

ESTIMATIVA DA ESPESSURA DE *LEDGE* FORMADO ATRAVÉS DA MOVIMENTAÇÃO DINÂMICA DE MALHA¹

Guilherme Leal Schneider²
Dagoberto S. Severo²
Vanderlei Gusbert²
Antônio Cezar Faria Vilela³

Resumo

A formação e espessura da camada de banho congelado (também chamada de *ledge*) são muito importantes para estimar e prolongar a vida útil da cuba de redução eletrolítica para a produção de alumínio primário. Esse artigo apresenta a simulação termo-elétrica do processo fabricação de alumínio através do uso do pacote comercial Ansys CFX. Um algoritmo numérico de movimentação de malha é utilizado para determinação da posição do *ledge* para uma dada temperatura. A nova posição da frente de solidificação acarreta na alteração da resistência térmica da camada de *ledge*, modificando a temperatura da interface *ledge*/banho e *ledge*/metal devido ao balanço térmico. Em vista disso, o modelo apresentado nesse artigo pode estimar a espessura do *ledge*, seu perfil de temperaturas, auxiliar na escolha dos refratários e no projeto adequado de isolamento térmico das cubas.

Palavras-chave: Banho congelado; Balanço térmico; Simulação numérica.

STUDY OF THICKNESS LEDGE FORMED BY DRIVE DYNAMICS MESH

Abstract

The formation and thickness of the layer of frozen bath (also called ledge) are very important to estimate and extend the life of the cell electrolytic reduction to produce primary aluminum. This paper presents a simulation of thermo-electric aluminum manufacturing process by using the commercial package Ansys CFX. A numerical algorithm for moving mesh is used to determine the position of the ledge for a given temperature. The new position of the solidification front leads to changes in heat resistance layer ledge, changing the temperature of the interface ledge / ledge and bath / metal due to thermal balance. As a result, the model presented in this paper can estimate the thickness of the ledge, its temperature profile, help in choosing and designing suitable refractory insulation of the cell.

Key words: Ledge; Thermal balance; Numerical simulation.

¹ Contribuição técnica ao 12º Seminário de Metais Não-ferrosos, 31 de outubro a 1 de novembro de 2011, São Paulo, SP.

² Caete Engenharia Ltda. Rua Caeté 162, Porto Alegre RS, CEP 91900-180, Brasil.

³ Universidade do Rio Grande do Sul, LASID, Porto Alegre RS.

1 INTRODUÇÃO

A existência da camada de banho congelado, conhecida como *ledge*, é de grande importância para o desempenho e vida útil da cuba de redução eletrolítica para produção de alumínio. O desempenho das cubas é influenciado pela geometria do *ledge* devido à alteração das correntes elétricas horizontais que se verificam quando o *ledge* é modificado. Além disso, essa camada de *ledge* protege os materiais refratários da erosão causada pela agitação do banho e do metal, aumentando a vida útil da cuba. Em vista disso, o balanço térmico torna-se uma importante ferramenta para obtenção de uma estimativa da espessura da camada de banho congelado.

Os princípios físicos que governam o balanço térmico podem ser encontrados em Haupin,⁽¹⁾ em cujo trabalho se calcula a espessura da camada de eletrólito congelada assumindo valores de coeficientes de convecção térmica entre o banho e metal e a camada de banho congelado. A distribuição de temperatura na interface entre o *ledge* e o banho e entre o *ledge* e o metal foi estudada por vários autores, Haupin,⁽¹⁾ Bruggeman e Danka,⁽²⁾ e McFadden⁽³⁾ entre outros.

Os primeiros modelos matemáticos que tentaram descrever o comportamento da espessura do eletrólito congelado eram baseados em uma modelagem unidimensional da temperatura e fluxo de calor.⁽¹⁾ McFadden⁽³⁾ e Bruggeman⁽⁴⁾ introduziram dois tipos de interface para o *ledge*, considerando uma interface em contato com o banho e com o metal e outra interface que não se encontra em contato com as fases líquidas (interface *ledge/ar*). Modelos bidimensionais de balanço térmico surgiram nos últimos 20 anos.⁽²⁾ Atualmente, devido ao avanço computacional, modelos tridimensionais de balanço térmico podem ser encontrados na literatura.⁽⁵⁾ Esses modelos são mais completos uma vez que descrevem a variação do *ledge* em todas as direções. Todos os modelos anteriores têm como condição de contorno valores do coeficiente de transferência de calor convectivo (condição de terceira espécie).

As correlações e metodologias do cálculo do coeficiente convectivo de transferência de calor (H_c) podem ser encontrados na literatura.⁽⁶⁾ Também, a influência do canal anodo-*ledge*, da espessura de imersão do anodo, do canal anodo-anodo, da densidade de corrente no anodo, do ACD, entre outras variáveis, no valor de H_c pode ser encontrada no referido artigo.⁽⁶⁾

Entretanto, existe outro tipo de análise, na qual o coeficiente de transferência de calor convectivo é calculado no próprio modelo e a fase do metal e do eletrólito são incluídos no domínio de cálculo. Por exemplo, a simultânea resolução das equações de balanço térmico, elétrico e de magnetohidrodinâmica pode ser encontrada em Romerio et al.⁽⁷⁾ no qual são acoplados os efeitos das diferentes variáveis físicas descritas por equações de transporte.

2 METODOLOGIA

O procedimento de cálculo foi feito através da simulação numérica de Volumes Finitos termo-elétrica 3D, ou seja, considerando variação espacial das propriedades físicas em todas as direções, utilizando o código comercial CFX. A malha utilizada pode ser vista na Figura 1, tratando-se de um corte da cuba de redução eletrolítica representando o seu *side wall* em vista isométrica com 2321616 nodos e aproximadamente 22 horas e 15 minutos de simulação.

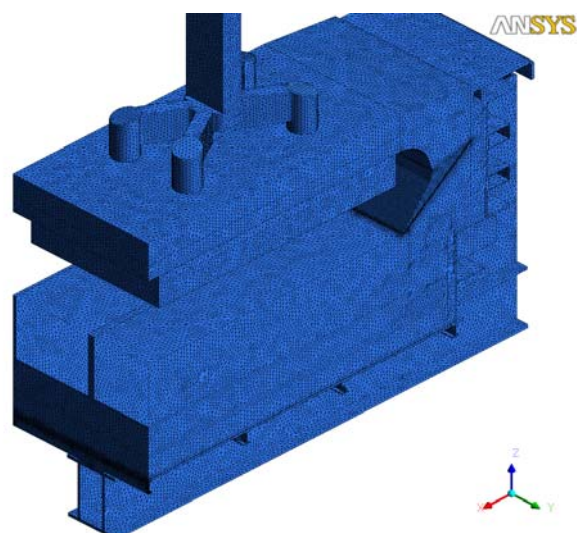


Figura 1. Malha utilizada na simulação numérica (foi realizada a simulação em uma unidade de repetição).

A malha utilizada nas simulações pode ser vista com detalhes na Figura 2, na qual é apresentado um corte na direção do plano XZ mostrando o perfil inicial de *ledge*, mostrando o refino da malha dessa região.

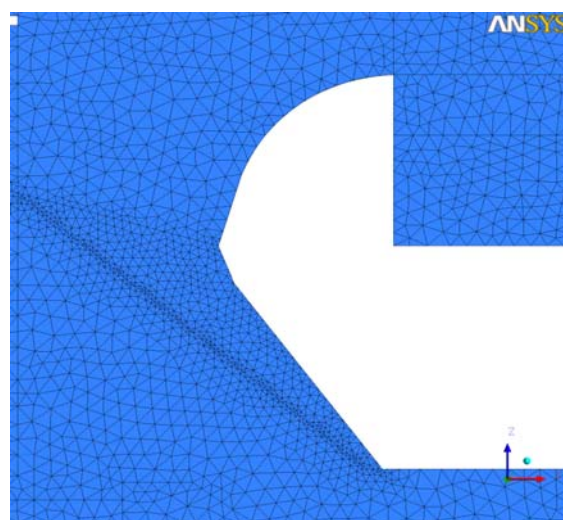


Figura 2. Detalhe da malha em um corte no plano XZ.

Neste artigo, é apresentada a análise Termo-elétrica da cuba de redução eletrolítica. Para isso, foi considerada corrente total da cuba de 165 kA, sendo impostos, como condições de contorno, um fluxo de corrente elétrica na entrada da haste e outro na saída da barra coletora. Para o topo do catodo e parte inferior do anodo que está em contato com o eletrólito foi imposto o valor de voltagem igual a zero.

Por sua vez, para o cálculo térmico, foi utilizada a condição de contorno de terceira espécie (temperatura especificada e coeficiente de transferência de calor), calculando-se um coeficiente aparente considerando os efeitos da convecção e da radiação para os corpos que transmitem radiação. Além disso, o coeficiente de transferência de calor para o *ledge* na altura do banho foi considerado $1.419 \text{ W/m}^2\text{°C}$ e na altura do metal foi considerado $625 \text{ W/m}^2\text{°C}$. Os valores para o coeficiente de transferência de calor são calculados em modelos separados cujas correlações podem ser encontrados em Severo e Gusberti.⁽⁶⁾ Isso é observado na Figura 3.

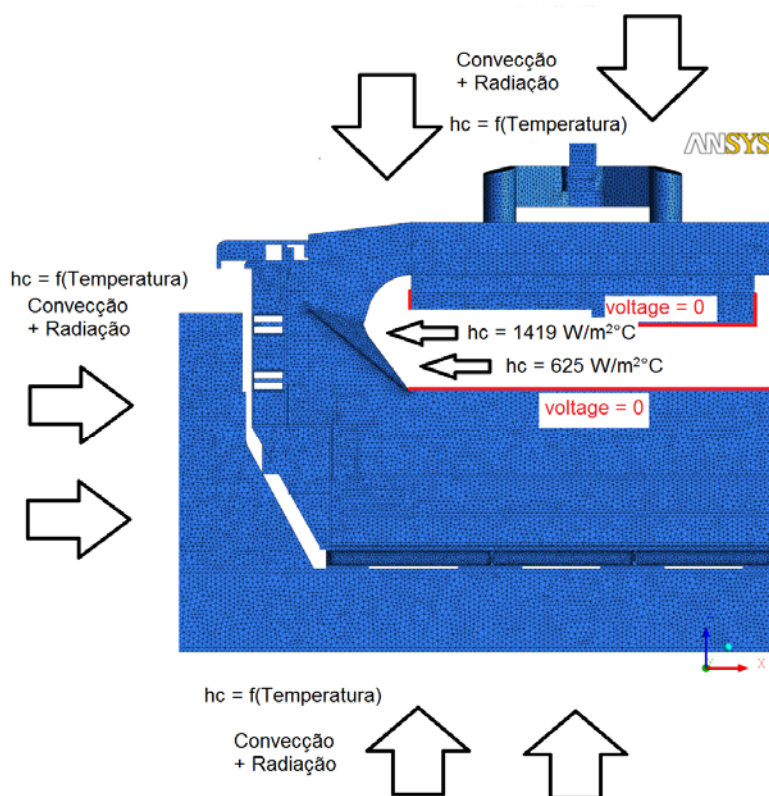


Figura 3. Esquema representativo da condição de contorno de 3ª espécie.

Em vista disso, as seguintes equações são resolvidas na simulação:

- conservação de energia através da equação de difusão do calor;
- conservação de corrente elétrica através da equação de Laplace; e
- movimentação dinâmica da malha através de equação de conservação do movimento relativo da malha;

A Figura 4 apresenta um fluxograma com a rotina e seqüência dos cálculos realizada pelo software Ansys CFX 12.



Figura 4. Fluxograma com a rotina e seqüência dos cálculos realizados.

A metodologia apresentada foi implementada através de cálculo iterativo até que o critério de convergência seja alcançado em cada uma das 3 etapas apresentadas na Figura 4. Além disso, foi assumido um critério de parada para o cálculo o qual permite uma variação de até 1°C na temperatura da interface banho/*ledge* e metal/*ledge* parando-se o cálculo quando satisfeito esse critério. Também, foi realizada a validação do modelo numérico através da comparação dos resultados obtidos na simulação numérica com dados experimentais da cuba de redução eletrolítica da Aluar AP155, os quais foram medidos pela Aluar (empresa de produção de alumínio da Argentina).

A metodologia empregada para a validação é a mesma utilizada na simulação numérica citada anteriormente.

3 MODELOS MATEMÁTICOS

Os modelos matemáticos encontram-se descritos abaixo: modelo térmico, elétrico e movimentação dinâmica de malha.

3.1 Modelo Térmico

O balanço térmico foi resolvido através da solução da equação diferencial de difusão do calor em regime permanente:⁽⁸⁾

$$\nabla \cdot (kT) + Q = 0 \quad (1)$$

Onde k representa a condutividade térmica; T representa a temperatura; e Q representa fonte de calor gerada no domínio (por exemplo efeito Joule). Valores típicos de condutividade dos materiais que compõem o reator metalúrgico podem ser encontrados em Biedler e Banta.⁽⁸⁾

3.2 Modelo Elétrico

A corrente elétrica passa através dos materiais condutores (haste, *yoke*, anodo, catodo, pasta catódica, ferro fundido e barra coletora).

O balanço de corrente elétrica é governada através da resolução da equação de Laplace:⁽⁹⁾

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla \Phi) = 0 \quad (2)$$

Onde σ representa a condutividade elétrica; e Φ representa o potencial elétrico.

A distribuição da densidade de corrente elétrica é definida na Equação 3:⁽⁹⁾

$$\vec{J} = \sigma \nabla \Phi \quad (3)$$

A resistência a passagem da corrente elétrica gera calor. Esse efeito é conhecido como efeito Joule, o qual é um termo fonte na equação de difusão do calor.

$$Q = \Omega * \vec{J}^2 \quad (4)$$

Onde Q representa o calor gerado por efeito Joule; e Ω representa a resistência elétrica (definida pelo inverso da condutividade elétrica).

3.3 Modelo de Movimentação de Malha

O perfil inicial de espessura de *ledge* não se encontra na temperatura $T_{liquidus}$ uma vez que *ele* é imposto e deve-se encontrar o perfil que satisfaça a equação do calor e, simultaneamente, esteja à temperatura $T_{liquidus}$. Em vista disso, necessita-se criar um algoritmo que movimente a frente de solidificação (interface *ledge*/banho e *ledge*/metal) de maneira que a sua temperatura seja igual à $T_{liquidus}$ do *ledge*. A deformação em cada iteração é calculada em função da diferença de temperatura existente entre a temperatura da fronteira e a $T_{liquidus}$ do banho congelado multiplicada por uma constante que pode acelerar ou diminuir a velocidade de movimentação, sobrerelaxando ou subrelaxando a convergência numérica do processo.

Além disso, a movimentação é dissipada aos nodos próximos da fronteira da malha através de uma equação de conservação do movimento relativo:⁽¹⁰⁾

$$\nabla \cdot (\Gamma_{disp} \nabla \delta) = 0 \quad (5)$$

Onde δ representa o movimento relativo e Γ_{disp} representa a robustez ou rigidez como o movimento relativo é propagado aos nodos vizinhos da malha.

Isso proporciona transição suave da malha movida perto da região da fronteira para o resto do domínio, evitando erros numéricos ou na malha.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados desse artigo serão apresentados em duas partes distintas. Primeiramente, foi realizada a validação do modelo numérico com dados experimentais da cuba de redução eletrolítica da Aluar AP155, os quais foram medidos pela Aluar (empresa de produção de alumínio da Argentina) e publicados em Severo.⁽⁶⁾ Posteriormente, é feita a análise da sensibilidade da espessura da camada de *ledge*, variando-se o *Superheat* (diferença entre temperatura do banho e a $T_{liquidus}$ do banho).

4.1 Modelo de Validação

A comparação do resultado da simulação numérica com valores experimentais para a posição do *ledge* de uma cuba eletrolítica real obtida na Aluar AP155 encontra-se na Figura 5.

Validação do ledge

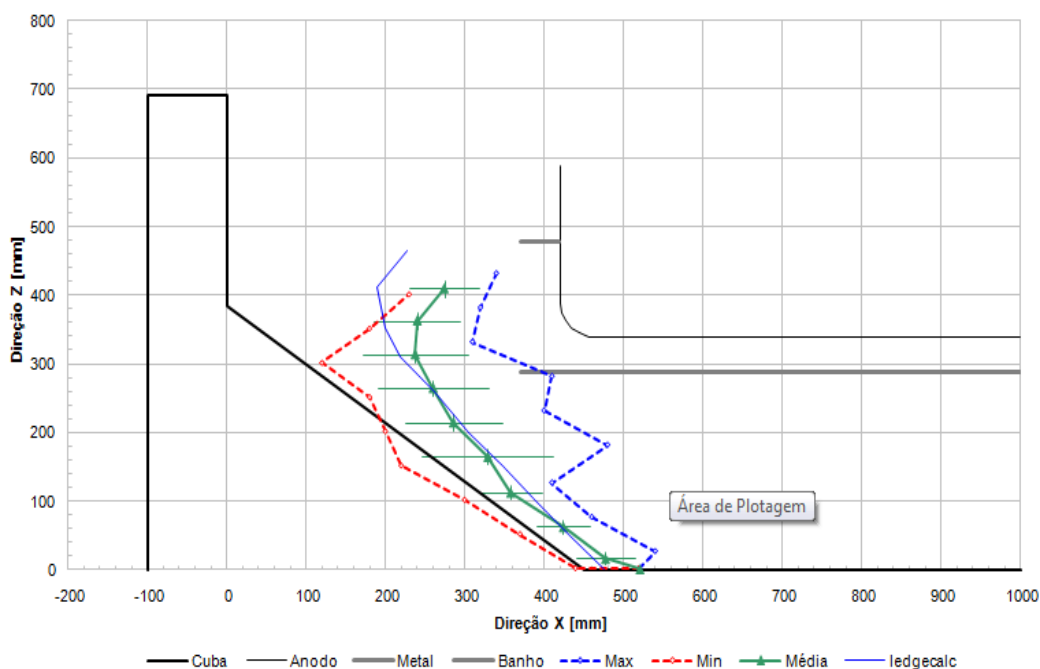


Figura 5. Comparação do perfil de ledge obtido no modelo numérico com o perfil médio obtido de dados experimentais de uma cuba de redução eletrolítica real (Aluar AP155).

A Figura 5 evidencia que o resultado obtido através da simulação numérica da cuba (linha contínua azul) encontra-se dentro da faixa de desvio padrão da curva experimental (curva contínua verde) exceto na altura do último ponto. Esse fato pode estar relacionado com erro na estimativa do coeficiente de transferência de calor ou com a consideração de superfície estacionária na região acima da interface ledge/banho. Além disso, observa-se que o formato do perfil do ledge encontra-se de acordo com o perfil encontrado em Solheim, Gudbrandsen e Rolseth⁽⁵⁾ e Severo e Gusbeerti.⁽⁶⁾

Observa-se que existe um estreitamento do perfil na interface banho/metal tendo em vista que o coeficiente de transferência de calor para a interface ledge/banho é maior devido à maior velocidade do escoamento nessa região resultante da agitação das bolhas (CO₂ resultante da reação global da eletrólise) que ascendem entre os canais dos anodos. Este fato que pode ser observado em Severo e Gusbeerti.⁽⁶⁾ Além disso, outro fator igualmente importante para o fato do ledge ser mais fino na região do metal pode ser devido ao maior isolamento térmico na altura dessa fase.

4.2 Comparação entre Diferentes Valores de Superheat (SH)

As análises do fluxo de calor, considerando-se temperatura *Tliquidus* de 954°C, 952°C e 950°C, na interface ledge/banho e ledge/metal podem ser vistas nas Figuras 6 e 7. Além disso, elas apresentam diferentes *Superheat* (SH) o qual é a diferença entre a temperatura do banho e a *Tliquidus* do eletrólito. Como a temperatura do banho foi assumida constante, obtêm-se três diferentes *Superheat* a fim de analisar a sensibilidade do ledge a este parâmetro. O valor do *Superheat* para a *Tliquidus* de 954°C é 6, enquanto para a *Tliquidus* de 952°C é 8 e, enfim, para a *Tliquidus* de 950°C é 10.

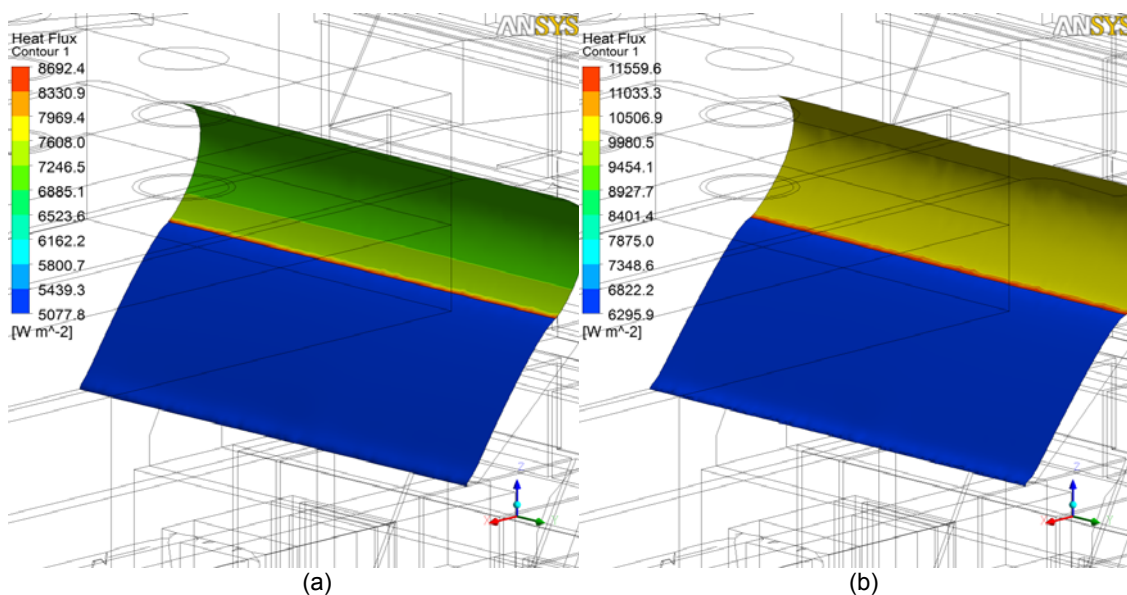


Figura 6. Fluxo de calor na interface *ledge/banho* e *ledge/metal* para a *Tliquidus* de 954°C (a); e 950°C (b).

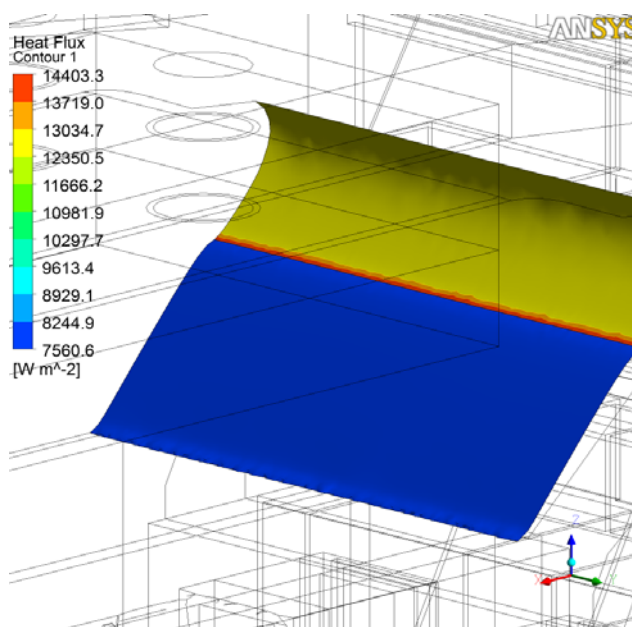


Figura 7. Fluxo de calor na interface *ledge/banho* e *ledge/metal* para a *Tliquidus* de 950°C.

Observe-se ao analisar as duas figuras anteriores, que à medida que o SH aumenta ou a *Tliquidus* do eletrólito diminui, o fluxo de calor através da fronteira aumenta. Isso pode ser confirmado observando-se os valores máximos e mínimos do fluxo de calor. Por exemplo, para o SH de 6 (*Tliquidus* de 954°C) os valores mínimo e máximo do fluxo de calor são 5077.8 W/m^2 e 8692.4 W/m^2 , respectivamente, e para um SH de 10 temos o valor mínimo e máximo de 7560.6 W/m^2 e 14403.3 W/m^2 . Conseqüentemente, quanto menor a espessura do *ledge*, maior é o fluxo de calor na interface.

Os resultados para o perfil de temperatura, considerando temperatura *Tliquidus* de 954°C, 952°C e 950°C, na interface *ledge/banho* e *ledge/metal* podem ser visto nas Figuras 8 e 9.

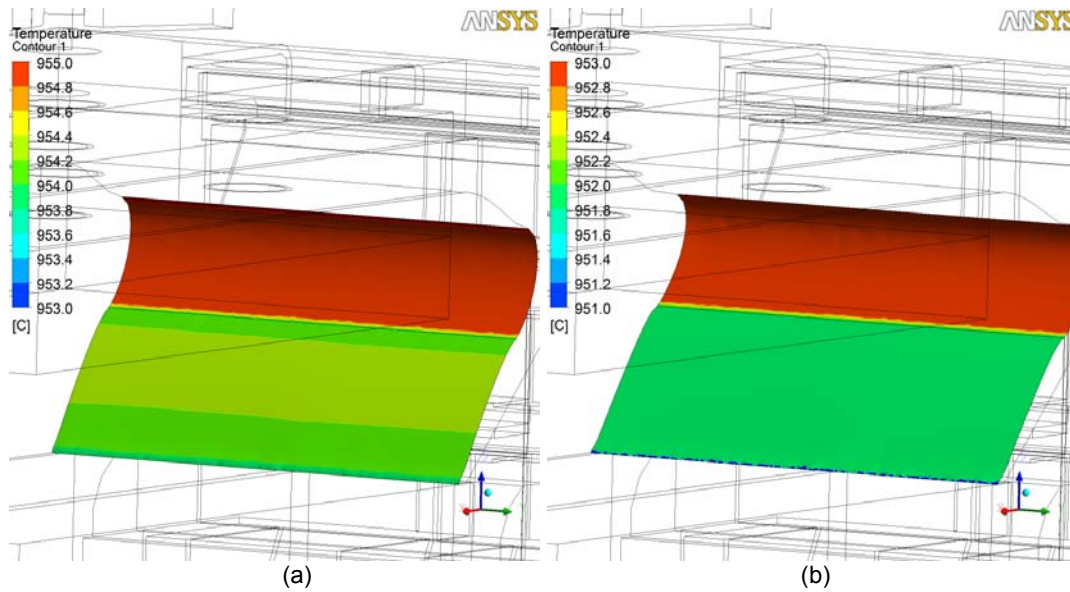


Figura 8. Perfil de temperatura considerando *T*liquidus de 954°C (a); e 950°C (b).

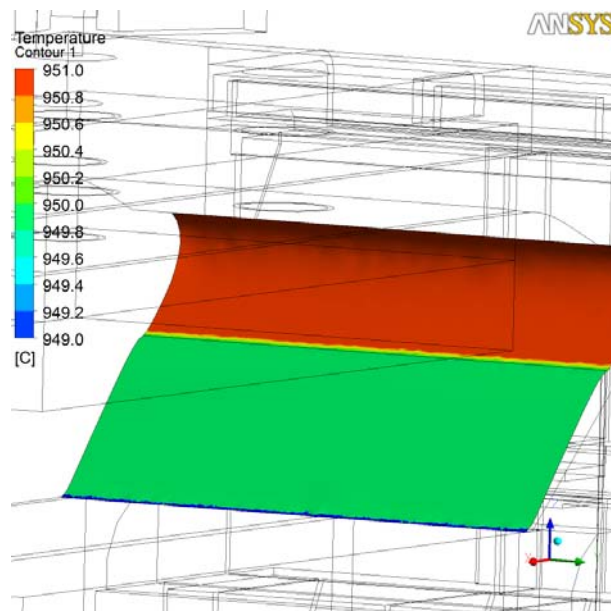


Figura 9. Perfil de temperatura considerando *T*liquidus de 950°C.

As Figuras 8 e 9 mostram que o perfil de temperatura encontra-se dentro do critério de parada escolhido (variação da temperatura da frente de solidificação em 1°C com relação à temperatura *T*liquidus e critério de convergência menor do que 1e-4), alcançando o nível de acuracidade proposto.

A Figura 10, por sua vez, mostra o perfil de espessura do *ledge* no plano XZ para diferentes SH.

Comparação do ledge

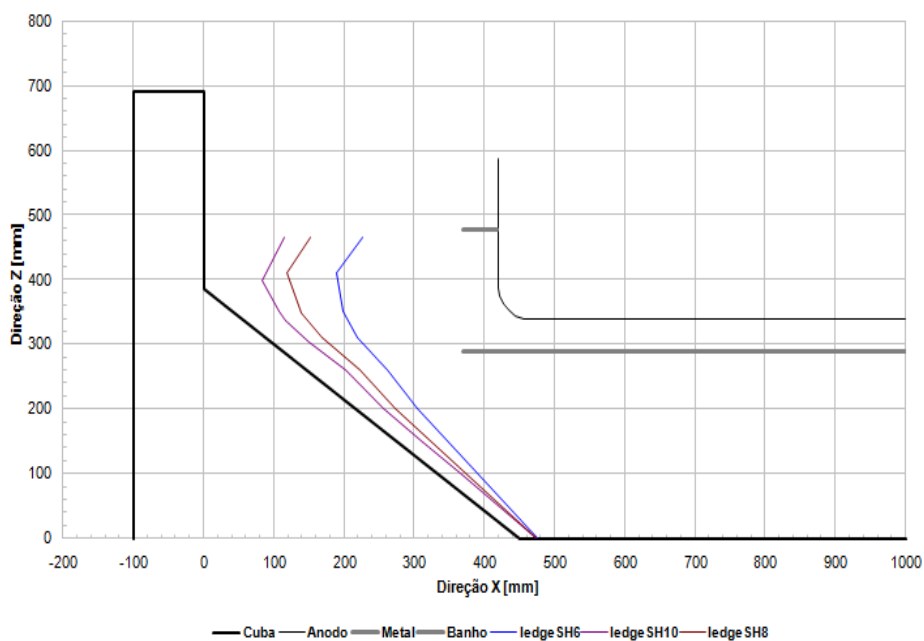


Figura 10. Perfil de espessura do ledge no plano XZ para diferentes SH.

A espessura da camada de banho congelado está intimamente ligada ao SH, fato que pode ser claramente observado na Figura 10, da cuba de redução eletrolítica o qual por sua vez está relacionado com a temperatura do banho e com a *Tliquidus* do eletrólito. Essa última está relacionada com a química do banho. A eficiência energética da Cuba é um importante fator na atualidade, uma vez que as fontes de energia estão ficando cada vez mais escassas e caras.

Em vista disso, deve-se minimizar todo o desperdício energético através do dimensionamento do refratário, química do banho e condições de operação. Também, a eficiência energética da cuba é maior para um SH baixo, fato mostrado na Figura 11 a qual é evidenciada a influência do SH em relação ao calor total que é perdido na frente de solidificação.

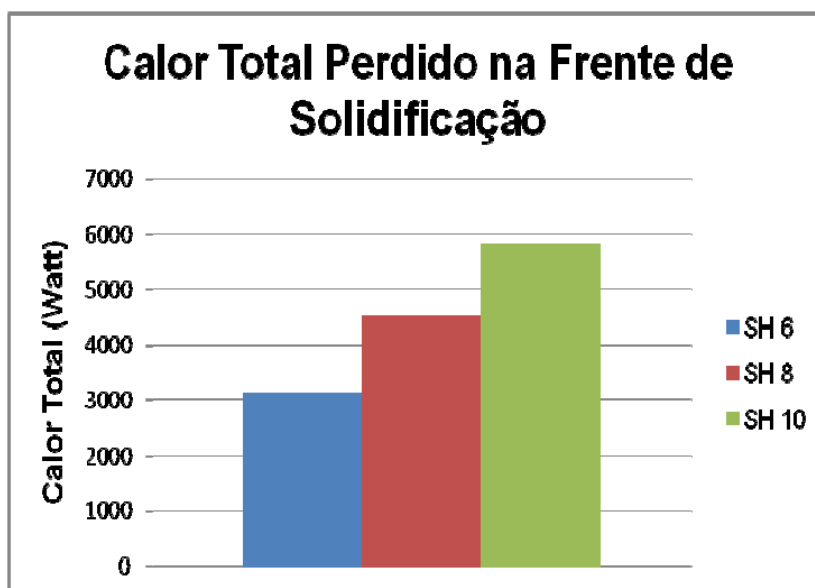


Figura 11. Gráfico do calor total perdido pela cuba na região da frente de solidificação considerando um anodo típico.

A razão do aumento do calor perdido com o SH está relacionada com a diminuição da resistência térmica, uma vez que um aumento de SH resulta em diminuição da espessura da camada de *ledge*, a qual pode ser vista na Figura 10. Essa diminuição da espessura resulta em uma diminuição da resistência térmica da camada de *ledge* e, conseqüentemente, aumento o calor total perdido.

Entretanto sabe-se que existe um valor prático mínimo para o SH na faixa 8°C a 10°C para que a alumina adicionada no processo seja dissolvida. Porém, deve-se considerar que o cálculo foi feito considerando um anodo típico do *side wall* da cuba, podendo-se utilizar a mesma metodologia e rotina de cálculo para calcular os calores envolvidos para o *end wall* da Cuba de Redução Eletrolítica

5 CONCLUSÃO

- o resultado obtido através da simulação numérica da cuba encontra-se dentro da faixa de desvio padrão da curva experimental exceto na altura do último ponto;
- aumento do SH ou diminuição da *Tliquidus* do eletrólito acarreta em aumento do fluxo de calor através da fronteira e vice-versa;
- o perfil de temperatura encontra-se dentro do critério escolhido (variação da temperatura da frente de solidificação em 1°C com relação à temperatura *Tliquidus* e critério de convergência menor do que 1e-4), alcançando o objetivo proposto para os três diferentes SH;
- a espessura da camada de banho congelado está intimamente ligada ao SH da cuba de redução eletrolítica.
- a eficiência energética da cuba é maior para um SH baixo, entretanto na prática existe um valor mínimo na faixa de 8°C a 10°C para o *Superheat* para que a alumina adicionada no reator seja dissolvida; e
- aumento de SH resulta em diminuição da resistência térmica da camada de *ledge* e, conseqüentemente, diminuição da espessura da camada de *ledge* e vice-versa.

Agradecimentos

Gostaria de agradecer a empresa Caeté Engenharia LTDA por ter me dado condições de trabalho e auxiliado na execução do trabalho. Agradecimento especial a Dagoberto Severo e Vanderlei Gusberti pelos momentos de reflexão e idéias para o desenvolvimento do trabalho. Além disso, gostaria de agradecer ao professor Doutor Antônio Cesar Faria Vilela pela orientação ao trabalho.

REFERÊNCIAS

- 1 Haupin, W. E.: *Calculating thickness of containing walls frozen from melt*, *Journal of Metals*, July 1971, pp.41-44.
- 2 Bruggeman, J. N.; Danka, D. J., *Two dimensional thermal modeling of the Hall-Hérout cell*, *Light Metals*, 1990, p. 203-209.
- 3 Stevens McFadden, F. J., *Energy balance and cell dynamics: consideration for cell design, operations and process control*, Proc. 6th Aust. Al Smelting Workshop, 1998, pp. 289-320.
- 4 Bruggeman, J.N.: Pot heat balance fundamentals, Proc. 6th Aust. Al Smelting Workshop, 1998, pp.167-189.



- 5 Solheim, A.; Gudbrandsen, H.; Rolseth, S. Sideledge in aluminium cells: the trench at the metal-bath boundary. Light Metals, 2009, pg 411-415.
- 6 Severo, D.S.; Gusberti, V. A modeling approach to estimate bath and metal heat transfer coefficients. Light metals, 2009, pp 557-562.
- 7 Romerio, M.V.; Flueck, M.; Rappaz, J.; Safa, Y. Determination and influence of the ledge shape on electrical potential and fluid motions in a smelter. Light Metals, 2005, pg 461-468.
- 8 Biedler, P.; Banta, L. Analysis and correction of heat balance issues in aluminium reduction cells. Light Metals, 2003, pg 441-447.
- 9 Gusberti, V. Modelamento Matemático da Instabilidade Magnetohidrodinâmica em Cubas de Redução de Alumínio. Dissertação para obtenção do título de mestre. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, PPGEM, 2007.
- 10 ANSYS CFX MANUAL, Release 10.0, Ansys Inc., Waterloo, Canadá, 2005.