrada, o modelo foi utilizado para simular o processo de refusão segundo as condições apresentadas no item anterior. A profundidade da isoterma solidus em relação ao topo do lingote na sua região central estão apresentadas na Figura 3 em função da taxa de refusão para os diversos materiais e raios de lingote. Observa-se que a profundidade da poça sempre diminui com a

diminuição da taxa de refusão, ou seja, com a velocidade de crescimento do lingote, para os três tipos de materiais e quatro raios de lingote. Nesta correlação, não se observa um ponto de mínimo como foi notado por Ballantyne e Mitchell⁽⁸⁾ na curva de tempo local de solidificação (LST) em função da taxa de refusão, apesar do LST e a profundidade da poça (L_p) estarem relacionados através da equação $LST = L_p/V_m$. Observa-se também que a dependência da profundidade da poça em relação à taxa de refusão parece ser maior para maiores taxas.

Em uma tentativa de se obter os parâmetros adimensionais que regem o problema em questão, além do número de Stefan definido pela Equação [15], foram utilizadas a profundidade adimensional de poça, $L_p^* = \frac{L_p}{L}$, e a velocidade de refusão adimensional, dada pelo número de Peclét, $Pe = \frac{V_m R}{\alpha}$. Todos os resultados apresentados na Figura 3 foram organizados em função destes grupos adimensionais na Figura 4. Observa-se um agrupamento em basicamente três curvas, uma para cada tipo de material. Atualmente, simulações estão sendo conduzidas para que este comportamento seja correlacionado com os tipos de padrões de transferência de calor possíveis no processo de refusão.

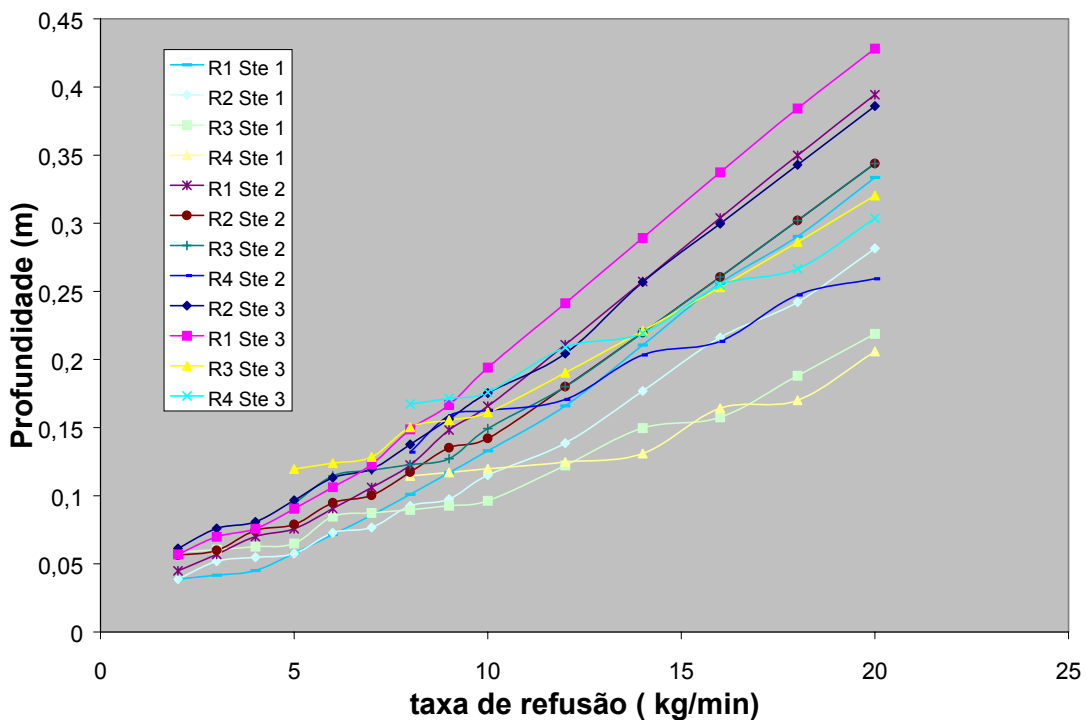


Figura 3. Profundidade das isothermas solidus na região central do lingote em função da taxa de refusão para diferentes raios de lingote (R1=7,5";R2=10";R3=16" e R4=22") e diferentes materiais (Ste1=0,058; Ste2=0,171 e Ste3=0,225).

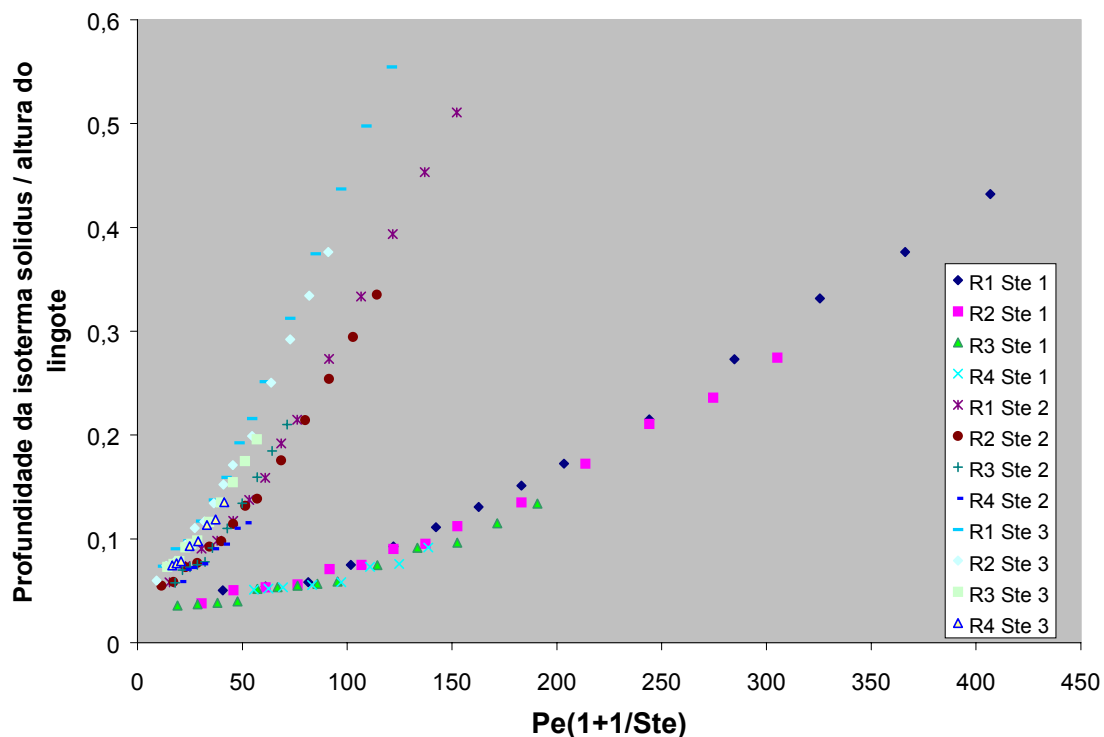


Figura 4. Profundidade de poça adimensional em função de um grupo adimensional composto de Ste e Pe. (R1=7,5";R2=10";R3=16"; R4=22"; Ste1=0,058; Ste2=0,171 e Ste3=0,225).

5 CONCLUSÕES

As seguintes conclusões foram obtidas a partir do modelo matemático implementado no presente trabalho:

1- A utilização da transformação de Landau permitiu a modelagem matemática da transferência de calor durante o processo de refusão por eletroescória através de uma malha numérica de tamanho fixo mesmo durante o período onde o crescimento do lingote é importante;

2- Os resultados da simulação mostram que a profundidade da isoterma solidus em relação ao topo do lingote decresce continuamente com a diminuição da taxa de refusão, não apresentando um ponto de mínimo; e

3- Os resultados das simulações para três tipos de materiais e quatro diâmetros de lingote reduzem-se a apenas três curvas quando alguns parâmetros adimensionais são definidos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 PLÖCLINGER, E. A modern tool in metallurgy. **Journal of Iron and Steel Institution**, v.211, n.8 p. 533-541, Aug. 1973.
- 2 DILAWARI, A.H.; SZEKELY, J. Heat transfer and fluid flow phenomena in eletroslag refining. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 9B, n.1, p. 77-86, Mar. 1978.
- 3 CHOUDHARY, M.; SZEKELY, J. Modeling of fluid flow and heat transfer in ESR process. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 11B, n.3, p. 439-453, Sept. 1980.

- 4 CHOUDHARY, M.; SZEKELY, J. Modeling of fluid flow and heat transfer in ESR process. **Ironmaking and Steelmaking** n. 5, p. 225-232, m^ês 1981.
- 5 FERNG, Y.M. ; CHIENG, C.C.; Pan, C. Numerical simulations of electro-slag remelting process. **Numerical Heat Transfer A**, v. 16A, n.4, p.429-449, Dec. 1989.
- 6 POIRIER, D.R.; FLEMINGS, M.C.; MEHRABIAN, R.; KLEIN, H.J. Modelling macrosegregation in electroslag remelted Ingots. In: SAGAMORE ARMY MATERIALS RESEARCH CONFERENCE, 25., 1981, Sagamore. **Proceedings...** New York: Plenum Press, 1981. p. 277-317.
- 7 YU, K.O.; DOMINGUE, J.A.; MAURER, G.E.; FLANDERS, H.D. Macrosegregation in ESR and VAR process. **Journal of Metals**, v. 38, n. 1, p. 46-50, Jan. 1986.
- 8 BALLANTYNE, A.S.; MITCHELL, A. Modeling of ingot thermal fields in consumable electrode remelting processes. **Ironmaking and Steelmaking**, v.4, n. 4, p. 222-239, 1977.
- 9 JEANFILS, C.L. , CHEN, J. H. ; KLEIN, H.J. Modeling of ingot thermal fields in consumable electrode remelting processes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SPECIAL MELTING, 6., 1979, San Diego, 1979. **Proceedings...** p. 543-555.
- 10 TAKAHAMA, K. ; GAMMAL, T.E. An instationary mathematical model for the determination of the metal pool characteristics. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SPECIAL MELTING, 6., 1979, San Diego, 1979. **Proceedings...** p. 556-568.
- 11 LONGBOTTON, D.M.; GREENFIELD, A.A.; HOYLE, G.; RHYDDERCH, M.J. Effect of melting parameters on the ESR process. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ELECTROSLAG REMELTING PROCESS, 4., Tokyo, 1973. **Proceedings...** Tokyo: The Iron and Steel Institute of Japan, 1973. p 126-136.
- 12 GARTLING, D.K.; SACKINGER, P.A. Finite element simulation of vacuum arc remelt. **International Journal for Numerical Methods in Fluids**, v. 24, n.12, p.1271-1289, 1997.
- 13 FLEMINGS, M.C. **Solidification processing**. Massachusetts: McGraw-Hill. 1974. p.146-154
- 14 HERNANDEZ-MORALES, B.; MITCHELL, A. Review of mathematical models of fluid, heat transfer and mass transfer in electroslag remelting process. **Ironmaking and Steelmaking**, v. 26, n. 6, p. 423-438, Jun. 1999.
- 15 MELLBERG, P.O. Thermal conditions in the ESR process. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SPECIAL MELTING, 6., 1979, San Diego, 1979. **Proceedings...** p. 535-542.
- 16 CRANK, J. **Free and moving boundary problems** . Oxford: Claredon Press, 1984. p.187.
- 17 PATANKAR, S.V. **Numerical heat transfer and fluid flow**. Minnesota : Taylor & Francis, 1980. p. 62.

SOLIDIFICATION MATHEMATICAL MODEL OF THE ELECTROSLAG REMELTING PROCESS

*Sidinei Colodeti Cristo
Marcelo de Aquino Martorano*

Abstract

The present paper has the goal to show the development of a mathematical model for the electroslag remelting process (ESR) under transient conditions. In this model, the differential equation for the radial and axial heat conduction in transient regime was used to model the heat transfer in the solidified ingot and in the liquid metal pool. To facilitate the procedure for the numerical solution to the model equations during ingot growth, a change of variables was used to fix the calculation domain size. A parametric study of the proposed model was carried out to analyze the effect of (1) melting rate, (2) remelted ingot radius, and (3) dimensionless Stefan number on the liquid metal pool depth. The results show that the pool depth decreases continuously as the melting rate decreases, without the presence of a minimum point usually observed for the local solidification time (LST). All results of liquid metal pool depth as a function of melting rate for the three materials simulated and for the four ingot radius sizes considered reduce to only three curves after introducing some important dimensionless parameters.

Key-words: esr, electroslag remelting, mathematical modeling.