

MODELO MATEMÁTICO PARA A SOLIDIFICAÇÃO DE LIGAS DO SISTEMA ND-FE-B NO PROCESSO DE LINGOTAMENTO DE TIRAS *

Eduardo Gimenes Jabes¹
Marcelo de Aquino Martorano²
João Ricardo Filipini da Silveira³
João Batista Ferreira Neto⁴
Thiago Pires Nagasima⁵

Resumo

Foi implementado um modelo matemático para simular a solidificação de ligas do sistema Nd-Fe-B no processo de lingotamento de tiras. O modelo foi baseado na aplicação da equação de condução de calor unidimensional através da espessura da tira e da parede do rolo refrigerado da máquina de lingotamento. A resolução numérica dessas equações permitiu o cálculo do perfil de fração de sólido através da espessura da tira e dos perfis de temperatura através da tira e da parede do rolo. A temperatura de um ponto da superfície do rolo oscila em ciclos formados pelo contato com o metal líquido (vazamento) e pelo destacamento de um pedaço da tira. A temperatura média do rolo aumenta continuamente, diminuindo a taxa de resfriamento nas tiras. Mesmo no início do processo, os pedaços de tiras que se destacam ainda não estão completamente sólidos.

Palavras-chave: modelagem matemática; solidificação; Nd-Fe-B; lingotamento de tiras.

MATHEMATICAL MODEL FOR THE SOLIDIFICATION OF ND-FE-B ALLOYS BY THE STRIP CASTING PROCESS

Abstract

A mathematical model to simulate the solidification of Nd-Fe-B alloys by the strip casting process was implemented. The model was based on the unidimensional heat conduction equation applied to the thickness of the strip and to the wall of the water-cooled roll of the casting machine. The numerical solution of the equations yielded the profile of solid fraction along the strip thickness and the temperature along the strip and roll wall. The temperature of a point on the roll external surface oscillates owing to cycles of contact with the liquid alloy stream and detachment of a piece of strip. The average temperature of the roll wall increases with time, decreasing the strip cooling-rate. Even at the beginning of the process, pieces of strip are not completely solid as they detach from the roll.

Keywords: mathematical modeling; solidification; Nd-Fe-B; strip casting..

¹ Engenheiro de Materiais, Doutorando, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, Brasil.

² Engenheiro Metalúrgico, Doutor, Professor Associado, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, Brasil.

³ Engenheiro de Materiais, Doutorando, Pesquisador, Laboratório de Processos Metalúrgicos, Instituto de Pesquisa Tecnológicas, São Paulo, SP, Brasil.

⁴ Engenheiro Metalúrgico, Doutor, Diretor de Centro, Laboratório de Processos Metalúrgicos, Instituto de Pesquisa Tecnológicas, São Paulo, SP, Brasil

⁵ Engenheiro Metalúrgico, Doutorando, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

Magnetos (imãs) permanentes têm desempenhado um papel fundamental em diversas áreas da tecnologia, como eletrônica, computação e equipamentos médicos. Uma das áreas mais promissoras para a aplicação destes imãs é a de produção de geradores eólicos e motores elétricos de tração para veículos elétricos. Neste contexto, os imãs de terras raras ganham destaque por apresentarem alta performance, possuindo uma boa relação de massa e produto energético máximo. Entre os imãs de terras raras, os que apresentam o melhor custo-benefício e abundância natural de matérias-primas são os do sistema Nd-Fe-B. (1, 2) Esse sistema é complexo e, portanto, o conhecimento das fases que se formam durante a solidificação de suas ligas é de suma importância, motivando diversos estudos. A projeção da superfície liquidus do diagrama ternário Fe-Nd-B está apresentada na Figura 1 e os três compostos estequiométricos principais estão identificados e descritos na Tabela 1.

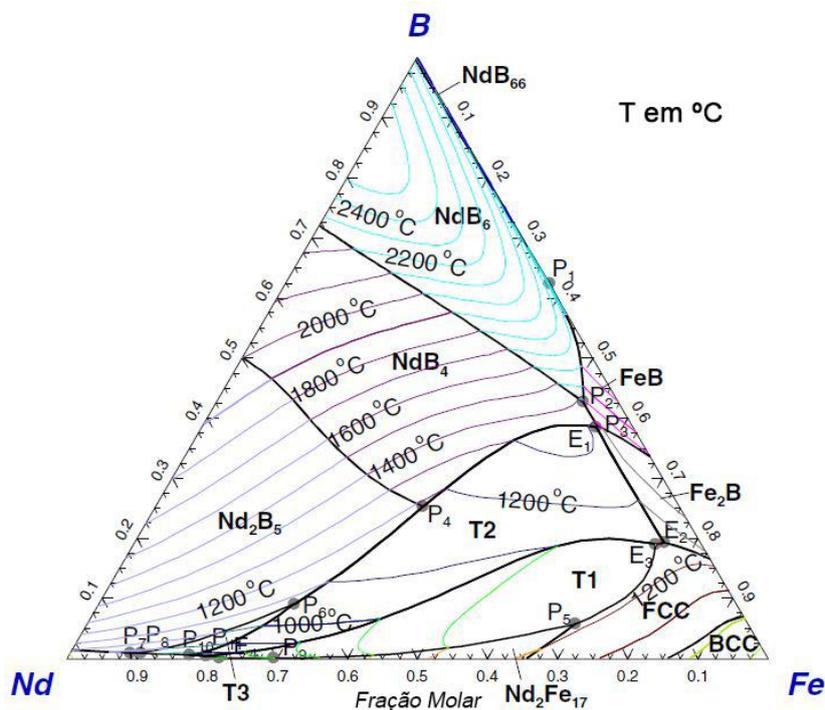


Figura 1. Diagrama de fases ternário do sistema Nd-Fe-B. (3)

Tabela 1. Nomenclatura das fases estequiométricas formadas durante o resfriamento em equilíbrio das ligas do sistema Nd-Fe-B.

Nomenclatura	Nomenclatura alternativa	Fase
T1	φ	$\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$
T2	η	$\text{Nd}_{1,11}\text{Fe}_4\text{B}_4$
T3	-	Nd_2FeB_3

Observações e legendas, se houver.

A fase T1 corresponde ao $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$, com estrutura cristalina tetragonal. Esta é a principal fase presente nos imãs de Nd-Fe-B vendidos comercialmente, uma vez que apresenta as melhores respostas magnéticas devido à concentração relativamente elevada de Fe e às interações de troca com o Nd. A fase T2 tem composição $\text{Nd}_{1,11}\text{Fe}_4\text{B}_4$ e a fase T3, composição Nd_2FeB_3 , rica em Nd e B. (4) No diagrama pseudobinário da Figura 2, nota-se que, para ligas com concentrações de Nd levemente acima da composição de T1 (que resulta nas melhores propriedades

magnéticas), a solidificação ocorre inicialmente com a formação de Fe- γ , que em baixas temperatura forma o Fe- α , que prejudica as propriedades magnéticas. (4)

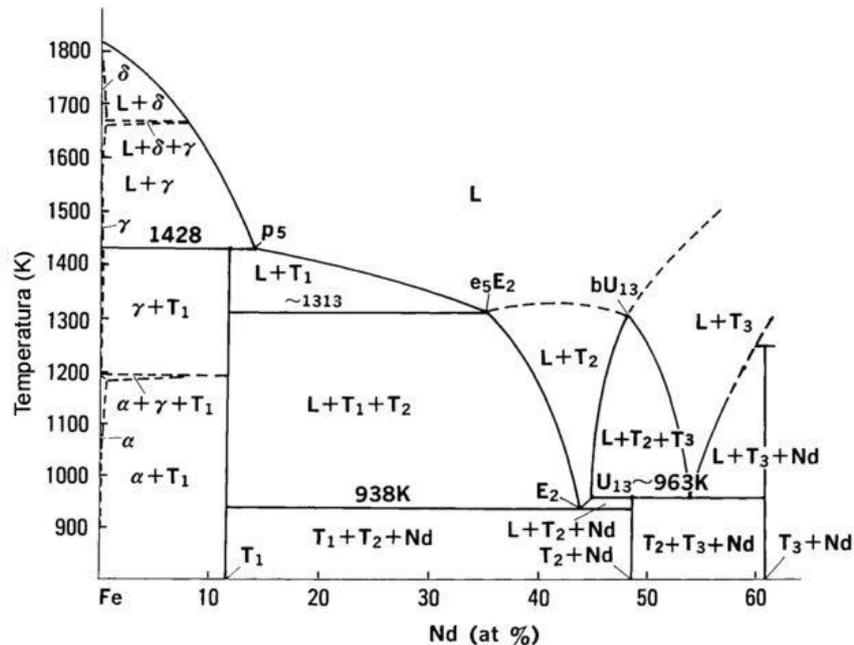


Figura 2. Diagrama pseudobinário do sistema Nd-Fe-B através da linha de amarração Fe e T1. (4)

Em uma tentativa de eliminar a nucleação da fase Fe- γ no líquido durante o início da solidificação, taxas de resfriamento relativamente elevadas são impostas, causando diretamente a nucleação e solidificação da fase $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ (T1). Segundo o diagrama de fases, a fase Fe- γ , caso nucleasse, poderia ser eliminada a partir da reação peritética: Fe- γ + líquido \rightarrow $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$. No entanto, essa reação dificilmente se completa e, conseqüentemente, a fase Fe- γ transforma-se para Fe- α e se mantém na microestrutura após o final da solidificação. (4, 5) A Figura 3 apresenta uma microestrutura desejada após a solidificação, consistindo essencialmente de grãos colunares dendríticos da fase $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ e fases ricas em Nd, como as fases T2 e Nd metálico (regiões mais claras) nas regiões interdendríticas. O controle do espaçamento médio entre braços dendríticos e da composição das fases interdendríticas é essencial para as etapas posteriores de processamento. (2, 3, 6)

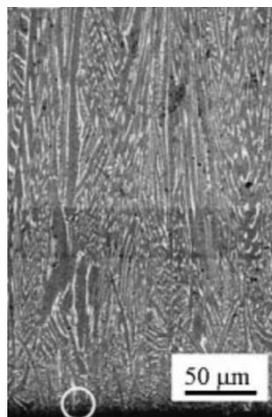


Figura 3. Micrografia (MEV) da seção transversal de uma fita produzida pelo processo de lingotamento de tiras ("strip casting") da liga $\text{Nd}_{14,4}\text{Fe}_{19,6}\text{B}_6$. (2)

A solidificação sob taxas de resfriamento relativamente elevadas é conduzida geralmente no processo de lingotamento de tiras (“strip casting”). Este processo consiste no derramamento do banho líquido sobre um cilindro ou uma cinta, ambos refrigerados, produzindo tiras de sólido com espessuras de 0,1 a 0,5 mm. (1, 7) Um exemplo de arranjo experimental para o lingotamento de tiras utilizando um cilindro de refrigeração pode ser visualizado na Figura 5.

Uma vez que a obtenção das fases necessárias nas quantidades desejadas depende, em geral, das condições de solidificação e particularmente da taxa de resfriamento, a etapa de solidificação possui vital importância para as etapas de processamento posteriores e para as propriedades finais dos ímãs de terras raras. Quando corretamente operado, o lingotamento de tiras possibilita taxas de resfriamento que podem atingir 10^4 K/s. A obtenção destas taxas elevadas depende de parâmetros como a temperatura do banho líquido, a temperatura e a velocidade de rotação do cilindro de refrigeração, que afetam a espessura das fitas e o gradiente de temperatura imposto durante a formação da microestrutura. (1, 2, 7)

O objetivo deste trabalho é propor e implementar um modelo matemático de transferência de calor para a solidificação rápida de ligas do sistema Nd-Fe-B no processo de lingotamento de tiras em uma máquina de rolo único, buscando compreender o efeito das variáveis de processamento nos parâmetros fundamentais de transferência de calor, como as curvas de resfriamento, as taxas de resfriamento, os gradientes de temperatura e as velocidades de solidificação.

2 DESENVOLVIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO

Um modelo matemático de transferência de calor foi desenvolvido para prever a solidificação de uma sequência de tiras de ligas do sistema Fe-Nd-B sobre o rolo único de uma máquina de lingotamento de tiras (Figura 5). Uma válvula libera um filete do banho líquido sobre o rolo de cobre em rotação e refrigerado internamente a água. O filete líquido sofre resfriamento e solidificação ao entrar em contato com o topo do rolo, formando uma tira. Posteriormente, um pedaço da tira sofre destacamento e ejeção após uma rotação de aproximadamente 90° .

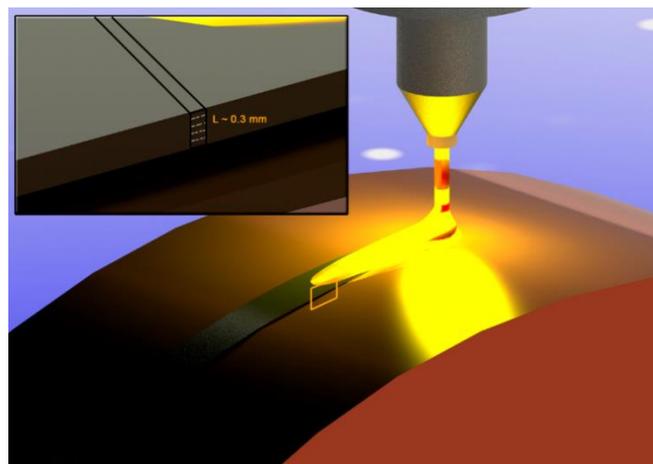


Figura 5. Desenho esquemático do vazamento do banho líquido sobre o rolo único de uma máquina de lingotamento de tiras modelada no presente trabalho. O inserto do canto superior esquerdo apresenta o volume de controle e a malha de volumes finitos utilizados para resolução numérica da equação de condução de calor no interior da tira.

A modelagem matemática foi realizada em um sistema simplificado, como ilustrado na Figura 6. Considerou-se fluxo de calor unidirecional, perpendicular à superfície do rolo, tanto no interior da tira como na parede do rolo refrigerado. Essa

hipótese será modificada em trabalhos futuros, onde se pretende considerar um sistema bi ou tridimensional. Logo, definiu-se um volume de controle unidimensional no interior da tira de espessura L_F e um outro no interior da parede do rolo, de espessura L_R . O volume de controle da tira está fixado na tira, movendo-se com a sua velocidade, e o volume de controle do rolo está fixado no rolo, sofrendo rotação.

A simulação da solidificação de cada tira da sequência de diversas tiras representa um ciclo de simulação, que foi subdividido em dois períodos de tempo: um primeiro, onde a tira estava em contato direto com o rolo (período de contato) e o fluxo de calor foi definido com base em um coeficiente de transferência de calor de contato (h_c), e um segundo, onde a tira se destacou do rolo (período livre) e estava em contato com o gás do ambiente, trocando calor por convecção forçada e radiação. A superfície superior da fita, por outro lado, trocou calor por convecção forçada e radiação durante toda a simulação. No caso do rolo, após o destacamento da tira, sua superfície externa trocou calor por convecção forçada e radiação, enquanto sua superfície interna sempre trocou calor por convecção com a água de refrigeração, assumida estar à temperatura T_w . No cálculo dessa troca, adotou-se um coeficiente de transferência de calor utilizado para jatos impingentes (h_w) (8). Em todas as trocas por convecção forçada com o gás do ambiente, utilizou-se um coeficiente de transferência de calor (h_G) onde o gás foi assumido escoar paralelamente a superfície da fita ou rolo (escoamento sobre uma placa plana) a uma velocidade igual à velocidade periférica do rolo (8). Em todas as trocas por radiação, considerou-se que a superfície sólida (fita ou rolo) é de corpo cinza (8) e que o ambiente ao redor está todo à temperatura ambiente.

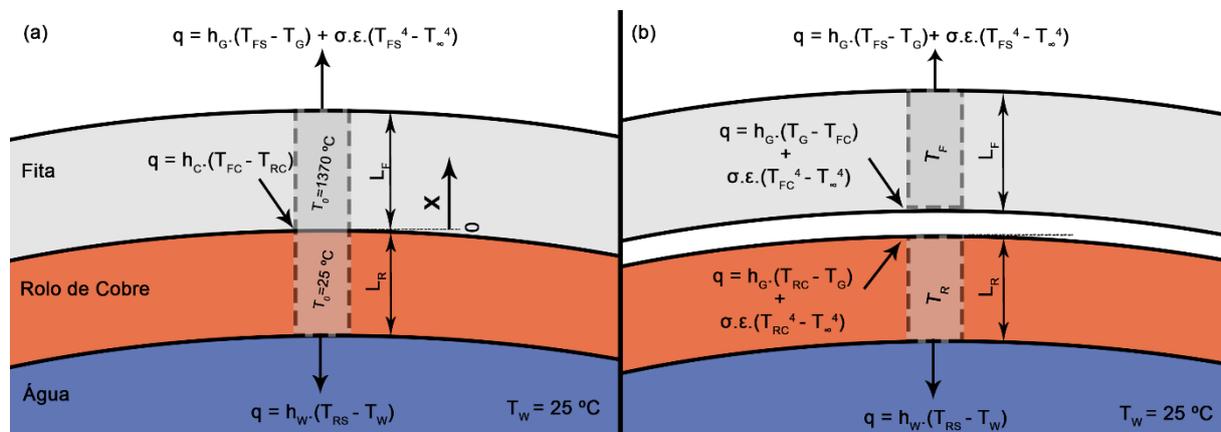


Figura 6. Desenho esquemático do sistema utilizado para modelar matematicamente a transferência de calor durante o lingotamento de tira. Cada ciclo de simulação foi subdividido em dois períodos de tempo subsequentes: (a) primeiro período ou período de contato entre tira e rolo; (b) segundo período ou período livre, onde a transferência de calor ocorre ao ar, sem contato da tira com o rolo.

No início de cada ciclo de simulação (solidificação de uma única tira), que ocorre quando o filete líquido entra em contato com o volume de controle definido no interior da parede do rolo, a temperatura do volume de controle da tira será sempre igual à temperatura de vazamento (T_0). Por outro lado, o perfil de temperatura da parede do rolo será aquele calculado no final do ciclo anterior. Conseqüentemente, a temperatura do volume de controle na parede do rolo é calculada continuamente, transcendendo os ciclos de simulação até o final da simulação do processo. No primeiro ciclo, a temperatura da parede do rolo será considerada uniforme e igual à temperatura da água de refrigeração (T_w). A simulação do resfriamento e solidificação do volume de controle da tira é finalizada quando se inicia um novo

ciclo (volume de controle do rolo entra em contato com novo filete líquido), mesmo que esse volume não esteja completamente sólido. Essa limitação será eliminada nos trabalhos futuros.

Outras hipóteses foram ainda consideradas no modelo matemático implementado e estão listadas a seguir:

- Considerou-se que, imediatamente após o filete entrar em contato com o rolo, forma-se uma camada de líquido de espessura igual à espessura da tira, com velocidade tangencial uniforme ao longo da espessura e igual à velocidade periférica do rolo;
- Há apenas duas fases no interior da tira: sólido e líquido;
- A convecção do líquido no interior da tira foi desprezada;
- As propriedades termofísicas das fases líquida e sólida foram consideradas iguais e constantes;
- Os super-resfriamentos para nucleação e crescimento são desprezíveis.

Uma equação macroscópica de condução de calor, construída a partir do método das médias volumétricas (9), foi aplicada no interior do volume de controle da tira e outra no volume de controle da parede do rolo. Após aplicação de todas as considerações e hipóteses apresentadas, foram obtidas as seguintes equações, que representam o modelo matemático completo desenvolvido no presente trabalho:

TIRAS

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho_T c_{pT} \frac{\partial T_T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} \right) + \rho_T L_f \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad p/ \quad 0 \leq x \leq L_T \\ f_s = \begin{cases} 0 & p/ \quad T_T > T_L \\ \frac{T_L - T}{T_L - T_S} & p/ \quad T_S < T_T \leq T_L \\ 1 & p/ \quad T_T < T_S \end{cases} \\ \rho_T c_{pT} = f_s \rho_S c_{pS} + (1 - f_s) \rho_L c_{pL} \\ k_T = f_s k_S + (1 - f_s) k_L \end{array} \right.$$

Condição inicial:

$$T = T_0 \quad p/ \quad t = \frac{(m-1) \cdot 60}{\Omega}, \quad 0 \leq x \leq L_T, \quad m = 1; 2; \dots; N_T$$

Condições de contorno:

$$\left\{ \begin{array}{l} -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_c (T_R - T_T) \quad p/ \quad \frac{(m-1) \cdot 60}{\Omega} \leq t < \frac{(m-1 + \frac{\theta_d}{2\pi}) \cdot 60}{\Omega} \\ -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_G (T_G - T_T) + \sigma \varepsilon_T (T_G^4 - T_T^4) \quad p/ \quad \frac{(m-1 + \frac{\theta_d}{2\pi}) \cdot 60}{\Omega} \leq t < \frac{m \cdot 60}{\Omega} \\ -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_G (T_G - T_T) + \sigma \varepsilon_T (T_G^4 - T_T^4) \quad p/ \quad t > 0 \end{array} \right. \quad \left. \begin{array}{l} , x = 0 \\ \\ , x = L_T \end{array} \right.$$

ROLO

$$\rho_R c_{pR} \frac{\partial T_R}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_R \frac{\partial T_R}{\partial x} \right) \quad p/ \quad -L_R \leq x \leq 0$$

Condição inicial:

$$T = T_W \quad p/ \quad t = 0, \quad -L_R \leq x \leq 0$$

Condições de contorno:

$$\left\{ \begin{array}{l} -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_c (T_R - T_T) \quad p/ \quad \frac{(m-1) \cdot 60}{\Omega} \leq t < \frac{(m-1 + \frac{\theta_d}{2\pi}) \cdot 60}{\Omega} \\ -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_G (T_R - T_G) + \sigma \varepsilon_R (T_R^4 - T_G^4) \quad p/ \quad \frac{(m-1 + \frac{\theta_d}{2\pi}) \cdot 60}{\Omega} \leq t < \frac{m \cdot 60}{\Omega} \\ -k_T \frac{\partial T_T}{\partial x} = h_W (T_W - T_R) \quad p/ \quad t > 0 \end{array} \right. \quad \left. \begin{array}{l} , x = 0 \\ \\ , x = -L_R \end{array} \right.$$

onde T_T é a temperatura na tira; T_R é a temperatura na parede do rolo; t é o tempo; x é a coordenada espacial, m é o número do ciclo, N_T o número total de ciclos, Ω é a velocidade do rolo em RPM, Θ_d é o ângulo de destacamento da tira com relação ao filete, L_T é a espessura da tira, L_R é a espessura do rolo, k_T é a condutividade térmica da tira, k_s é a condutividade térmica da liga sólida, k_L é a condutividade térmica da liga líquido, k_R é a condutividade térmica do rolo, C_{PT} é a capacidade calorífica da tira, C_{PR} é a capacidade calorífica do rolo, ρ_T é a densidade da tira, ρ_R é a densidade do rolo, L_f é o calor latente da tira, f_s é a fração de sólidos da tira, T_L é a temperatura liquidus, T_S é a temperatura solidus, σ é a constante de Boltzmann, ε_T é a emissividade da tira, ε_R é a emissividade do rolo e T_G é a temperatura do gás no interior do forno.

As duas equações diferenciais e suas condições foram solucionadas numericamente pelo método dos volumes finitos em sua formulação implícita. Foram utilizados volumes finitos unidimensionais com um nó central para discretizar os dois volumes de controle empregados no modelo. Um código computacional foi construído em linguagem C++ para resolução pelo método de Gauss-Seidel do sistema de equações algébricas obtidas após a discretização das duas equações diferenciais do modelo. Após implementado, o código foi ajustado para simular dois problemas para os quais existem soluções analíticas disponíveis: condução de calor unidimensional (10) e condução de calor unidimensional com solidificação e zona pastosa (11). A aderência entre os resultados do código e as soluções analíticas foi excelente.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

O modelo matemático completo proposto no presente trabalho foi utilizado para simular a solidificação de uma sequência de 66 (N_T) pedaços de tira sobre um rolo refrigerado de uma máquina de lingotamento de tiras. As propriedades dos materiais envolvidos e as condições de simulação estão apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2. Valores utilizados na simulação, onde D_R é o diâmetro do rolo, D_C é o diâmetro do duto do jato de água de refrigeração, k_g a condutividade do gás, k_w a condutividade da água, c_{pG} é a capacidade calorífica do gás, c_{pW} é a capacidade calorífica da água, ρ_G é a densidade do gás, ρ_W é a densidade da água, ν_G é a viscosidade cinemática do gás, ν_W é a viscosidade cinemática da água e Q_{WR} é a vazão de água de refrigeração. Estes parâmetros foram utilizados para calcular h_G e h_W .

L_T (mm)	0,3	K_G ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	0,016	T_0 ($^{\circ}C$)	1370	Ω (RPM)	132
L_R (mm)	40	K_W ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	0,6	T_W ($^{\circ}C$)	25	Θ_d (rad)	$\pi/2$
k_T ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	9	C_{pG} ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	520	T_L ($^{\circ}C$)	1150	σ ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$)	$5,67 \cdot 10^{-8}$
k_R ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	400	C_{pW} ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	4180	T_S ($^{\circ}C$)	665	D_R (mm)	318
C_{pT} ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	504	ρ_G ($kg \cdot m^{-3}$)	1,784	T_G ($^{\circ}C$)	25	D_C (mm)	9
C_{pR} ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	490	ρ_W ($kg \cdot m^{-3}$)	997	ε_T (1)	0,4	Q_{WR} (L/min)	20
ρ_T ($kg \cdot m^{-3}$)	7500	ν_G (Pa.s)	0,02	ε_R (1)	0,04	N_T (tiras)	66
ρ_R ($kg \cdot m^{-3}$)	8960	ν_W (Pa.s)	0,08	h_c ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)	10000		

As temperaturas calculadas pelo presente modelo para a parede do rolo refrigerado durante a solidificação de uma sequência de diversos pedaços de tiras durante 30 s estão apresentadas na Figura 7a. São mostradas as temperaturas em um ponto fixo da superfície externa e um da superfície interna do rolo, correspondendo aos pontos extremos do volume de controle unidimensional definido na parede do rolo. Em uma ampliação apresentada na Figura 7b, nota-se um comportamento oscilatório da temperatura na superfície externa. Observam-se dois estágios: um de aumento e outro de queda da temperatura. O aumento corresponde ao período de contato com a fita, enquanto a queda ao período livre, após a tira se destacar. A temperatura no início de cada ciclo é maior do que a temperatura do

início do ciclo anterior, mostrando que, apesar do comportamento oscilatório, a temperatura média da superfície aumenta constantemente e tende assintoticamente a um estado-estacionário. No começo do funcionamento da máquina, quando o rolo tem uma temperatura próxima à ambiente, as taxas de resfriamento são maiores do que aquelas formadas em 30 s, podendo resultar em uma microestrutura da tira com menor quantidade de Fe- α .

A temperatura de um ponto da superfície interna, também mostrada na Figura 7 não apresenta oscilações, mas sofre aquecimento, indicando que o processo de condução de calor da superfície externa para a interna dissipou as variações de temperatura mais rápidas ocorridas na superfície, mantendo as variações mais lentas. O gradiente médio de temperatura através da parede do rolo variou de 8 até 35 K/cm entre os instantes iniciais e 30 s.

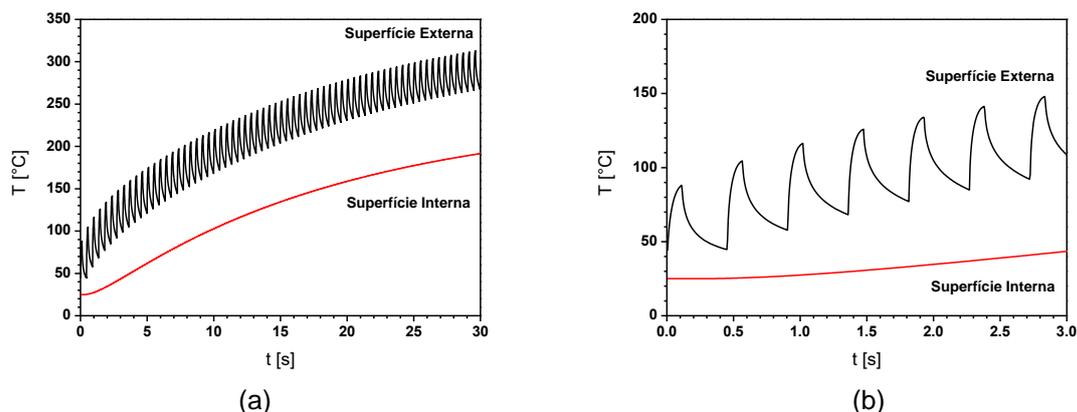


Figura 7. Temperaturas em função do tempo calculadas em um ponto da superfície externa e interna (contato com a água) do rolo refrigerado: (a) simulação da solidificação de 66 pedaços de tira; (b) ampliação do período inicial, onde ocorreu a solidificação de sete pedaços de tira.

Da mesma forma, temperaturas calculadas pelo presente modelo para a temperatura das paredes dos pedaços de tira ejetados de uma sequência de diversos pedaços de tiras durante 30 s estão apresentadas na Figura 8-a. Analogamente ao rolo, são mostradas as temperaturas em um ponto fixo da superfície livre e da superfície de contato do pedaço de tira no momento de destacamento, correspondendo aos pontos extremos do volume de controle unidimensional definido nas paredes da tira. Como esperado, com o aumento da temperatura superficial do rolo as temperaturas superficiais das tiras aumentam constantemente e, assim como o rolo, tende assintoticamente a um estado-estacionário. A fração de sólidos pode ser obtida a partir de temperatura. Assim a fração de sólidos das tiras em função do tempo é apresentada na Figura 8-b.

Nos períodos iniciais as taxas de resfriamento médio para a superfície de contato e para a superfície livre no momento de ejeção são, respectivamente, da ordem de 3400 e 4000 K/s. A taxa de resfriamento na superfície de contato da tira e o gradiente térmico médio na tira são, respectivamente, $8 \cdot 10^5$ K/s e $3,1 \cdot 10^3$ K/cm, ambos decrescendo rapidamente com o tempo. Observa-se que em $t < 1,5$ s existe a solidificação completa da superfície de contato com o rolo, contudo, a superfície livre apresenta $f_s > 0,8$. Aos 30 s, as taxas de resfriamento diminuem para 2700 e 3300 K/s, respectivamente, sendo $f_s = 0,83$ na superfície de contato e $f_s = 0,62$ na superfície livre, indicando que a tira apresenta-se completamente na região pastosa, implicando em uma menor resistência mecânica e maior facilidade para aglomeração após a queda. Contudo, uma vez que sua estrutura dendrítica já está parcialmente formada, a inibição de Fe- γ já ocorreu.

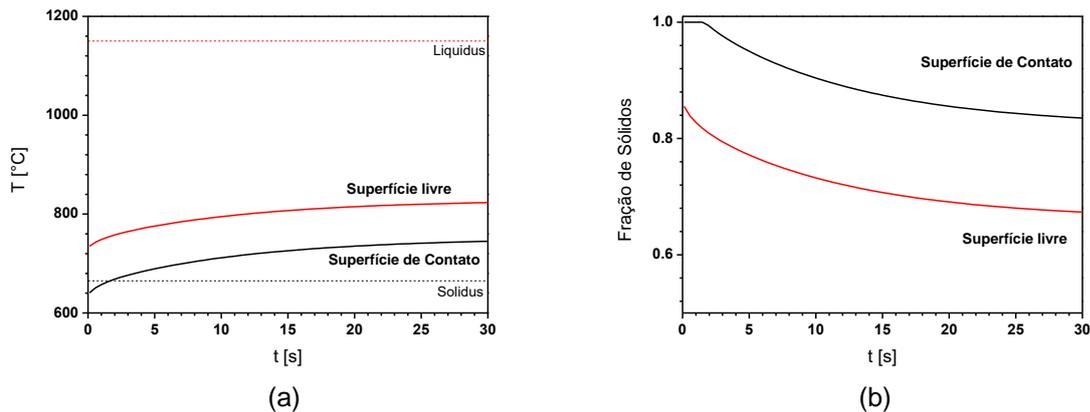


Figura 8. Resultados do modelo para a superfície superior (livre) e inferior (contato) dos pedaços de tira em função do instante de destacamento do rolo: (a) temperatura e (b) fração de sólido.

Na Figura 9a e b estão apresentados os perfis de temperatura e fração de sólido, respectivamente, através de dois pedaços de tira, a saber, o primeiro ($t = 0,11$ s) e o último ($t = 29,63$ s) simulado ($N_T = 66$), no momento de seus destacamentos da superfície do rolo. O pedaço produzido no início do processo, no momento do destacamento ($t = 0,11$ s) apresenta uma variação de temperatura de aproximadamente 100°C , correspondendo a um gradiente de temperatura de $3,1 \cdot 10^3$ K/cm. Nesse pedaço de tira, a região inferior em contato com o rolo apresenta temperatura abaixo da T_s , enquanto a região superior está entre T_s e T_L , ou seja, encontra-se no estado pastoso. O perfil de fração de sólido para essa fita, apresentado na Figura 8b mostra $f_s = 1$ na região inferior e $f_s = 0,82$ na região superior. Por outro lado, o pedaço de tira ejetado no instante $29,63$ s tem temperaturas maiores devido ao aquecimento do rolo e apresenta-se completamente na região pastosa, com uma fração de sólido entre $0,62$ e $0,8$ e uma variação de temperatura de 80°C , correspondendo a um gradiente de temperatura de $2,6 \cdot 10^3$ K/cm. Uma fração de sólido mínima de aproximadamente $0,62$, como existente nesse pedaço de tira, não necessariamente representa um problema para se obter uma microestrutura adequada aos ímãs, pois grande parte da estrutura dendrítica e suas ramificações (braços secundários) já se formou e a supressão da nucleação da fase Fe- γ já ocorreu.

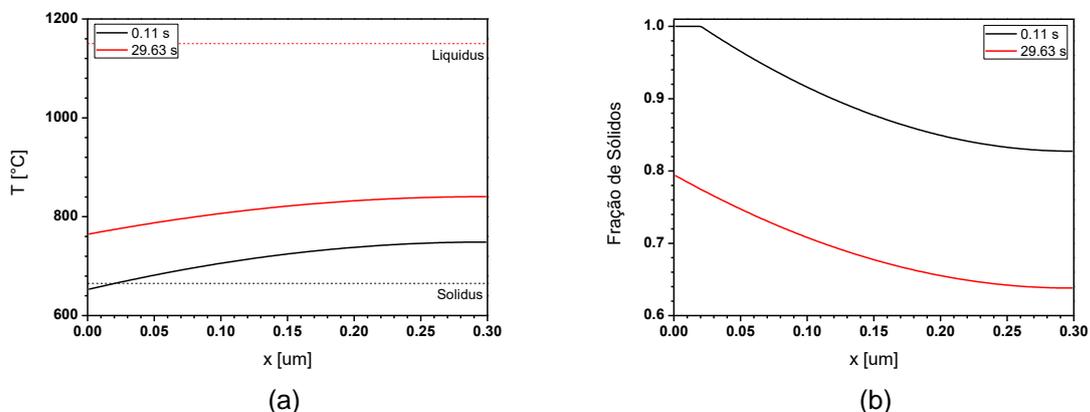


Figura 9. Perfis calculados de (a) temperatura e (b) fração de sólido através de dois pedaços de tira, a primeira ($t = 0,11$ s) e a última ($t = 29,63$ s) simulada, no momento de seus destacamentos da superfície do rolo.

Nota-se que o aquecimento do rolo de cobre refrigerado no decorrer de 30 s de lingotamento pode causar alterações significativas no resfriamento e nas frações de sólidos de pedaços de tiras obtidos. A taxa de resfriamento média através da espessura da fita em função do seu tempo de destacamento para uma vazão da água de refrigeração do rolo (Q_{WR}) de 20 l/min está apresentada na Figura 10a. Observam-se taxas de resfriamento relativamente elevadas ($-6,5 \cdot 10^3$ K/s) quando comparadas as taxas típicas da fundição de peças pequenas em moldes de areia ($R \sim 0,1$ K/s). Durante 30 s de processamento, nota-se uma redução de cerca de 15% na taxa de resfriamento média. A observação experimental do momento em que os pedaços de tira começam a apresentar a fase Fe- δ em conjunto com a Figura 10a pode indicar as taxas de resfriamento mínimas para suprimir a nucleação dessa fase (1).

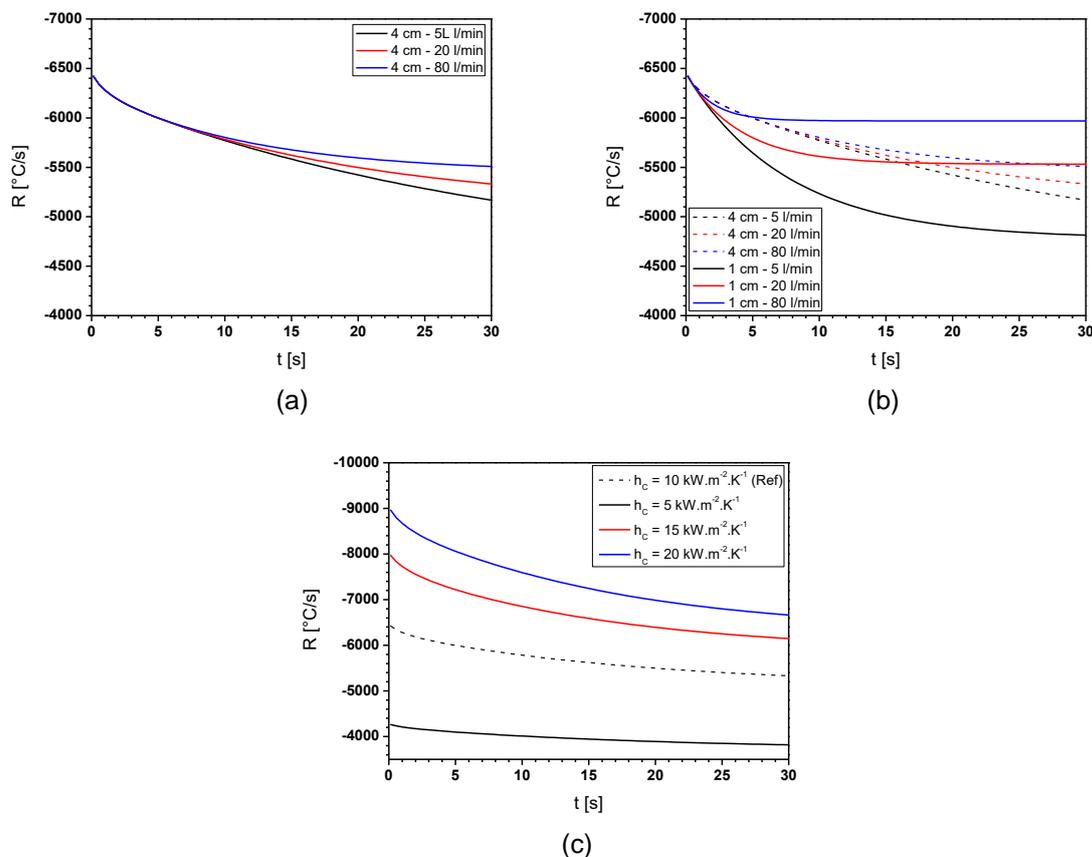


Figura 10. Taxa de resfriamento médio através da espessura do pedaço de tira em função do tempo de destacamento para: (a) diferentes vazões da água de resfriamento da superfície interna do rolo, com espessura de 4 cm; (b) diferentes vazões da água para um rolo com espessura de 3 cm e (c) diferentes coeficientes de transferência de calor na superfície interna para um rolo com espessura de 4 cm.

O modelo matemático foi utilizado para verificar o efeito de algumas variáveis de processamento, a partir do caso de referência descrito na Tabela 2, na taxa de resfriamento médio dos pedaços de tiras destacados em diferentes instantes de tempo. Essas variáveis foram a vazão de água de refrigeração da superfície interna do rolo de cobre (Q_{WR}), a espessura da parede do rolo (L_R) e o coeficiente de transferência de calor no contato entre a fita e a superfície externa (h_c). Apesar desse coeficiente ser de difícil alteração, ele pode ser modificado a partir da mudança das condições da superfície externa, como por exemplo da sua rugosidade ou pela deposição de revestimentos.

O efeito da vazão de água de resfriamento da superfície interna do rolo está apresentado na Figura 10a. Esse efeito é simulado no modelo a partir da variação do coeficiente de transferência de calor h_w . Nota-se que, para o aumento de vazão na faixa examinada, a taxa de resfriamento média aumentou significativamente somente para os pedaços de tiras destacados a partir de 10 s. Esse efeito pode ser explicado pela cinética de transferência de calor através da parede do rolo. Até aproximadamente 10 s, a parede do rolo pode ser considerada um meio semi-infinito, ou seja, a transferência do calor que foi absorvido no contato com a fita não atingiu a superfície interna e, portanto, não sofre efeitos do resfriamento da água. Uma estimativa do tempo que demora para o calor ser conduzido através da espessura do rolo pode ser calculada por L_R^2/α , onde α é a difusividade térmica do cobre. Esse valor é ~ 18 s, que é da ordem de grandeza do tempo onde o efeito das diferentes vazões passa a ocorrer.

O efeito da redução de L_R de 4 para 1 cm nas vazões de água examinadas na Figura 10a está mostrado na Figura 10b. Observa-se que essa redução de espessura causa variações significativas nas taxas de resfriamento médio dos pedaços de tira, onde o tempo em que o efeito da variação de Q_{WR} se tornou importante foi reduzido. Um rolo de menor espessura deixa de ter mais rapidamente as condições de meio semi-infinito para a condução de calor, já que a distância que deve ser percorrida é menor, levando ao menor tempo. Um rolo de menor espessura, também, leva a uma redução da resistência térmica total (h_T) do sistema, neste caso de $\sim 25\%$, facilitando a extração de calor da tira. Esta redução é acompanhada de uma menor parcela de influência da roda em h_T , onde para um rolo com $L_R = 4$ cm e 1 cm, utilizando $Q_{WR} = 20$ l/min, apresentam, respectivamente, uma resistência térmica de 0,1 mW/K (66% de h_T), e $2,5 \cdot 10^{-2}$ mW/K (11% de h_T). A piora indicada pelo rolo com $L_R = 1$ cm e $Q_{WR} = 5$ l/min, demonstra que, apesar do menor h_T , o potencial de armazenamento de energia do rolo (m.p.c_p) apresenta influência significativa em baixas vazões de água, sugerindo que, durante o contato da tira, o rolo é responsável por armazenar grande parte da energia extraída da tira, reduzindo significativamente as taxas de resfriamento pelo aumento da temperatura média do rolo, e após o destacamento da tira, transferi-lo para a água de refrigeração.

O efeito do coeficiente de transferência de calor interfacial entre o rolo de cobre e a tira está demonstrado na figura 10c. Nota-se que com o aumento de h_c , R aumenta expressivamente. Isso ocorre por h_c representa parte significativa da resistência térmica total do sistema, onde para $h_c = 5 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ e $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ a resistência térmica total é, respectivamente, $h_T = 0,4$ mW/K e 0,25 mW/K, o que representa uma variação de 36% no valor de h_T . Assim, melhorar o contato entre a tira e o rolo leva a um expressivo aumento de R , da ordem 110% neste caso. Este parâmetro, contudo, é de difícil alteração uma vez que necessita de processos de modificação da superfície. É primordial, contudo, que o melhor contato entre tira e rolo seja encontrado. Estudos futuros visam entender melhor esta variável e a obter experimentalmente.

3 CONCLUSÃO

Através da modelagem matemática apresentada no presente trabalho para o lingotamento de tiras, foi possível verificar que o rolo trabalha num regime térmico cíclico com dois estágios: um de aumento e outro de queda de temperatura, correspondentes respectivamente ao período de contato com a fita e ao período em que um pedaço da fita se destacou. Apesar dos ciclos, a temperatura média do rolo

eleva-se com o tempo, tendendo assintoticamente a um estado-estacionário. Durante uma simulação de 30 s de processamento, ocorreu o destacamento de 66 pedaços de fita, todas completamente ou com alguma região no estado pastoso. No entanto, como a fração de sólido local era no mínimo 0,62, a estrutura dendrítica inicial já se formara, permitindo que a nucleação da fase Fe- γ tenha sido suprimida para taxas de resfriamento suficientemente elevadas. Logo, a solidificação incompleta dos pedaços de fita no momento do seu destacamento do rolo não representa um impedimento para a obtenção de microestruturas adequadas para a produção dos ímãs de terras-raras. Os resultados mostraram ainda que a elevação da vazão de água de refrigeração do rolo de 5 a 80 l/min causa alterações significativas na taxa de resfriamento média das fitas apenas quando a espessura da parede do rolo for reduzida para valores abaixo de 5 cm, como por exemplo 1 cm. Mesmo na espessura de 1 cm, o efeito é observado apenas após cerca de 5 s de processamento. Elevações do coeficiente de transferência de calor de contato de 5 para 20 Wm⁻²K⁻², que teoricamente podem ser obtidas modificando-se as condições da superfície do rolo, causam variações de mais de 100% da taxa de resfriamento médio na fita.

Agradecimentos

Os autores agradecem à CAPES (processo 88887.162866/2018-00) e à CNPQ (processo 381315/2017-7) pelas bolsas de doutorado (E.G.J. e T.P.N.), à FAPESP (processo 2014/50887-4) e ao Programa Novos Talentos do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT – Edital 01/2018).

REFERÊNCIAS

1. Wang J, Meng Y, Zhang H, Tang H, Lin R, Sun C, et al. The characteristic of crystal growth of Nd-Fe-B cast strips during the rapid solidification process. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2015;396(Supplement C):283-7.
2. Hattori T, Fukamachi N, Goto R, Tezuka N, Sugimoto S. Microstructural Evaluation of Nd-Fe-B Strip Cast Alloys. *Mater Trans*. 2009;50(3):479-82.
3. Van Ende MA, Jung IH. Critical thermodynamic evaluation and optimization of the Fe-B, Fe-Nd, B-Nd and Nd-Fe-B systems. *J Alloy Compd*. 2013;548:133-54.
4. Sagawa M, Hirose Y, Yamamoto H, Fujimura S, Matsuura Y. Nd-Fe-B permanent-magnet materials. *Jpn J Appl Phys Part 1 - Regul Pap Brief Commun Rev Pap*. 1987;26(6):785-800.
5. Gutfleisch O. Controlling the properties of high energy density permanent magnetic materials by different processing routes. *J Phys D-Appl Phys*. 2000;33(17):R157-R72.
6. Bernardi J, Fidler J, Sagawa M, Hirose Y. Microstructural analysis of strip cast Nd-Fe-B alloys for high (BH)(max) magnets. *J Appl Phys*. 1998;83(11):6396-8.
7. Li GW, Thomas BG. Transient thermal model of the continuous single-wheel thin-strip casting process. *Metall Mater Trans B-Proc Metall Mater Proc Sci*. 1996;27(3):509-25.
8. Incropera FP. *Fundamentals of heat and mass transfer*: John Wiley; 2007.
9. Ni J, Beckermann C. A volume-averaged two-phase model for transport phenomena during solidification. *Metallurgical Transactions B*. 1991;22(3):349-61.
10. Poirier DR, Geiger G. *Transport Phenomena in Materials Processing*: Springer International Publishing; 2016.
11. Cho SH, Sunderland JE. Heat-Conduction Problems With Melting or Freezing. *Journal of Heat Transfer*. 1969;91(3):421-6.