

AVALIAÇÃO DE DESGASTE DE REFRAATÓRIO POR EROSÃO NO REATOR RH VIA MODELAMENTO FÍSICO E MATEMÁTICO*

Pedro Henrique Resende Vaz de Melo¹
Weslei Viana Gabriel²
Johne Jesus Mol Peixoto²
Salvatore Giuliano Peixoto Tropa de Abreu³
Carlos Antônio da Silva⁴
Itavahn Alves da Silva⁵

Resumo

No desgaseificador RH, devido ao fluxo intenso de fases líquidas, os índices de desgaste do revestimento refratário são elevados, o que promove diminuição de produtividade e aumento do custo do tratamento do aço. Com intuito de avaliar as regiões do reator RH sujeitas ao desgaste por erosão, simulações físicas e matemáticas foram realizadas em um modelo do reator RH de escala $\lambda = 1:7,5$. Resultados experimentais de taxa de desgaste na câmara de vácuo do modelo físico foram correlacionados à tensão de cisalhamento nas paredes do reator, calculadas por modelo matemático. A simulação matemática foi capaz de prever os pontos de maior desgaste na região da câmara de vácuo. A perna de subida apresentou tensão de cisalhamento mais elevada, enquanto os níveis de tensão de cisalhamento nas paredes da câmara de vácuo e perna de descida foram mais sensíveis à variação da vazão de gás.

Palavras-chave: Desgaste de Refratários; Desgaseificador RH; Modelo Físico; Simulação Matemática.

REFRACTORY EROSION EVALUATION IN RH DEGASSER THROUGH PHYSICAL AND MATHEMATICAL MODELING

Abstract

Due to intense flow of liquid phases in the RH degasser, refractory erosion is high, which promotes productivity decrease and an increase in the steelmaking costs. In order to evaluate the RH reactor regions which are more susceptible to erosion, physical and mathematical simulations were performed in a RH reactor model of scale $\lambda = 1: 7.5$. Experimental results regarding the wearing rate in the vacuum chamber from the water model were correlated to wall shear stress, calculated through mathematical modeling. The mathematical simulation was able to predict main wear regions in the vacuum chamber. The Up-snorkel showed higher wall shear stress. In the vacuum chamber and down-snorkel, wall shear stress levels were more sensitive to gas flow variation.

Keywords: Refractory Erosion; RH Degasser; Water Model; Mathematical Modeling.

¹ Eng. Metalurgista, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, Brasil.

² Eng. Metalurgista, MSc., Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, Brasil.

³ Graduando em Engenharia Metalúrgica, Escola de Minas-UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.

⁴ Eng. Metalurgista, PhD, Professor, DEMET, EM-UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.

⁵ Eng. Metalurgista, DSc., Professor, DEMET, EM-UFOP, Ouro Preto, MG, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

Os refratários são essenciais na produção do aço e representam parcela significativa no custo de fabricação, principalmente na etapa de refino do aço. A escolha do tipo de refratário mais adequado para cada aplicação é de suma importância, visando maior vida útil do revestimento, estabilização da fabricação do aço, redução de custo e garantia da qualidade do produto. As propriedades químicas da escória, atmosfera e temperatura são muito diferentes em cada região dos vasos de reação e panelas, logo os esforços e degradações de cada região são diferentes, por isso a importância do zoneamento da estrutura refratária de um reator, de acordo com as características de cada tipo de tijolo refratário (Ertuğ, [1]). O reator RH pode ser dividido em diferentes regiões, como mostrado na Figura 1 [2].

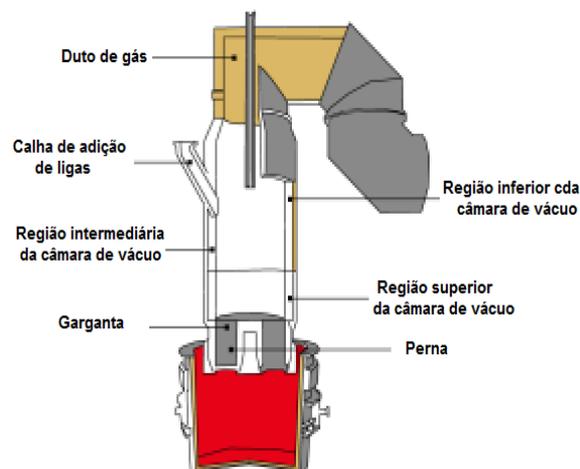


Figura 1. Regiões do reator RH, adaptado de [2].

De acordo com Tembergen et al. [3], o reator RH é amplamente usado no refino secundário do aço, por suas múltiplas funções metalúrgicas, como descarburização, desgaseificação, homogeneização, dessulfuração, remoção de inclusões não metálicas e adições de ligas. Lin et al. [4] afirmam que o parâmetro mais importante no processo RH é a taxa de circulação, que reflete diretamente na eficiência das reações que ocorrem no reator, bem como tempo de tratamento e produtividade. Logo, muitos são os estudos que visam a otimização da taxa de circulação no reator RH, como Seshadri e Costa [5], Park et al. [6], Mukherjee et al. [7], Hanna et al. [8] e Vargas [9].

O aumento da taxa de circulação de metal fundido também está relacionado à aceleração do desgaste de revestimento refratário por erosão. Dentre os tipos de desgaste de refratários possíveis, o desgaste por erosão é o mais agressivo à vida útil do revestimento, principalmente nas pernas e na região inferior da câmara de vácuo. O desgaste por erosão se deve ao fluxo de metal fundido e escória, que retira gradualmente a camada superficial dos tijolos por abrasão (Kumayasu, [10]).

Ling et al. [11] indicaram que conhecer a distribuição da tensão de cisalhamento nas paredes do reator via modelamento matemático ajuda a prever a erosão do revestimento refratário. O ponto de tensão máxima cisalhante é o ponto preferencial ao desgaste. Luo et al. [12] também utilizaram os recursos do modelamento matemático, validados por simulações em um modelo a frio, para calcular taxa de circulação e tempo de mistura, bem como investigar a tensão de cisalhamento nas

paredes para prever desgaste preferencial da estrutura refratária do reator RH. Ling et al. [11] e Luo et al. [12] afirmam que, se comparadas às pernas de formato redondo, as pernas de forma oval aumentam a taxa de circulação e diminuem a tensão de cisalhamento do aço líquido nas paredes laterais e no fundo da panela, aumentando a vida útil da mesma no sistema RH. Ambos trabalhos mostram a tendência cada vez maior do uso de simulações computacionais em estudos de desgaseificadores RH, assim como Zhu et al. [13], Chen e He [14] e Peixoto et al. [15].

O desgaste de refratários é um fator limitante em caso de custos e produtividade do reator RH, por isso a importância de conhecer e caracterizar as regiões mais propícias ao desgaste. Neste trabalho, investigou-se a taxa de circulação e o desgaste do revestimento refratário de um reator RH por meio de modelamento físico e matemático em função da vazão de gás. Nas simulações físicas, a taxa de desgaste de refratário foi analisada usando pastilhas de ácido bórico e correlacionada com a tensão de cisalhamento obtida a partir do modelo matemático.

2 DESENVOLVIMENTO

2.1 Modelo Físico

Para realizar os experimentos foi utilizado um modelo do reator RH em acrílico, obedecendo a um fator de escala $\lambda = 1:7,5$, cujas dimensões principais são apresentadas na Figura 2. Foram considerados os grupos adimensionais de Froude (Fr) e Vazão Relativa (N_{va}) como critérios de similaridade entre o reator industrial e o modelo, com exceção do diâmetro dos bicos de injeção, que foram calculados a partir do número de Froude Modificado (Fr_m). Dados geométricos e operacionais do modelo e do reator industrial (protótipo) em que este modelo se baseia podem ser encontrados em Peixoto et al. [16].

$$Fr = \frac{v^2}{gD}; N_{va} = \frac{G}{D^2v}; Fr_m = \frac{U^2\rho_g}{Dg\rho_L} \quad (1)$$

Onde: v = velocidade do líquido; ρ_g, ρ_L = densidade (l - líquido, g - gás); D = diâmetro interno da perna; g = aceleração da gravidade; U = velocidade de gás no bico; G = Vazão de gás.

Para determinar a taxa de circulação no desgaseificador RH, foi utilizada a técnica da condutivimetria, também utilizada por Martins [17], Seshadri e Costa [5] e Kishan e Dash [18]. A técnica da condutivimetria consiste em injetar uma solução de cloreto de potássio em forma de pulso, no interior da câmara de vácuo, na porção próxima a perna de subida. Na perna de descida foi posicionado um condutímetro para medir continuamente a variação da concentração do sal. Valores concentração são capturados por uma placa de aquisição de dados conectada a um computador, que armazena e processa os dados, calculando a taxa de circulação por meio da Equação 2 (Martins [17]). A taxa de circulação foi obtida pela média dos resultados de 10 experimentos.

$$Q = \frac{\Delta C \times V_{H_2O}}{A1} \quad (2)$$

Onde: Q = taxa de circulação (kg/s); ΔC = concentração em g de KCl/ kg de água; V_{H_2O} = quantidade de água no reator (kg); A_1 = área da região correspondente à passagem do primeiro pulso de traçador sob a curva concentração versus tempo.

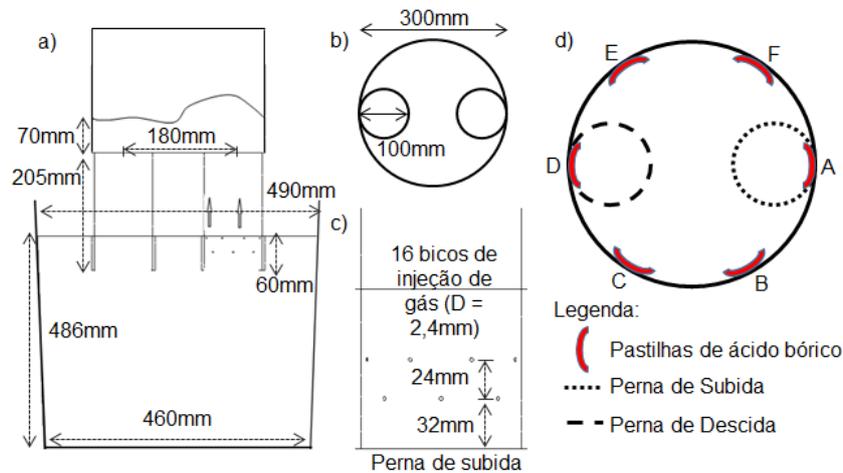


Figura 2. Representação esquemática com as principais dimensões do modelo em acrílico do reator RH: a) visão lateral e b) visão superior da câmara de vácuo; c) perna de subida; d) distribuição das pastilhas de ácido bórico na câmara de vácuo.

Para simular o desgaste de refratários foram usadas pastilhas prensadas de ácido bórico. Na produção de cada pastilha, foram pesados 6 gramas de ácido bórico granulado, que foram prensados sobre placas metálicas com a força de 3000 kgf. O ácido bórico é solúvel em água. À medida que a água passa pela superfície da pastilha, seu material é retirado gradualmente, o que simula o desgaste de refratários por erosão, técnica proposta por Su et al. [19].

A região escolhida para esse estudo foi a porção inferior da câmara de vácuo (CV), por ser uma das partes de menor vida útil do reator, segundo Hubble et al. [20]. Em cada experimento foram utilizadas 6 pastilhas, distribuídas simetricamente pela CV (câmara de vácuo) na altura de 3,5 cm. A Figura 2.d mostra esquematicamente a distribuição das pastilhas nas posições de A a F. As pastilhas foram pesadas antes e depois do experimento para quantificar sua perda de massa. A área da face de contato da pastilha com a água foi medida antes do experimento utilizando-se o software ImajeJ. Para evitar interferência da umidade nas avaliações de perda de massa, as pastilhas são armazenadas por 24 horas antes e depois do experimento em uma estufa a 60°C. Os resultados são dispostos em forma de taxa de desgaste (mm/min), conforme a Equação 3.

$$\text{Taxa de desgaste} = \frac{\Delta m}{\rho_b \cdot A_0 \cdot t} \quad (3)$$

Em que Δm é a variação de massa das placas (g); ρ_b é a densidade do ácido bórico (g/mm^3); A_0 é a área inicial (mm^2) e t é o tempo de experimento (min).

Após o posicionamento das pastilhas na câmara de vácuo, inicia-se o teste, em que o líquido circula entre a câmara de vácuo e a panela. Foram realizados 3 testes para cada vazão, o tempo de experimento foi de 2 minutos.

2.2 Modelo matemático

A geometria utilizada nas simulações foi construída através do software Design Modeler e suas dimensões seguem as dimensões do modelo físico. A malha foi construída utilizando o software Meshing Modeler, utilizando a função avançada de proximidade e curvatura. O estudo de independência de malha foi realizado através da comparação dos resultados de taxa de circulação obtidos com malhas de tamanhos variados. Obteve-se uma malha de 18mm no vaso inferior utilizando a ferramenta *element sizing*, com refinamento na perna de subida de 4mm e no restante da câmara de vácuo e na perna de descida de 5mm, totalizando cerca de 1 milhão de elementos e 413 mil nós (vide Figura 3.a).

As simulações matemáticas foram realizadas utilizando-se o software CFX 18.2 (Ansys®) versão acadêmica. O modelo matemático considera o escoamento tridimensional e turbulento; os fluidos newtonianos, incompressíveis (desconsiderou-se a expansão do gás), sistema isotérmico (a 25°C), pressão ambiente igual a 1atm. Utilizou-se os valores padrões do software para as propriedades físicas da água e do ar (a 25°C). O modelo de turbulência adotado é o modelo k-ε para a fase contínua (líquido), enquanto para a fase discreta (gás), adota-se o modelo de equação zero de fase dispersa, que assume que a fase discreta possui a mesma viscosidade cinemática turbulenta da fase contínua [21]. A transferência de turbulência entre as fases é estimada pelo modelo de Sato [21].

No CFX, as equações diferenciais de escoamento são resolvidas através do método de volumes finitos, e adotou-se a abordagem multifásica euleriana-euleriana. São resolvidas as equações de conservação: de massa de cada fase (água e ar, equação 4); de volume, isto é, soma das frações volumétricas de ar e água igual a 1; de energia cinética turbulenta e da taxa de dissipação da energia cinética de turbulência (modelo k-ε); de quantidade de movimento de cada fase, água e ar (forma turbulenta das equações de Navier-Stokes), nas três direções cartesianas (x, y e z), equação 5:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_i \rho_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \vec{u}_i) = 0 \quad (4)$$

Onde: α_i , ρ_i e u_i são, respectivamente, fração volumétrica, densidade e velocidade da fase líquida (i=l) e gasosa (i=g);

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_i \rho_i \vec{u}_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \vec{u}_i \vec{u}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot [\alpha_i (\mu_l + \mu_{l,t}) (\nabla \vec{u}_i + (\nabla \vec{u}_i)^T)] + \alpha_i \rho_i \vec{g} + \vec{F}_i \quad (5)$$

Onde: g – aceleração da gravidade, μ_l – viscosidade do líquido, $\mu_{l,t}$ - viscosidade turbulenta do líquido, determinada pelo modelo de turbulência k-ε, p – pressão, e \vec{F}_i – força de interação entre as duas fases:

$$\vec{F}_l = -\vec{F}_g = \vec{F}_{Drag} + \vec{F}_{VM} + \vec{F}_{TD} + \vec{F}_{WL} \quad (6)$$

Onde: \vec{F}_{Drag} – força de arrasto; \vec{F}_{VM} – força de massa virtual e \vec{F}_{TD} – força de dispersão turbulenta; \vec{F}_{WL} – força de lubrificação da parede, apresentadas nas equações 7 a 10, respectivamente.

$$\vec{F}_{Drag} = C_D \frac{3\alpha_g \alpha_l \rho_l}{4d_g} |\vec{u}_g - \vec{u}_l| (\vec{u}_g - \vec{u}_l) \quad (7)$$

Onde: d_g – diâmetro da bolha de gás e C_D - o coeficiente de arrasto.

$$\vec{F}_{VM} = C_{VMF} \rho_l \alpha_g \left(\frac{d_l \vec{u}_l}{dt} - \frac{d_g \vec{u}_g}{dt} \right) \quad (8)$$

C_{VMF} é o coeficiente de massa virtual, e foi adotado como 0.25 baseado no trabalho anterior de Peixoto et al. [15].

$$\vec{F}_{TD} = -C_{TD} C_{cd} \frac{v_l}{\sigma_{lg}} \left(\frac{\nabla \alpha_g}{\alpha_g} - \frac{\nabla \alpha_l}{\alpha_l} \right) \quad (9)$$

C_{TD} , valor padrão igual a 1; C_{cd} é o coeficiente de transferência de quantidade de movimento para a força de arrasto; v_l é o volume específico de líquido; σ_{tc} é o número de Schmidt turbulento, usualmente igual a 0,9 [21].

$$F_{WL} = C_{WL} \rho_l \alpha_g |U_l - U_g|^2 n_w \quad (10)$$

C_{WL} , é o coeficiente da força de lubrificação, dado pelo modelo de Frank; n_w = distância normal da parede; $U_l - U_g$ = diferença de velocidade relativa entre as fases, em um plano normal a n_w próximo a parede.

Baseado no trabalho de Peixoto et al. [15], para força de arrasto foi adotado o modelo de Ishii-Zuber, mais apropriado para fluxos contendo elevada concentração de partículas [21]; o modelo baseado na média de Favre (ou média ponderada pela massa) da força de arrasto foi utilizado para a força de dispersão turbulenta, sendo o modelo mais indicado nas situações onde não se conhece um valor apropriado para o coeficiente de dispersão turbulenta, C_{TD} [21] e para a força de lubrificação da parede empregou-se o modelo de Frank.

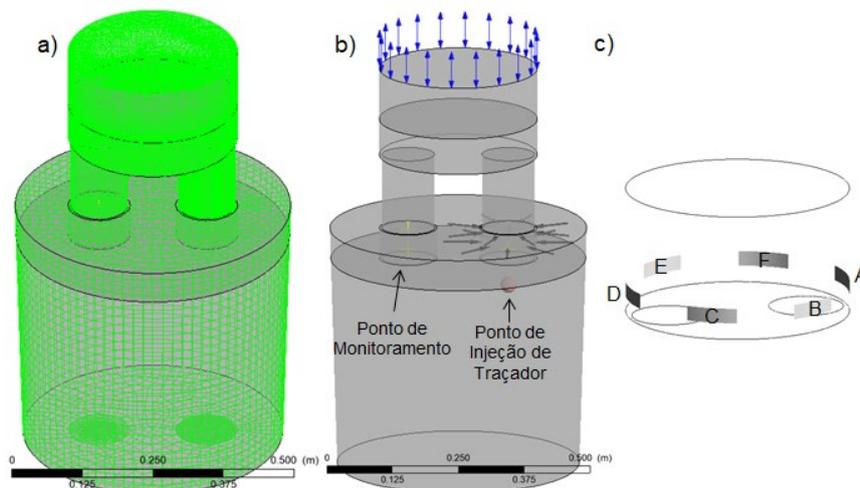


Figura 3. a) Malha construída para o modelo; b) Vista em perspectiva da geometria do reator RH, destacando as principais partes do setup para o modelo c) áreas selecionadas para análise da tensão de cisalhamento nas paredes da câmara de vácuo.

As condições de contorno aplicáveis ao problema são (vide Figura 3.b):

- Condição de não deslizamento, aplicada em todas as paredes, regiões onde o

fluido possui velocidade zero;

- Condição de entrada: bicos injetores, onde a injeção de gás é configurada de acordo com as vazões de 70, 80, 90, 100, 110, 120 e 140L/min em valores de vazão mássica (kg/s). O regime de escoamento selecionado é o subsônico, com uma intensidade de turbulência de 5% (média).
- Condição de escorregamento livre na superfície da panela;
- Superfície da câmara de vácuo: com camada de ar de 10cm - condição de abertura, com pressão igual ao vácuo aplicado.

Assume-se que o diâmetro da bolha de gás é constante (despreza-se a deformação, assim como a quebra e coalescência das bolhas de gás). Como em outros trabalhos (Kishan e Dash [18]; Ling et al. [11] e Luo et al. [12]) utiliza-se a correlação dada pela equação (11), adaptada por Johansen e Boysan [22] para panela agitada com gás, originalmente do trabalho de Davidson e Schüler [23].

$$d_b = 0.35 \left(\frac{G^2}{g} \right)^{0.2} \quad (11)$$

Onde: G – vazão de gás (Nm³/s); g aceleração da gravidade (m/s²);

Como no trabalho de Peixoto et al. [15], a simulação matemática foi configurada em regime permanente. Para solução das equações diferenciais propostas foi utilizado o esquema de advecção de 1ª ordem (Upwind). Para reduzir a flutuação dos resíduos, foi utilizado o controle de escala de tempo física de 0,01s e um máximo de 2100 iterações, que são divididas em 300 iterações sem força de dispersão turbulenta, 300 iterações após inserção de força de dispersão turbulenta e 1500 iterações com opção avançada de controle de solução, fração volumétrica acoplada.

Na simulação da injeção de traçador (solução salina) na câmara de vácuo, foram realizadas simulações em regime transiente para avaliar a dispersão de um traçador, representado pela função Additional Variables, utilizando a opção escalar volumétrica (kg/m³). O ponto de injeção de traçador é posicionado como no modelo físico, como mostrado na Figura 3.b, pela ferramenta *Source Point*. Os resultados da simulação em regime permanente são utilizados como condição inicial para garantir que o traçador seja inserido no modelo em uma etapa com fluxo totalmente desenvolvido. Além disso, a partir da condição inicial, para reduzir o tempo de simulação, serão desabilitadas as resoluções de todas as equações (*Expert Parameters*), exceto aquela correspondente ao transporte de massa do escalar, permitindo alcançar em algumas horas de cálculo o tempo total de simulação de 35 segundos.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Validação do modelo matemático

A Figura 4.a apresenta os resultados de taxa de circulação para diferentes vazões de gás, tanto nos experimentos no modelo físico, quanto na simulação matemática em regime permanente. Percebe-se que, a medida que a vazão de gás nos bicos injetores aumenta, a taxa de circulação também aumenta. Nota-se boa concordância entre os resultados experimentais e os valores preditos pelo modelo CFD. A variação da concentração de traçador em função do tempo para a vazão de 100

L/min é apresentada na Figura 6.b. Observa-se o pico correspondente a passagem do primeiro pulso de traçador, e o fenômeno de oscilação da concentração, que se repete com diminuição da amplitude com o tempo, até alcançar concentração uniforme. O tempo de cada pulso (onda) é definido como o tempo de circulação entre a panela e a câmara de vácuo. Zhang e Li [24] apontaram que o tempo de mistura é tipicamente igual a de três a quatro vezes o tempo de circulação. Destaca-se novamente que os resultados previstos pela simulação matemática foram coerentes com os valores medidos pela técnica da condutivimetria. Desta forma, considera-se que este modelo matemático é capaz de prever o comportamento do fluxo bifásico no reator RH, podendo ser utilizado para avaliar outros parâmetros, como a tensão de cisalhamento nas paredes do reator, e correlacioná-la com a taxa de desgaste de refratários por erosão.

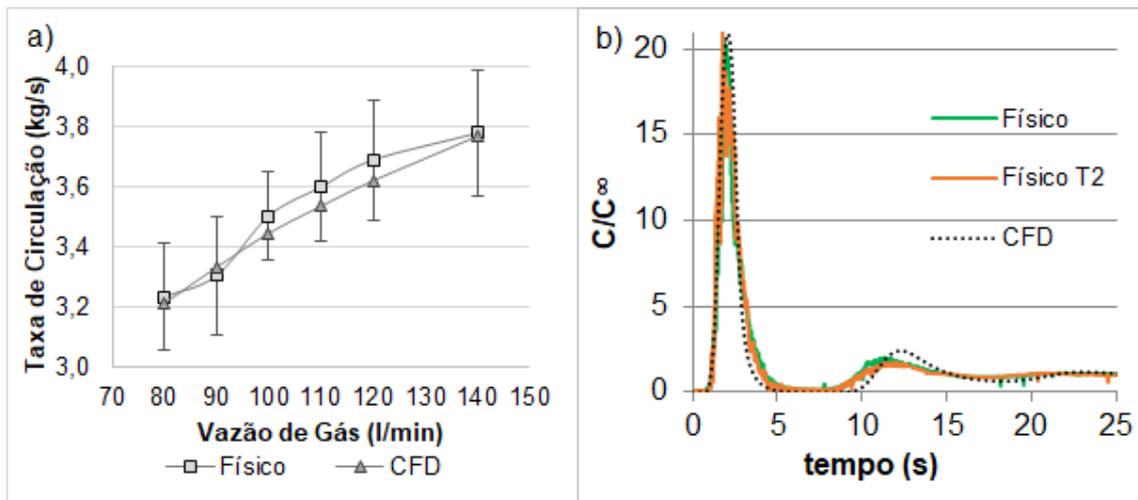


Figura 4. Comparação de resultados experimentais e simulação matemática: (a) Taxa de circulação; (b) concentração de traçador no interior da perna de descida após a injeção de pulso salino para a vazão de gás de 100 L/min.

3.2 Avaliação do desgaste por erosão no reator RH

O desgaste médio das pastilhas de ácido bórico posicionadas na câmara de vácuo é apresentado na Figura 5.a. Percebe-se desgaste preferencial das pastilhas posicionadas próximas a perna de subida. Em “A”, houve maior desgaste, enquanto em “D”, acima da perna de descida, o desgaste se mostrou mínimo. Percebe-se também certa simetria de desgaste entre as pastilhas em “B” e “F” e entre “C” e “E”, indicando simetria de fluxo de líquido na câmara de vácuo. Ao variar a vazão, avaliou-se que o desgaste médio das pastilhas em testes com 140 l/min foi maior que nos casos de testes com 80 l/min, o que pode ser relacionado ao aumento da velocidade local do líquido.

A Figura 5.b apresenta relação entre o desgaste por erosão (simulações físicas) e a tensão de cisalhamento na parede da câmara de vácuo, calculada via CFD nas regiões mostradas na Figura 3.c. Os resultados da posição “A” foram desconsiderados para regressão linear, devido ao choque de bolhas de ar na superfície das pastilhas, que aumentam a taxa de desgaste no modelo físico. Para as demais regiões, a fase líquida é responsável por retirar material das pastilhas. Desta forma, nota-se boa correlação linear entre os parâmetros do gráfico (Figura

5.b), o que valida o uso da análise de distribuição de tensões de cisalhamento nas paredes do reator para prever pontos preferenciais de desgaste por erosão.

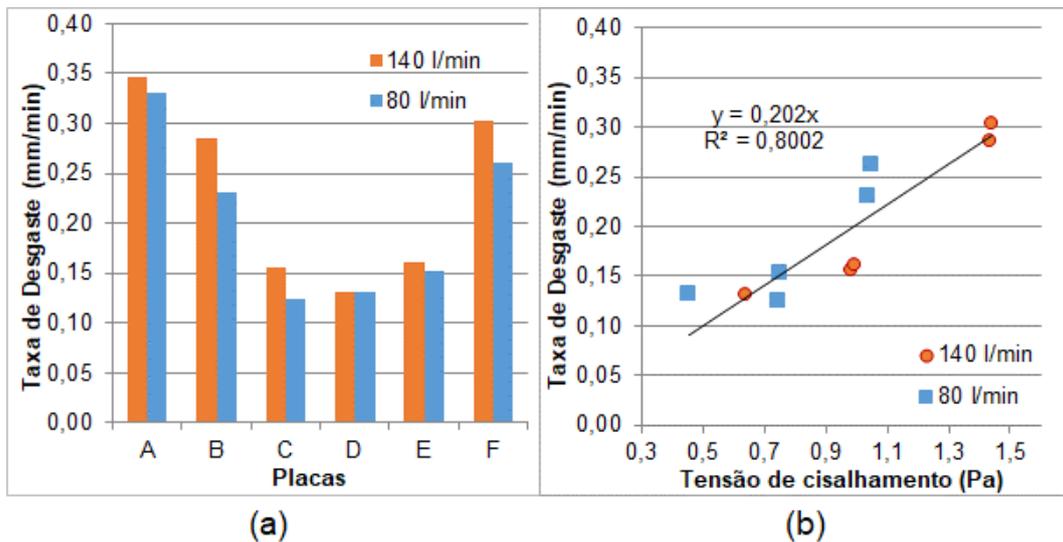


Figura 5. Análise de desgaste por erosão: a) resultados do modelo físico em função da posição na câmara de vácuo; b) correlação do desgaste por erosão (modelo físico) com a tensão de cisalhamento na parede da câmara de vácuo (CFD).

A distribuição das tensões de cisalhamento nas paredes foi avaliada em diversas partes do reator via simulação computacional para diferentes vazões de gás. Na Figura 6 para câmara de vácuo, na Figura 7 fundo e lateral da panela e na Figura 8 nas pernas. Na perna de subida, a tensão de cisalhamento é muito superior às demais regiões devido aos maiores valores de velocidade do líquido, dado que a perna é parcialmente preenchida por gás, logo, é a região mais exigida e predisposta à degradação por erosão. Em todos os casos, o aumento da vazão de gás e, conseqüentemente, da velocidade local do líquido, propiciou aumento da tensão de cisalhamento nas paredes.

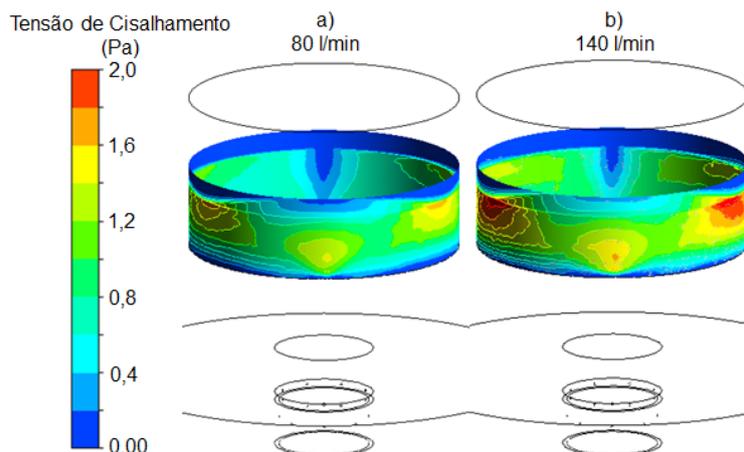


Figura 6. Tensão de cisalhamento na parede da câmara de vácuo em função da vazão de gás: a) 80 l/min; b) 140 l/min.

Os valores de tensão de cisalhamento apresentados nas figuras 7 e 8(a e b) são cerca de uma ordem de grandeza superiores aos resultados apresentados no trabalho de Luo et al. [12], que realizaram simulação matemática de um modelo

físico em escala 1:5. Tal diferença se deve ao fato de que Luo et al. [12] trabalharam com vazões de gás entre 15 l/min e 35 l/min, muito inferiores aos valores aqui adotados, de 80 l/min a 140 l/min.

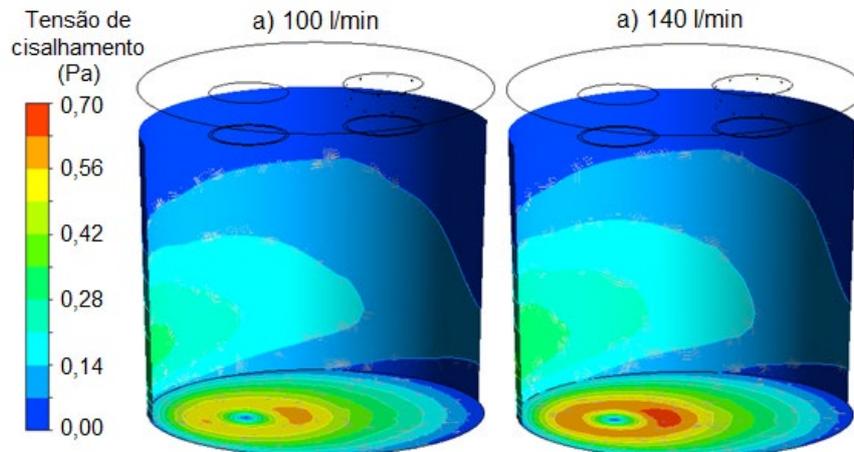


Figura 7. Tensão de cisalhamento no fundo e na lateral da panela em função da vazão de gás: a) 100 l/min; b) 140 l/min.

Na figura 8.c, nota-se comportamento similar entre as curvas de tensão de cisalhamento média e a curva de taxa de circulação (figura 4.a), em função da vazão de gás. Destaca-se que o aumento da vazão de gás implica em maior variação da tensão de cisalhamento média na região da câmara de vácuo e perna de descida (cerca de 30% de aumento, quando a vazão é alterada de 80 l/min para 140 l/min). Logo, essas regiões sofrem maior redução da vida útil, quando se trabalha em vazões elevadas por longos períodos de tratamento.

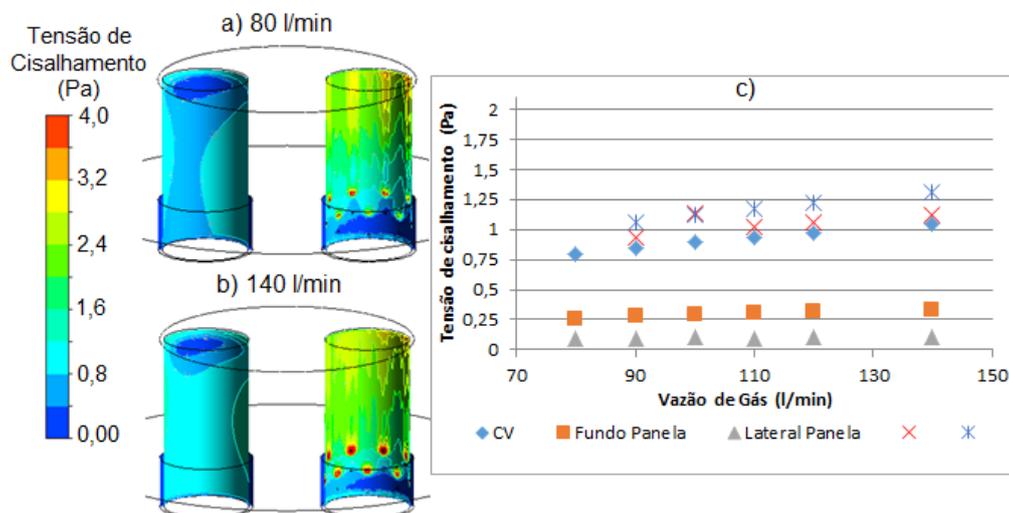


Figura 8. Tensão de cisalhamento na parede das pernas em função da vazão de gás: a) 80 l/min; b) 140 l/min; c) Tensão de cisalhamento em função da vazão de gás para diversas partes do RH. CV – Câmara de vácuo.

Ling et. al. [11] observaram uma forte semelhança entre as curvas de taxa de circulação e tensão cisalhante máxima nas paredes laterais e no fundo da panela. Os valores de tensão de cisalhamento na panela foram superiores ao do presente trabalho, já que Ling et. al. [11] simularam um reator RH industrial.

4 CONCLUSÃO

A análise do desgaste de refratário por erosão no reator RH evidenciou que:

- O modelo matemático, através da tensão de cisalhamento nas paredes do reator, foi capaz de prever pontos de maior desgaste na região da câmara de vácuo, sendo confirmado com resultados experimentais de taxa de desgaste no modelo físico;
- A perna de subida apresenta os maiores níveis de tensão de cisalhamento, sendo a região mais suscetível ao desgaste por erosão e diminuição da vida útil do revestimento refratário;
- Os níveis de tensão de cisalhamento nas paredes da câmara de vácuo e perna de descida são mais sensíveis à elevação da vazão de gás do que as demais regiões do reator.

Agradecimentos

Ao CNPq, à CAPES, à Fundação Gorceix e à FAPEMIG pelo apoio.

REFERÊNCIAS

- 1 Ertuğ B. Classification and Characteristics of Predominant Refractories Used in Metallurgy. *Advanced Engineering Forum*. 2018; 26:9-21.
- 2 Yanmu Refractories [página da internet]. Alemanha. [Acesso em: 14 de maio de 2018]. Disponível em: http://yanmu.de/PRODUCT/liangangyongnaihuyuanliao/RH_DH_Vacuum_De/.
- 3 Tembergen D, Teworte R, Robey R. RH metallurgy. *Millennium Steel*. 2008; 104-108.
- 4 Lin L, Bao Y, Yue F, Zhang L, Ou H. Physical model of fluid flow characteristics in RH-TOP vacuum refining process. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. 2012; 19(6):483-489.
- 5 Seshadri V, Costa SLS. Cold model of RH degassing. *Transactions of ISIJ*. 1986; 26:133-138.
- 6 Park YG, Yi KW, Ahn SB. The effect of operating parameters and dimensions of the RH system on melt circulation using numerical calculations. *ISIJ International*. 2001; 41(5):403-409.
- 7 Mukherjee D, Shukla AK, Senk DG. Cold Model-Based Investigations to Study the Effects of Operational and Nonoperational Parameters on the Ruhrstahl-Heraeus Degassing Process. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2017; 48:763-771.
- 8 Hanna RK, Jones T, Blake RI, Millman MS. Water modeling to aid improvement of degasser performance for production of ultra low carbon interstitial free steel. *Iron & Steelmaking*. 1992; 21(1):111-119.
- 9 Vargas, GA. Modelagem Matemática e Física do Degaseificador a Vácuo RH da Companhia Siderúrgica Tubarão – CST [dissertação de mestrado]. Belo Horizonte: UFMG; 2000.
- 10 Kumayasu T. Damage of Refractories in Secondary Steel-Refining. *Journal of the Technical Association of Refractories*. 2016; 36:158-164.
- 11 Ling H, Zhang L, Liu C. Effect of snorkel shape on the fluid flow during RH degassing process: mathematical modelling. *Ironmaking and Steelmaking*. 2016; 1:1-12.
- 12 Luo Y, Liu C, Ren Y, Zhang L. Modeling on the Fluid Flow and Mixing Phenomena in a RH Steel Degasser with Oval Down-Leg Snorkel. *Steel Research Int*. 2018; 1-13. DOI: 10.1002/srin.201800048.
- 13 Zhu B, Chattopadhyay K, Hu X, Zhang B, Liu Q, Chen Z. Optimization of sampling location in the ladle during RH vacuum refining process. *Vacuum*. 2018; 152:30-39.

- 14 Chen G, He S. Mixing behavior in the RH degasser with bottom gas injection. Vacuum. 2016; 130:48-55.
- 15 Peixoto JJM, Gabriel WV, Oliveira TAS, Barony NB, Silva CA, Silva IA, Seshadri V. Influência das Forças de Interação Líquido/Gás na Análise via CFD do Reator RH. In: Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração. Anais do 48º Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos; 2017; São Paulo, Brazil. São Paulo: ABM; 2017. p. 356-367.
- 16 Peixoto JJM, Barony NB, Gabriel WV, Silva CA, Silva IA, Seshadri V. Taxa de circulação e previsão do comportamento metal/escória em modelo físico de um reator RH. In: Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração. Anais do 47º Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos; 2016; Rio de Janeiro, Brazil. São Paulo: ABM; 2016. p.639-648.
- 17 Martins EMC. Estudos de otimização de um desgaseificador RH por meio de modelagem física [Dissertação de Mestrado]. Ouro Preto: UFOP; 2004.
- 18 Kishan PA, Dash SK. Prediction of Circulation Flow Rate in the RH Degasser Using Discrete Phase Particle Modeling. ISIJ International. 2009; 49 (4): 495–504.
- 19 Su CJ, Chou JM, Liu SH. Effect of Bottom Blowing Condition on Refractory Erosion in the Ironmaking Smelter by Water Modeling. Materials Transaction. 2010; 51(9):1586-1593.
- 20 Hubble DH, Russel RO, Vernon HL, Marr RJ. The Making, Shaping and Treating of Steel. Pittsburgh; 1998. Chapter 4: Steelmaking refractories; p. 227-290.
- 21 ANSYS: ANSYS CFX - Theory Guide 17.1. Canonsburg: ANSYS; 2016.
- 22 Johansen ST, Boysan F. Fluid Dynamics in Bubble Stirred Ladles: Part II. Mathematical Modeling. Metallurgical and Materials Transactions B. 1988; 19B:755-764.
- 23 Davidson JF, Schüler BOG. Bubble Formation at an Orifice in a Viscous Liquid. Trans. Instn. Chem. Engrs. 1960; 38:105-115.
- 24 Zhang L, Li F. Investigation on the fluid flow and mixing phenomena in a Ruhrstahl-Heraeus (RH) steel degasser using physical modeling. JOM. 2014; 66(7):1227-1240.