

Efeitos da deposição e do seu envelhecimento em trocadores de calor do tipo casco e tubo

Effects of fouling and its aging in shell-and-tube heat exchangers

Vanessa Maruyama

Mauro Antonio da Silva Sá Ravagnani

*Caliane Bastos Borba Costa*¹*

Resumo:

A utilização de modelos matemáticos para prever a taxa de deposição e o envelhecimento da incrustação nos trocadores de calor auxilia no monitoramento do desempenho desses equipamentos e no desenvolvimento de estratégias de mitigação da incrustação. No entanto, alguns modelos são complexos e/ou são desenvolvidos utilizando *software* pago. Dentro desse contexto, o objetivo desse trabalho foi avaliar os impactos desses dois fenômenos no desempenho dos trocadores de calor do tipo casco e tubo de uma refinaria de petróleo, utilizando modelos matemáticos simples, como o de deposição de Ebert-Panchal modificado e o modelo de envelhecimento de duas camadas. Para tal objetivo, foi utilizado o ambiente *Scilab* para realizar as simulações. Os resultados do modelo deste trabalho se aproximaram aos resultados encontrados na literatura.

Palavras-Chave: Incrustação — Envelhecimento — Simulação — Trocadores casco e tubo

Abstract:

The use of mathematical models to predict the fouling rate and deposition aging in heat exchangers assists in monitoring the performance of this equipment and in the development of strategies for mitigating fouling. However, some models are complex or are developed using commercial software. In this context, the objective of this paper was to evaluate the impact of these phenomena on the shell and tube heat exchanger performance in a refinery, using simple mathematical models such as the modified Ebert-Panchal model and the two layers aging model. For that purpose, the *Scilab* environment was used for simulations. The results of this paper were close to the results

¹*Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química
Centro de Tecnologia - Universidade Estadual de Maringá
Av. Colombo, 5790, Bloco E46, Maringá – PR, CEP: 87020-900, Brasil*

*autor correspondente: cbbcosta@uem.br

found in the literature.

Keywords: Fouling — Aging — Simulation — Shell-and-tube heat exchangers

1 Introdução

A incrustação em trocadores de calor continua sendo uma das principais preocupações nas refinarias de petróleo, pois causa prejuízos econômicos, ambientais e de segurança. A incrustação ocorre devido aos produtos da decomposição térmica de hidrocarbonetos pesados que se depositam nas superfícies de troca térmica dos trocadores [1]. Conforme essa deposição aumenta, a transferência de calor é dificultada devido à baixa condutividade térmica do material depositado, e, por conseguinte, diminui a temperatura da corrente de petróleo que deixa o trocador e que é alimentada ao forno. Para suprir essa queda de desempenho térmico, o forno consome mais combustível, pois precisa elevar a temperatura da corrente de petróleo cru até a temperatura requerida para alimentar a coluna de destilação atmosférica. Há, portanto, uma maior emissão de gás carbônico e aumento dos custos operacionais. A incrustação também diminui a área do escoamento dos tubos, o que aumenta a queda de pressão, e, se nenhuma estratégia de mitigação da incrustação for adotada, podem ocorrer entupimentos e danos ao trocador [2]. Diante desses problemas, as refinarias precisam saber o grau das incrustações nos trocadores, para que ações preventivas sejam tomadas contra a deposição.

Segundo Jerónimo *et al.* [3], o grau das incrustações nos trocadores de calor pode ser obtido por meio da resistência térmica da deposição. Para obter o valor dessa resistência, o procedimento mais comum, utilizado nas refinarias, é a comparação do coeficiente global de transferência de calor do trocador no estado limpo com o coeficiente no seu estado sujo, o qual é calculado por meio dos dados atualizados do monitoramento da temperatura e da vazão mássica nesses equipamentos. Esse procedimento consome muito tempo, pois as condições operacionais mudam com o tempo e, sempre que necessário, o coeficiente precisa ser recalculado.

Por outro lado, o cálculo do coeficiente global do trocador no estado limpo geralmente utiliza valores da resistência térmica fornecidos pela *Tubular Exchanger Manufacturers Association* (TEMA) [4], que são tabelados de acordo com o fluido e condições operacionais. Mas esses valores são constantes e, segundo Carvalho *et al.*[5], apesar da maioria dos projetos dos trocadores de calor ainda utilizarem essas tabelas, o uso desses valores fixos, em operações

dinâmicas, pode trazer problemas se não forem utilizados adequadamente. Um dos problemas foi mostrado no trabalho de Tonin [6], no qual os valores da resistência de incrustação fornecidos pela TEMA, de acordo com as condições operacionais da refinaria estudada pelo autor, chegaram a ser 200 a 400% menores do que os valores medidos na refinaria.

Por esse motivo, há na literatura diversos estudos sobre o monitoramento da incrustação que utilizam modelos matemáticos para prever a taxa de incrustação nos trocadores. Esses modelos foram desenvolvidos com o intuito de descrever os mecanismos envolvidos na deposição da incrustação. Esses modelos preditivos podem não só ser ferramenta auxiliar na definição de estratégias para redução da incrustação, como também para preveni-la [7]. Para aplicações em refinarias de petróleo, o modelo mais utilizado na literatura é o de Ebert-Panchal modificado. Esse modelo, segundo os estudos de Polley *et al.* [8], se ajustou melhor aos dados experimentais da refinaria por eles utilizados, do que o modelo matemático proposto pelos autores. O modelo de Ebert-Panchal modificado, representado pela Equação 1, descreve a taxa da deposição em termos da resistência térmica da camada depositada e pressupõe a existência de dois mecanismos competitivos, o de deposição e o de supressão do crescimento da incrustação. O primeiro termo do lado direito da equação se refere à deposição e o segundo termo à supressão [9].

$$\frac{dR_{fg}}{dt} = \alpha Pr^{-0,33} Re^{-0,66} \exp\left(-\frac{E_f}{RT_f}\right) - \gamma \tau_w \quad (1)$$

Na Equação 1, os parâmetros são o coeficiente de deposição (α), o coeficiente de supressão (γ), o número de Prandtl (Pr), a energia de ativação da deposição (E_f) e a constante universal dos gases ideais (R). As variáveis são o número de Reynolds (Re), a temperatura de filme (T_f), a tensão de cisalhamento (τ_w) e a resistência térmica da deposição (R_{fg}).

Conforme essa deposição é exposta às altas temperaturas ao longo do tempo, ela se torna mais rígida e mais condutiva termicamente, fenômeno denominado de envelhecimento [10]. Essa mudança nas propriedades físico-químicas da deposição altera a interpretação das análises termohidráulicas dos trocadores. Além disso, a camada envelhecida é mais difícil de ser removida pelas limpezas devido à sua rigidez [11], influenciando no tipo de limpeza a ser empregado [7]. Apesar de não haver muitos trabalhos na literatura que considerem o fenômeno de envelhecimento, Santamaria e Macchietto [2] consideram importante modelar tal fenômeno em trocadores de calor para aproximar o modelo teórico às deposições que ocorrem nas refinarias, pois descreve melhor os efeitos térmicos e hidráulicos da incrustação na performance

dos trocadores de calor.

Existem dois modelos que consideram o processo de envelhecimento da deposição, o modelo de duas camadas e o modelo distribuído [11]. A Figura 1 esquematiza o processo de envelhecimento dos dois modelos. Num primeiro momento ocorre a deposição da camada denominada gel (Figura 1.a). Com o passar do tempo, essa camada é exposta à superfície quente e se torna mais rígida e mais condutiva e é nesse momento que os dois modelos se diferenciam. No modelo de duas camadas (Figura 1.b), parte da camada gel inicial é completamente envelhecida, sendo denominada de coque. Já no modelo distribuído (Figura 1.c), a camada gel gradualmente se torna coque, formando múltiplas camadas [11]. No modelo de duas camadas, as condutividades da camada gel (λ_g) e da camada coque (λ_c) são fixas. No modelo distribuído, a condutividade térmica da camada depositada varia ao longo do tempo.

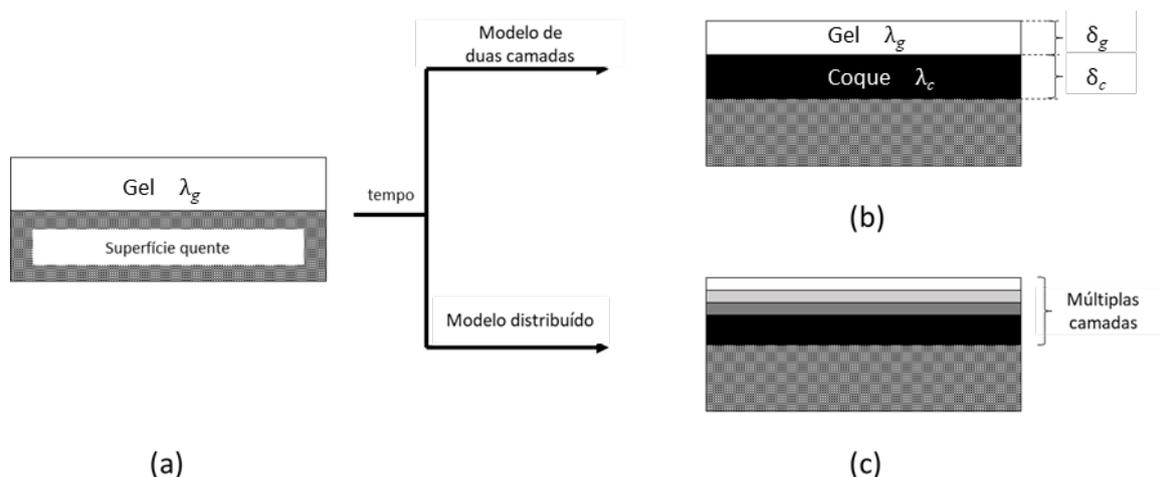


Figura 1. Esquema do processo de envelhecimento do modelo de duas camadas (caminho a-b) e do modelo distribuído (caminho a-c)

Como o processo de envelhecimento só ocorre após a deposição, a taxa de deposição e de envelhecimento são calculadas separadamente no intervalo de tempo considerado para o processo [11]. No modelo de duas camadas, o envelhecimento do depósito é descrito em termos da resistência térmica da camada coque (R_{fc}), e representa a taxa de conversão da camada gel para coque. Já no modelo distribuído o envelhecimento do depósito é gradual e expresso em termos da sua condutividade térmica dinâmica. Estudos mais detalhados do modelo distribuído são encontrados no trabalho de Coletti *et al.* [12]. Dentre os modelos de envelhecimento encontrados na literatura, o mais simples é proposto por Ishiyama *et al.* [11],

no qual a taxa de envelhecimento segue um modelo cinético de primeira ordem, conforme Equação 2,

$$\frac{dR_{fc}}{dt} = \frac{A_a}{\lambda_c} \exp\left(-\frac{E_a}{RT_{gc}}\right) \delta_g \quad (2)$$

Nesse modelo, os parâmetros são o fator pré-exponencial do envelhecimento (A_a), a condutividade térmica da camada coque, a energia de ativação do envelhecimento (E_a) e a constante universal dos gases ideais. As variáveis são a temperatura de interface gel e coque (T_{gc}) e a espessura da camada gel (δ_g).

Apesar da incrustação ocorrer tanto do lado dos tubos quanto do lado do casco do trocador, alguns autores desconsideram as deposições do lado do casco, pois, segundo Coletti e Macchietto [13], as incrustações do lado dos tubos são predominantes (isso é comprovado por meio das inspeções visuais quando o trocador de calor está desmontado para a sua limpeza) e porque a resistência térmica do lado do casco é menor do que a do lado do tubo (por onde escoam o petróleo cru a altas velocidades e tensão de cisalhamento). Mas Diaz-Bejarano *et al.* [14] comentam que em refinarias esses fluidos podem ser frações pesadas vindas da coluna de destilação a vácuo e, ao utilizar tal simplificação, o modelo pode não descrever adequadamente a performance térmica atual e futura de uma rede de trocadores de calor (RTC). Dessa forma, Loyola-Fuentes *et al.* [15] consideraram para o lado do casco, uma taxa de incrustação linear e constante, pois, segundo os autores, em refinarias de petróleo é sempre esperado que haja incrustação do lado do casco.

Nesse contexto, o objetivo deste trabalho é simular o processo de deposição em ambos os lados dos trocadores de calor do tipo casco e tubo de uma refinaria de petróleo, com o envelhecimento da incrustação ocorrendo somente no lado dos tubos, analisando os impactos da incrustação e seu envelhecimento, na performance dos trocadores. Os resultados obtidos são então comparados com os encontrados na literatura para validação.

2 Metodologia

A simulação da deposição e do envelhecimento da camada de incrustação no lado dos tubos foi realizada em ambiente *Scilab* 6.0.2, para um período de 365 dias. O *Scilab* foi selecionado para realizar a implementação do modelo matemático, uma vez que se trata de um ambiente de programação livre, ao contrário dos ambientes pagos utilizados na literatura como o MATLAB, gPROMSTM, FOULING^{TR} e Hexxcell StudioTM.

As duas equações diferenciais ordinárias (EDO), Equações (1) e (2), foram resolvidas utilizando a função ode do *Scilab*, que ajusta automaticamente o passo de tempo para integração.

No que tange ao envelhecimento da incrustação, o modelo de duas camadas foi selecionado para ser empregado para representar o fenômeno no lado dos tubos, devido à sua simplicidade matemática. Ainda, considerando que não há um consenso na literatura sobre o modelo ideal para o lado do casco, neste trabalho, foi adotada uma taxa de incrustação constante do lado do casco, sem o fenômeno do envelhecimento.

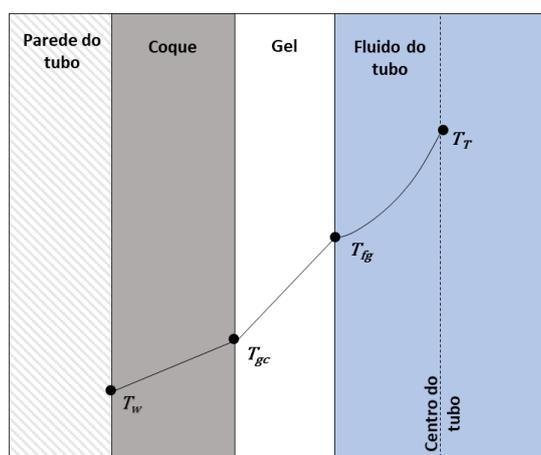


Figura 2. Esquema do perfil de temperatura para o modelo de deposição de duas camadas

Como a deposição e o envelhecimento são fenômenos que ocorrem entre interfaces, o cálculo das temperaturas é realizado nas suas respectivas fronteiras interfaciais. A Figura 2 esquematiza, para o modelo de deposição de duas camadas, o perfil de temperatura desde a parede dos tubos até o seio do fluido que neles circula.

As Equações (3) a (5) calculam, respetivamente, a temperatura de interface fluido-deposição (T_{fg}), a temperatura de filme e a temperatura de interface gel-coque (T_{gc}). Nessas equações, U é o coeficiente global de transferência de calor, h_i é o coeficiente convectivo do tubo, R_T é o raio do escoamento no tubo (ou o raio do tubo com deposição), δ_c é a espessura da camada coque e \bar{T}_s e \bar{T}_T são as temperaturas médias do casco e do tubo, respetivamente. Os parâmetros são o raio externo do tubo (R_o), o raio interno do tubo (R_i) e o coeficiente de condutividade da camada gel.

$$T_{fg} = \bar{T}_T + \frac{U}{h_i} \left(\frac{R_o}{R_T} \right) (\bar{T}_s - \bar{T}_T) \quad (3)$$

$$T_f = \bar{T}_T + 0,55 (T_{fg} - \bar{T}_T) \quad (4)$$

$$T_{gc} = T_{fg} + \frac{U}{\lambda_g/R_o} \ln\left(\frac{R_i - \delta_c}{R_T}\right) (\overline{T}_S - \overline{T}_T) \quad (5)$$

Para a análise da performance térmica do trocador de calor foi utilizado o método de P-NUT, em que a carga térmica do trocador de calor e as temperaturas de saída são relacionadas com a transferência de calor. Nesse método, há três grupos adimensionais: número de unidades de transferência (NUT), razão das capacidades caloríficas (R_c) e a efetividade (P), descritas pelas Equações (6), (7) e (8), respectivamente.

$$NUT = \frac{U A}{Cp_T m_T} \quad (6)$$

$$R_c = \frac{Cp_T m_T}{Cp_S m_S} \quad (7)$$

$$P = 2\{1 + R_c + (1 + R_c^2)^{0.5} (B/C)\}^{-1} \quad (8)$$

Na Equação (8), $B = 1 + \exp(-NUT(1 + R_c^2)^{0.5})$ e $C = 1 - \exp(-NUT(1 + R_c^2)^{0.5})$. As variáveis das Equações (6) a (8) são o coeficiente global de transferência de calor e a área de troca térmica (A), calculados pelas Equações (9) e (10), respectivamente. Os parâmetros são o calor específico do fluido dos tubos (Cp_T), o calor específico do fluido do casco (Cp_S), a vazão mássica no tubo (m_T) e a vazão mássica no casco (m_S).

$$U = \left[\frac{1}{h_i} \left(\frac{R_o}{R_i}\right) + \frac{R_o \ln(R_o/R_i)}{2 k_w} + \frac{1}{h_s} + R_f \left(\frac{R_o}{R_i}\right) + R_f^S \right]^{-1} \quad (9)$$

$$A = N_T 2\pi R_T L \quad (10)$$

$$R_T = R_i - \delta_T \quad (11)$$

Na Equação (9) o parâmetro k_w representa a condutividade térmica da parede dos tubos e R_f^S a taxa de deposição do lado do casco. Como não há um consenso na literatura sobre qual modelo matemático descreve adequadamente a deposição e o seu envelhecimento do lado do casco, neste trabalho foi considerada a taxa de deposição do lado do casco (R_f^S) constante e igual a $5,50 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K}/(\text{kW} \cdot \text{h})$, o mesmo valor utilizado por Loyola-Fuentes *et al.* [16] e sem o fenômeno de envelhecimento. Assim, as Equações (1) e (2) são aplicadas para o lado dos tubos e o processo de envelhecimento para o lado do casco é desconsiderado. Ainda na Equação (9),

h_s é o coeficiente convectivo do lado do casco.

Na Equação (10), N_T é o número de tubos e L é o comprimento dos tubos. O raio do escoamento nos tubos, que é a diferença entre o raio interno do tubo e a espessura total da deposição (δ_T), calculado pela Equação (11).

Os coeficientes convectivos foram calculados conforme Loyola-Fuentes *et al.* [15], que adaptou o método proposto por Wang *et al.* [17]:

$$h_i = k_{crude} Nu / 2 R_T \quad (12)$$

$$h_s = F_S F_p F_L k_S (Cp_S \mu_S)^{1/3} / D \quad (13)$$

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (14)$$

Na Equação (12), k_{crude} é a condutividade térmica do petróleo cru e Nu o número de Nusselt.

A Equação (13) apresenta fatores de correção. F_S é o fator de correção para a geometria do casco, F_p é o fator para o *pitch* e F_L é o fator para os vazamentos. As propriedades do fluido que passa no casco são o calor específico Cp_S , a condutividade térmica k_S e a viscosidade dinâmica μ_S .

A Equação (14) é a correlação de Dittus-Boelter, que calcula o número de Nusselt. Como as propriedades físicas são consideradas constantes, o número de Prandtl se torna um parâmetro e seu valor é obtido pela expressão $Pr = Cp_T \mu_{crude} / k_{crude}$

A carga térmica do trocador e as temperaturas de saída são calculadas pelas Equações (15) a (17). As Equações (18) calculam a carga térmica do forno em função da temperatura de entrada do forno. Nessas equações, o parâmetro COT (*Coil outlet temperature*) representa a temperatura de saída do forno. Para o estudo de um trocador, foi utilizada a Equação 18.a, e a temperatura de entrada será igual a temperatura de saída do lado dos tubos (T_T^{out}). Já para o estudo de uma rede com dois trocadores, foi utilizada a Equação 18.b, e a temperatura de entrada é a média simples das temperaturas de saída dos tubos, denominado de CIT (*Coil inlet temperature*).

$$Q = P(Cp_T m_T)(T_S^{in} - T_T^{in}) \quad (15)$$

$$T_T^{out} = T_T^{in} + P(T_S^{in} - T_T^{in}) \quad (16)$$

$$T_S^{out} = T_S^{in} - PR_c(T_S^{in} - T_T^{in}) \quad (17)$$

$$Q_f = Cp_T m_T (COT - T_T^{out}) \quad (18.a)$$

$$Q_f = Cp_T m_T (COT - CIT) \quad (18.b)$$

As temperaturas de entrada do lado dos tubos (T_T^{in}) e do lado do casco (T_S^{in}) são constantes, e as temperaturas médias do lado do tubo ($\overline{T_T}$) e do casco ($\overline{T_S}$) são obtidas por média aritmética.

A resistência térmica total, é dada pela Equação (19). Nessa equação, é considerada somente a resistência do lado dos tubos, desconsiderando a resistência do lado do casco. Neste trabalho, a resistência da deposição do lado do casco foi inclusa somente para o cálculo do coeficiente global de transferência de calor (Equação (9)).

$$R_f = \frac{\delta_g}{\lambda_g} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} \quad (19)$$

As espessuras da camada gel e da camada coque foram calculadas de acordo com as Equações (20) e (21), apresentadas no trabalho de Santamaria e Macchietto [18], que consideram os efeitos das curvaturas nessas equações. A soma dessas espessuras representa a espessura total da deposição, calculada pela Equação (22).

$$\delta_g = (R_i - \delta_c) \left[1 - \exp\left(-\frac{\lambda_g R_{f,g}}{R_0}\right) \right] \quad (20)$$

$$\delta_c = R_i \left[1 - \exp\left(-\frac{\lambda_c R_{f,c}}{R_0}\right) \right] \quad (21)$$

$$\delta_T = \delta_g + \delta_c \quad (22)$$

Para o lado dos tubos, o número de Reynolds é calculado pela Equação (23), a tensão de cisalhamento pela Equação (24) e a velocidade do fluido (v) pela Equação (25). A Equação (26) representa o fator de atrito (f) de Colebrook-White, em que o parâmetro ϵ é a rugosidade do tubo. A Equação (26) foi resolvida no *Scilab* por meio do *fsolve*.

$$Re = \rho_{crude} v 2R_T / \mu_{crude} \quad (23)$$

$$\tau_w = f \rho_{crude} \frac{v^2}{2} \quad (24)$$

$$v = \frac{m_T N_{pT}}{\rho_{crude} N_T \pi R_T^2} \quad (25)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{\epsilon}{3,7 D_i} + \frac{2,51}{Re \sqrt{f}} \right) \quad (26)$$

A análise da performance hidráulica do trocador foi realizada por meio da queda de pressão (ΔP), dada pela Equação (27), retirada do trabalho de Santamaria e Macchietto [2]. Nessa equação, N_{pT} representa o número de passagens nos tubos. A Equação (28) permite o cálculo do fluxo mássico nos tubos (G_t), do qual depende a queda de pressão.

$$\Delta P = \frac{G_t^2}{2 \rho_{crude}} \left[\frac{1,5}{N_{pT}} + \frac{f L}{2 R_T} + 4 \right] N_{pT} \quad (27)$$

$$G_t = \frac{m_T N_{pT}}{\pi R_T^2 N_T} \quad (28)$$

3. Implementação

Para avaliar os impactos da deposição e seu envelhecimento nos trocadores de calor, foram simulados três estudos de caso. O estudo de caso I foi realizado para verificar os efeitos do envelhecimento na performance de um único trocador, e para isso, foram considerados dois cenários:

- Cenário I: deposição sem o processo de envelhecimento no lado dos tubos, ou seja, somente há formação da camada gel (no lado dos tubos e no lado do casco). Dessa forma, a espessura da camada coque é sempre nula ($\delta_c = 0$)
- Cenário II: a deposição e o seu envelhecimento no lado do tubo ocorrem simultaneamente. No lado do casco considera-se apenas a deposição, sem o processo de envelhecimento.

No estudo de caso II, a simulação foi realizada em uma rede de trocadores de calor contendo dois trocadores idênticos em paralelo, a mesma rede utilizada por Coletti e Macchietto [13]. Essa configuração de trocadores em paralelo é a mais comum em refinarias de petróleo, pois permite que um trocador seja removido da rede para ser limpo, sem interromper a operação da refinaria. Por isso, é utilizada nos estudos sobre os impactos termo-hidráulicos da incrustação nos trocadores [19]. Os parâmetros relativos aos trocadores de calor, as propriedades físicas dos fluidos e as condições operacionais foram retirados do trabalho desses autores. Foi considerado o processo de deposição (nos dois lados) e de envelhecimento (apenas no lado dos tubos), durante um ano de operação.

Para a validação do modelo deste trabalho, no terceiro estudo de caso foi realizada a comparação das resistências térmicas obtidas no estudo de caso II com os dados da refinaria fornecidos no trabalho de Coletti e Macchietto [13] e com a resultante do modelo desenvolvido por eles.

Em todos os estudos de caso, os trocadores de calor eram do tipo casco e tubo e com escoamento contracorrente. No lado dos tubos, escoava o petróleo cru e no lado do casco o resíduo da coluna de vácuo (VR). Para os cálculos foram utilizadas as seguintes hipóteses:

- Operação adiabática em relação ao meio;
- Estado pseudo-estacionário (a taxa de transferência de calor é muito mais rápida do que a taxa de deposição em refinarias de petróleo);
- Propriedades físicas constantes;
- A transferência de calor e a deposição ocorrem somente na direção radial;
- Temperaturas de entrada e vazões mássicas constantes;
- Taxa de deposição do lado do casco (R_f^S) constante e igual a $5,50 \times 10^{-4} \text{ m}^2\text{K}/(\text{kWh})$;
- As camadas gel e coque não se misturam;
- A taxa de deposição e de envelhecimento da incrustação é uniforme ao longo dos tubos.

No estudo de caso I, inicialmente o trocador não contém incrustações ($R_f = 0$). Já no estudo de caso II, um dos trocadores estava inicialmente limpo, enquanto o outro sujo somente do lado dos tubos e com uma resistência térmica (R_f) de $5,0 \times 10^{-4} \text{ m}^2\text{K}/\text{W}$. Essas resistências iniciais diferentes foram utilizadas por Coletti e Macchietto [13] para diferenciar os trocadores.

Com as equações anteriormente descritas, a simulação do estudo de caso I (Cenário II) foi realizada para um ano de operação com os seguintes passos:

- I. Inicialização. No tempo inicial, $i = 0$ (i é o contador das iterações) e $t_i = t_0 = 0$, o trocador de calor não possui incrustação, ou seja, $R_{fg} = R_{fc} = R_f = 0$, $R_f^S = 0$, $\delta_g = \delta_c = \delta_T = 0$ e $R_T = R_i$.
- II. Cálculo das variáveis v , Re , Nu , f , τ_w , h_i , U , A , NUT , P , T_T^{out} , T_S^{out} , \overline{T}_T , \overline{T}_S , Q , T_{fg} , T_f , T_{gc} e Q_f .
- III. Formação de uma nova camada. Avança-se uma iteração, fazendo $i = i+1$ e $t_{i+1} = t_i + \Delta t$, e faz-se o cálculo das variáveis R_{fg} , R_{fc} , R_f , δ_g , δ_c , δ_T e R_T .
- IV. Caso o tempo seja maior do que 365 dias, finalizar. Do contrário, voltar ao passo II.

Para o Cenário I, foram considerados os mesmos passos do Cenário II, porém com a espessura da camada coque nula ($\delta_c = 0$). Dessa forma, a espessura total será somente da camada gel e a resistência total será somente a resistência da camada gel ($R_f = R_{fg}$).

O algoritmo da simulação do estudo de caso II, é semelhante ao estudo de caso I, onde j é o subscrito relativo ao número do trocador de calor, que pode, nesse caso, ser um ou dois. Os passos do algoritmo são descritos a seguir:

- I. Inicialização. No tempo inicial, $i=0$ (i é o contador das iterações) e $t_i = t_0 = 0$, $R_{fj}^S = 0$, o trocador de calor 1 não possui incrustação, ou seja, $R_{fg,1} = R_{fc,1} = \delta_{c,j} = \delta_{g,1} = \delta_{T,1} = 0$ e $R_{T,1} = R_i$. O trocador 2 possui uma resistência inicial do lado dos tubos ($R_{f,2} = 5,0 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \text{ K/W}$).
- II. Cálculos das variáveis $\delta_{T,2}$ e $R_{T,2}$.
- III. Cálculos das variáveis v_j , Re_j , Nu_j , f_j , $\tau_{w,j}$, $h_{i,j}$, U_j , A_j , NUT_j , P_j , T_{Tj}^{out} , $T_{S,j}^{out}$, $\overline{T}_{T,j}$, $\overline{T}_{S,j}$, Q_j , $T_{fg,j}$, T_{fj} , $T_{gc,j}$ para cada um dos trocadores de calor. Cálculo do CIT e Q_f .
- IV. Formação de uma nova camada. Avança-se uma iteração, fazendo $i = i + 1$ e $t_{i+1} = t_i + \Delta t$, e faz-se o cálculo das variáveis $R_{fc,j}$, $R_{fg,j}$, R_{fj} , $\delta_{c,j}$, $\delta_{g,j}$, $\delta_{T,j}$ e $R_{T,j}$. $R_{fj}^S = 5,50 \times 10^{-4} \text{ m}^2\text{K}/(\text{kWh})$;
- V. Caso o tempo seja maior do que 365 dias, finalizar. Do contrário, voltar ao passo III.

O terceiro estudo de caso foi realizado para comparar o modelo de envelhecimento de duas camadas utilizado neste trabalho com o modelo distribuído, para uma rede com dois trocadores de calor do tipo casco e tubo idênticos. Para isso, foi utilizado o resultado da resistência térmica do estudo de caso II e os resultados apresentados no trabalho de Coletti e Macchietto [13], que utilizaram o modelo distribuído de envelhecimento. Esses autores compararam os valores da resistência térmica da refinaria ExxonMobil com os resultados da simulação do modelo proposto por eles. A taxa de deposição do lado do casco, para esses autores, foi considerada nula, mas no presente trabalho essa taxa foi considerada constante e igual a $5,50 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K}/(\text{kW} \cdot \text{h})$. O modelo dinâmico proposto por eles é mais complexo, considerando as variações na direção radial e axial, as propriedades físicas não eram constantes, as vazões e as temperaturas de entradas variavam ao longo do tempo operacional. Coletti e Macchietto [13] utilizaram também o modelo de Ebert-Panchal modificado para o lado dos tubos. O algoritmo da simulação do estudo de caso III é o mesmo do estudo de caso II.

A Figura 3 ilustra o fluxograma do algoritmo dos estudos de caso I (cenário I) e II. As linhas cheias indicam o caminho para o estudo de caso I e as linhas tracejadas o caminho para o estudo de caso II.

A Tabela 1 apresenta os valores dos parâmetros relativos à incrustação utilizados nos estudos de caso I a III.

Tabela 1. Parâmetros do modelo de incrustação utilizado nos estudos de caso I a III

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
α	142,56 K·m ² /(Wdia)	A_a	8,64 dia ⁻¹

γ	$8,04 \times 10^{-8} \text{ Km}^4/(\text{NWdia})$	E_a	50.000 J/mol
E_f	28.500 J/mol	λ_c	1,0 W/(mK)
		λ_g	0,2 W/(mK)

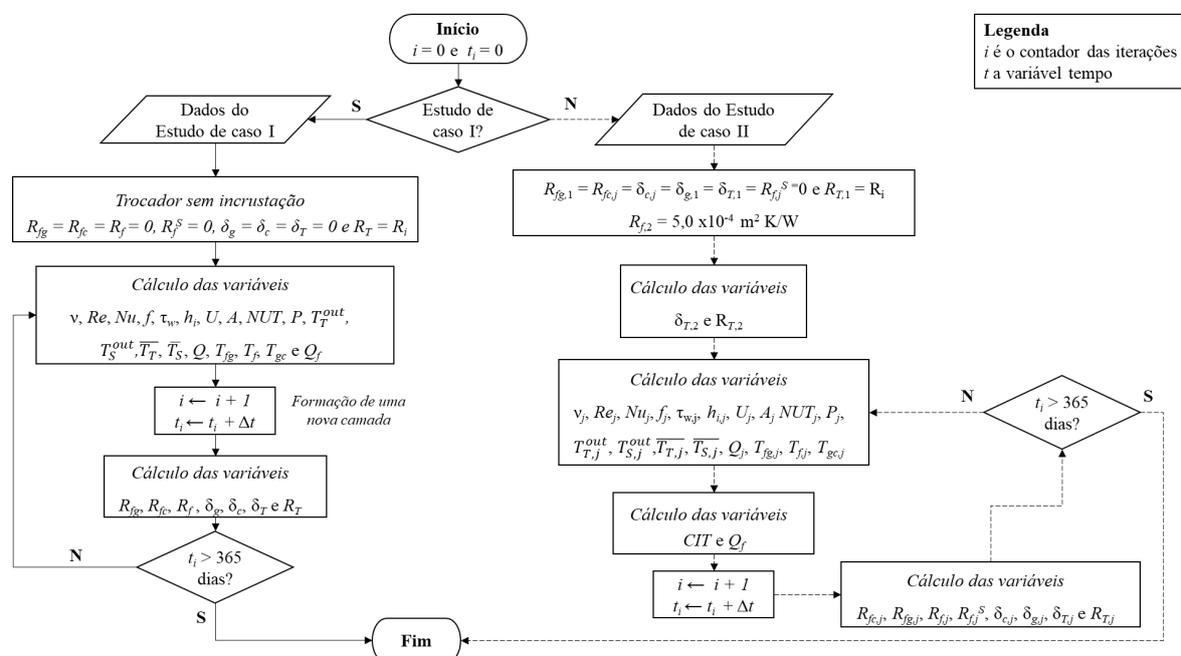


Figura 3. Fluxograma dos algoritmos dos estudos de caso I e II

Nas Tabelas 2 e 3 estão organizados os valores dos parâmetros relativos ao trocador de calor utilizados nos estudos de caso. A Tabela 2 é referente ao estudo de caso I e a Tabela 3 aos estudos de casos II e III.

Tabela 2. Parâmetros relativos ao trocador de calor para o estudo de caso I

Tubos			
Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Diâmetro interno (D_i)	19,05 mm	Número de tubos (N_T)	880
Diâmetro externo (D_o) ^[13]	25,40 mm	Número de passagens nos tubos (N_{pT})	4
Comprimento (L)	5,7 m	Condutividade térmica (k_w)	38 W/(mK)
Casco			
Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Diâmetro (D)	1,4 m	Número de passagens no casco (N_p)	2

Tabela 3. Parâmetros relativos aos trocadores de calor para o estudo de caso II e III

Tubos			
Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Diâmetro interno (D_i)	19,05 mm	Número de tubos (N_T)	880
Diâmetro externo (D_o)	25,40 mm	Número de passagens nos tubos (N_{pT})	4
Comprimento (L)	6,1 m	Condutividade térmica (k_w)	38 W/(mK)
Casco			

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Diâmetro (D)	1,4 m	Número de passagens no casco (Np)	2

Os valores das propriedades dos fluidos que passam pelo trocador e outros parâmetros operacionais, utilizados neste trabalho, são apresentadas na Tabela 4 para o estudo de caso I e na Tabela 5 para o estudo de caso II e III. Os símbolos das propriedades dos fluidos, que passam pelo trocador são diferenciados pelos subscritos *crude* e *VR*, representando o petróleo cru e o resíduo de coluna de vácuo, respectivamente. Já os subscritos *T* e *S* se referem ao lado do tubo e do casco, respectivamente.

Tabela 4. Propriedades físicas dos fluidos e parâmetros operacionais para o estudo de caso I

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
C_{pT}	2.846,42 J/(kg·K)	ρ_{crude}	621,08 kg/m ³
C_{pS}	2.555 J/(kg·K)	ρ_{VR}	854 kg/m ³
m_T	88 kg/s	μ_{crude}	2,72 x 10 ⁻³ Pa·s
m_S	26 kg/s	k_{crude}	0,09 W/(m·K)
T_T^{in}	483,15 K	μ_S	7,215 x 10 ⁻³ Pa·s
T_S^{in}	603,15 K	k_S	0,15 W/(m·K)
COT	640 K	ϵ^*	43 μ m

*Retirado de Ishiyama *et al.* [10]

Tabela 5. Propriedades físicas dos fluidos e parâmetros operacionais para o estudo de caso II e III

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
C_{pT}^*	2.846,42 J/(kg·K)	ρ_{crude}	834,77 kg/m ³
C_{pS}^*	2.555 J/(kg·K)	ρ_{VR}	947,50 kg/m ³
m_T^*	88 kg/s	μ_{crude}	1,16 x 10 ⁻² Pa·s
m_S^*	26 kg/s	k_{crude}	0,09 W/(m·K)
T_T^{in}	403,15 K	μ_S	2,73 x 10 ⁻² Pa·s
T_S^{in}	623,15 K	k_S	0,15 W/(m·K)
COT^*	640 K	ϵ^{**}	43 μ m

*Retirado de Santamaria e Macchietto [20]

**Retirado de Ishiyama *et al.* [10]

4. Resultados e Discussão

Os resultados dos estudos de caso são apresentados e discutidos a seguir.

a. Estudo de caso I

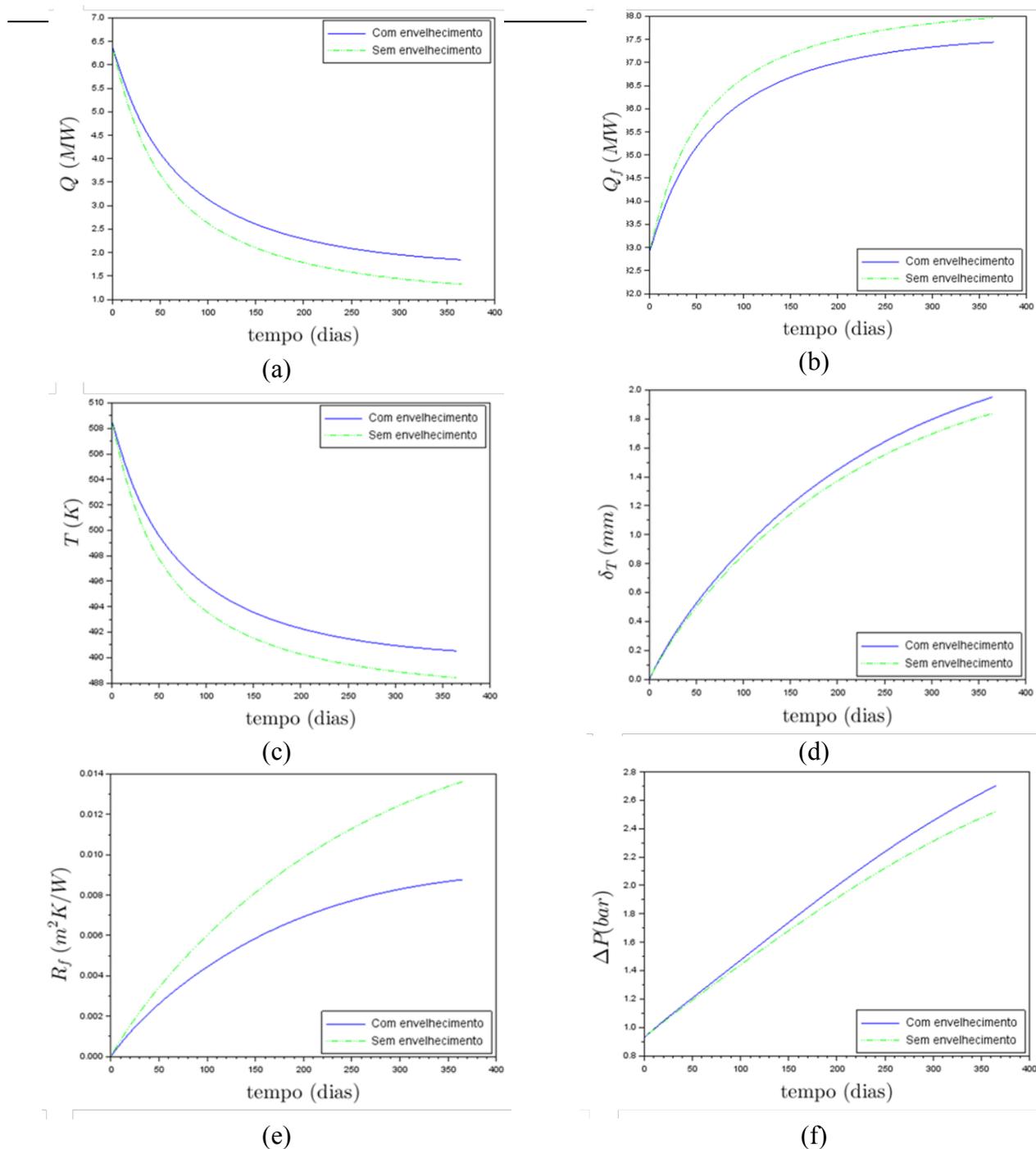
Por meio do comportamento da carga térmica do trocador de calor (Q), da carga térmica do forno (Q_f) e da resistência térmica (R_f), ao longo do ano, foi avaliada a mudança da performance térmica do trocador de calor. Por fim, foram analisados os impactos causados pelo crescimento da camada de deposição e seu envelhecimento.

Foi observada a queda na carga térmica do trocador, como ilustrado na Figura 4(a), que exibe um comportamento já esperado, uma vez que o acúmulo da incrustação dificulta a transferência de calor. Ainda na Figura 4(a), a queda do desempenho no cenário com envelhecimento é menor, pois a condutividade térmica da camada coque é maior do que a camada gel.

Consequentemente, o trocador não consegue mais recuperar a energia térmica que recuperava em seu estado limpo e, portanto, o forno precisa compensar essa queda, levando a um aumento da sua carga (Figura 4(b)) e a uma maior emissão de CO₂ pela refinaria devido à queima de combustível. O mesmo comportamento da carga do forno foi encontrado por Santamaria e Macchietto [2]. Esses autores utilizaram o modelo de Ebert-Panchal modificado para representar a taxa de resistência total da deposição e, apesar de incluírem o processo de envelhecimento em seu modelo, eles não o consideraram no cálculo da resistência térmica total da deposição. O trocador de calor e os fluidos, utilizados por esses autores, foram iguais ao utilizado no presente trabalho. Ao analisar um trocador, eles encontraram uma elevação de carga de aproximadamente 5 MW, o mesmo valor encontrado neste trabalho para o cenário sem envelhecimento. Na Figura 4(b), a elevação da carga do forno para o cenário com envelhecimento foi menor do que quando não se considera o envelhecimento, aproximadamente 4 MW.

Devido à queda da eficiência do trocador, a temperatura de saída do trocador cai ao longo do tempo, como visto na Figura 4(c). Como essa temperatura é a temperatura do petróleo na entrada do forno, à medida que a temperatura decai, a carga do forno aumenta. Do mesmo modo que a queda da carga do trocador no cenário com envelhecimento (Figura 4(a)) é menor do que o cenário sem envelhecimento, a queda da temperatura no cenário com envelhecimento também é menor.

O comportamento dinâmico da espessura da camada de deposição nos dois cenários considerados no estudo de caso I é ilustrado na Figura 4(d). Observa-se que a espessura da deposição cresce com o tempo, em ambos os cenários, dificultando a transferência de calor para a corrente fria. A Figura 4(d) mostra que a camada de deposição, quando se considera o envelhecimento, cresce mais rápido do que quando não se considera o processo do envelhecimento. Isso se deve ao fator de supressão, existente para a variação dinâmica da resistência da camada gel, mas inexistente no cômputo da variação dinâmica da resistência da camada coque.



A Figura 4(e) mostra que a resistência térmica total do Cenário I (com envelhecimento) é menor do que o do Cenário II (sem envelhecimento), comportamento similar aos encontrados por Ishiyama *et al.* [10] e Diaby *et al.* [21]. Essa diferença é devido ao fato de que a camada coque possui uma condutividade térmica maior do que a camada gel.

Figura 4. Resultados do estudo de caso I - cenários com e sem envelhecimento: (a) Comparativo da variação da carga térmica do trocador de calor; (b) Comparativo da variação da carga térmica do forno; (c) Comparativo da variação das temperaturas de saída do lado dos

tubos; (d) Comparativo da variação da espessura da camada de deposição; (e) Comparativo da variação da resistência térmica da deposição; (f) Comparativo da variação da queda de pressão.

Da análise hidráulica, a simulação mostrou que, assim como no trabalho de Coletti e Macchietto [13], a queda de pressão do lado dos tubos sofreu um progressivo aumento, como pode ser visto na Figura 4(f). No entanto, no trabalho daqueles autores, o objetivo era analisar a queda de pressão na presença de limpeza, ao longo do ano, das unidades de troca térmica. Como no presente trabalho não foi simulada nenhuma parada para limpeza, os valores de queda de pressão foram maiores do que 2,4 bar (ambos os cenários) no final da simulação, o que claramente indica que, na prática, não seria possível operar esse trocador de calor ao longo de um ano inteiro sem que a operação fosse interrompida em algum momento para que se procedesse à limpeza.

Pode-se observar ainda, na Figura 4(f), que a queda de pressão é maior quando se considera o processo de envelhecimento, pois a espessura foi maior para esse cenário. Sendo a espessura maior, o raio do escoamento diminuiu, aumentando o fluxo mássico, dada pela Equação (28), levando a maior queda de pressão, na Equação (27). A diferença na espessura da deposição entre os dois cenários (Figura 4(d)) tem menor influência na performance hidráulica (Figura 4(f)) do que na térmica, como visto nas cargas do trocador de calor (Figura 4(a)), na carga do forno (Figura 4(b)), na temperatura de entrada do forno (Figura 4(c)) e na resistência térmica da deposição (Figura 4(e)). Isso indica que a consideração ou não do envelhecimento da deposição influencia mais na precisão da previsão dos efeitos térmicos do que dos efeitos hidráulicos.

Ao comparar os dois cenários, o processo de envelhecimento traz um ganho no desempenho térmico do trocador, conforme a condutividade da deposição muda. Mas, como a espessura da deposição aumenta (Figura 4(d)), o raio do escoamento do lado dos tubos diminui, havendo uma perda de desempenho hidráulico desse equipamento. Assim, as análises térmicas e hidráulicas devem ser analisadas juntas, para que se possa analisar os impactos da deposição no desempenho do trocador. Dos resultados apresentados, o processo de envelhecimento altera os indicadores de desempenho do trocador de calor, podendo influenciar nas tomadas de decisão sobre as ações preventivas para mitigar as incrustações, como na programação da limpeza. Portanto, incluir o processo de envelhecimento nos estudos de monitoramento da incrustação nos trocadores, pode aproximar o modelo teórico ao real estado de incrustação no

trocador. Ao contrário dos modelos matemáticos complexos encontrados na literatura, que incluem ou não o processo de envelhecimento da incrustação usando *software* pago, este trabalho propôs uma modelagem mais simplificada, sem deixar de lado o processo de envelhecimento e implementando em um *software* livre.

b. Estudo de caso II

Os resultados da simulação do estudo de caso II são apresentados na Figura 5. Para as análises térmicas, foram considerados os comportamentos dinâmicos da resistência térmica total da deposição de cada trocador, da carga térmica dos trocadores, da carga térmica do forno e do perfil de temperatura do petróleo cru na entrada do forno.

Na Figura 5(a), o trocador 1 (linha tracejada) apresenta uma resistência térmica menor que o trocador de calor 2 (linha contínua), pois estava inicialmente limpo e, portanto, com uma resistência inicial igual a zero.

As resistências térmicas aumentam com o tempo, e, decorridos aproximadamente 300 dias, os valores das resistências se aproximam. Isso porque a deposição dificulta a transferência de calor, e, conseqüentemente, a temperatura de filme diminui, do qual o modelo de Ebert-Panchal modificado depende.

Conforme a resistência aumenta, as cargas dos trocadores diminuem, como visto na Figura 5(b), sendo que o trocador 2 apresenta uma carga menor do que o trocador 1, pois estava inicialmente sujo. Ainda na Figura 5(b), após 200 dias de operação, os trocadores têm desempenho semelhante devido às deposições, que dificultam a troca térmica entre as correntes dos trocadores.

Para compensar a queda de desempenho dos trocadores da rede, o forno aumenta a sua carga, como visto na Figura 5(c), mostrando que, conforme a resistência aumenta, o consumo de combustível também aumenta, e, portanto, há uma maior emissão de gás carbônico.

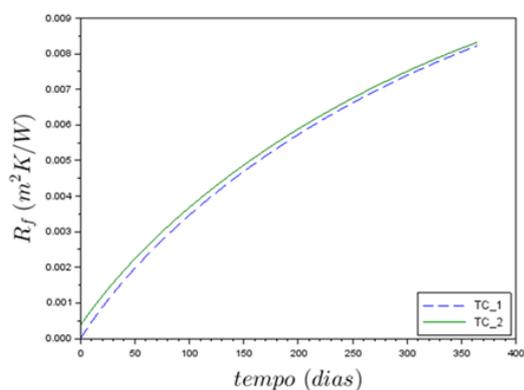
A Figura 5(d) mostra o perfil da temperatura de entrada do forno, que corresponde à temperatura média de saída dos trocadores. O perfil decrescente corresponde à queda de performance dos trocadores, devido ao aumento da resistência térmica.

O aumento da resistência representa o crescimento da espessura da deposição, conforme ilustrado na Figura 5(e). O crescimento da espessura da deposição, ao longo do tempo, acarreta a diminuição do raio do escoamento nos tubos, e, conseqüentemente um aumento na queda de pressão (ΔP), como visto na Figura 5(f). Ao final da operação, a queda de pressão de ambos os trocadores, foram maiores do que 3,0 bar, tornando os trocadores inoperáveis, da mesma forma

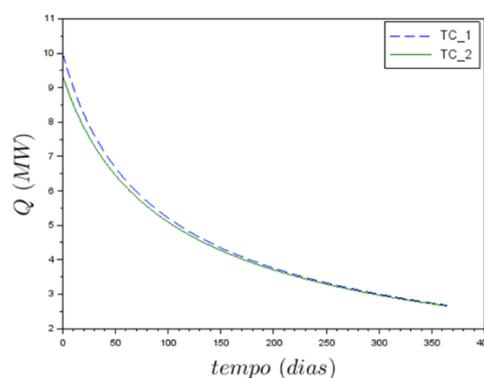
que o Caso I. É importante, portanto, realizar limpezas nesses equipamentos e/ou alterações nas condições operacionais, antes de se alcançar valores críticos de queda da pressão.

O aumento na queda de pressão também foi encontrado por Coletti e Macchietto [13], mas com valores próximos de 1,0 bar para cada trocador da rede ao final do ano operacional. Isso pode estar relacionado ao diferente modo do cálculo de queda de pressão e do fator de fricção empregados pelos autores, bem como às considerações mais rigorosas naquele trabalho, como a variação temporal das vazões dos fluidos e as variações radial e axial (ao longo dos tubos) da espessura da deposição. Coletti e Macchietto [13] não puderam validar os valores da queda de pressão por eles calculados com os dados da refinaria estudada, pois esses dados industriais não estavam disponíveis.

O presente estudo de caso, assim como o Caso I, mostrou a importância de se analisar simultaneamente a performance térmica e hidráulica dos trocadores de calor, para que esses equipamentos continuem operando adequadamente. Mostrou ainda a importância de se realizar limpezas periódicas dos trocadores de calor. Para realizar as limpezas, é necessário definir qual a melhor sequência, o momento, a periodicidade, o tipo de limpeza e a sua duração. Essa programação é complexa, pois, normalmente, os trocadores de calor integram uma rede, onde há interações térmicas e hidráulicas. Sendo assim, estudos que otimizem a programação da limpeza de uma rede de trocadores são importantes para manter e/ou melhorar o desempenho desses equipamentos. É importante destacar que a otimização da programação da limpeza estava além do escopo deste trabalho.



(a)



(b)

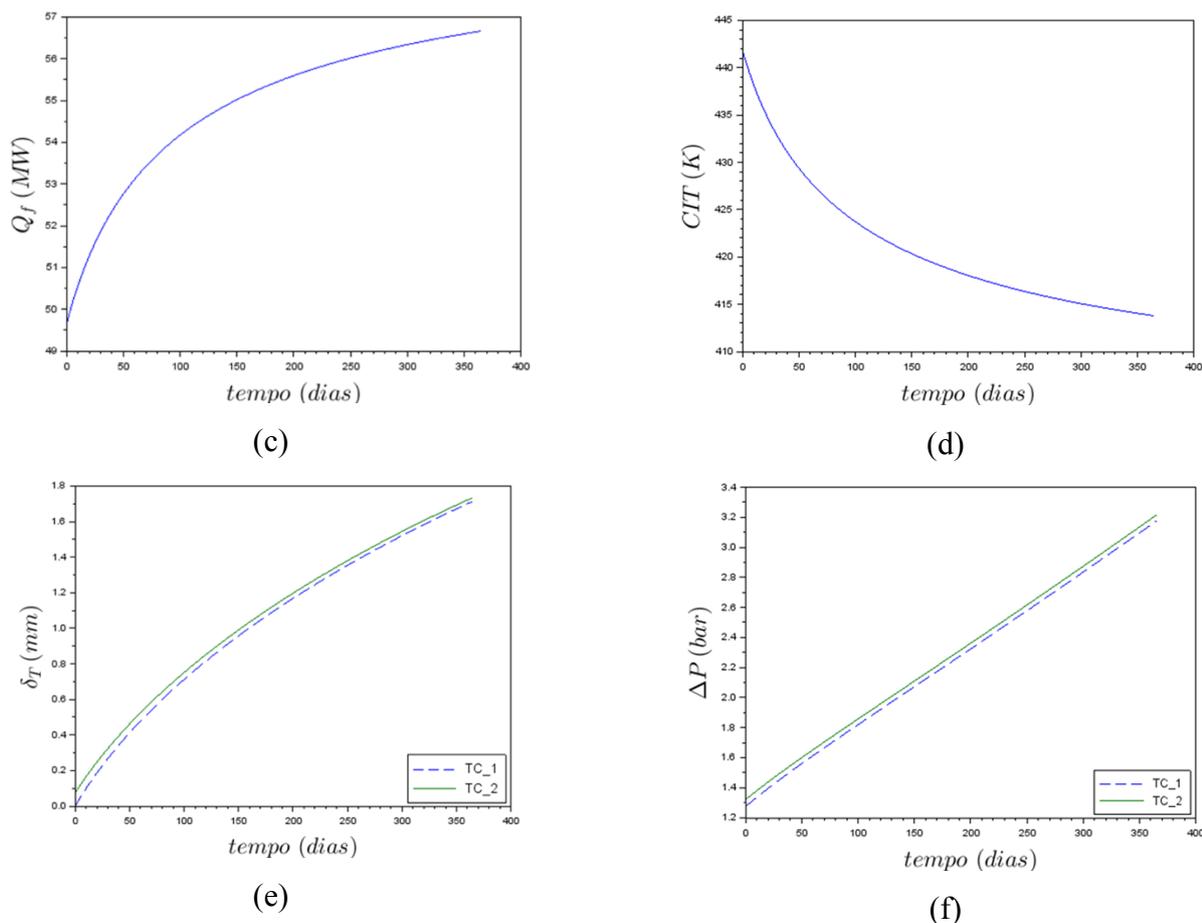


Figura 5. Resultados térmicos e hidráulicos do estudo de caso II: (a) variação da resistência térmica dos trocadores; (b) variação da carga térmica dos trocadores (c) variação da carga térmica do forno; (d) variação da temperatura de entrada do forno; (e) variação da espessura total da deposição nos trocadores; e (f) variação da queda de pressão dos trocadores.

c. Estudo de caso III

O estudo de caso III foi realizado para validar os resultados do modelo do presente trabalho. Para isso, foram comparados os resultados do estudo de caso II com os resultados apresentados no trabalho de Coletti e Macchietto [13]. Na Figura 6, a linha tracejada representa os resultados do presente trabalho (estudo de caso II), a linha contínua os resultados do modelo de Coletti e Macchietto [13] e os pontos os dados da refinaria ExxonMobil, reportados em Coletti e Macchietto [13]. Estes autores, ao compararem os resultados gerados pelo seu modelo com os dados da refinaria, concluíram que o modelo apresentou uma boa previsão, pois o comportamento das curvas foi semelhante. Os autores comentam que, apesar dos valores absolutos serem diferentes, os especialistas das refinarias não consideraram essa diferença

muito grande, pois, nas refinarias, os cálculos das resistências térmicas são aproximações e, as medições das temperaturas e vazões não são precisas. Como explicado por Takemoto *et al.* [22], a metodologia de cálculo utilizada pelas refinarias está sujeita a erros devido às imprecisões nas medidas, comprometendo assim os resultados dos cálculos. Apesar da crítica de Takemoto *et al.* [22], os especialistas em monitoramento consideram os dados de refinaria como referência da realidade industrial.

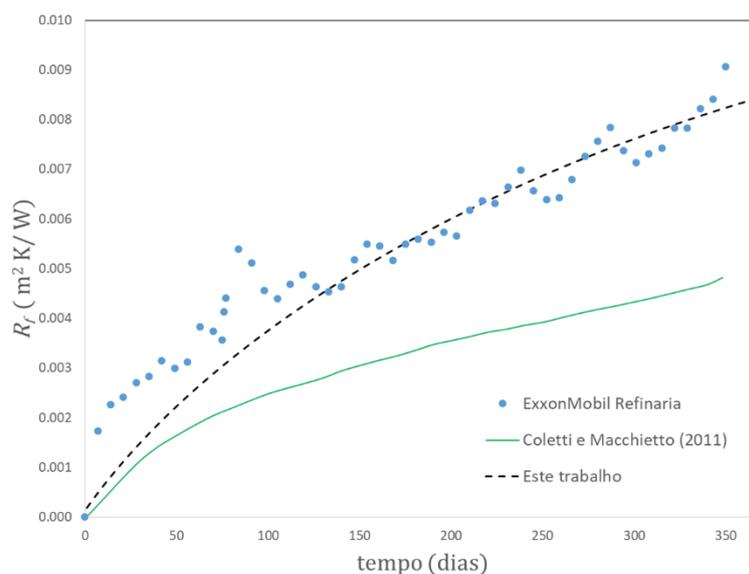


Figura 6. Comparação da evolução dinâmica das resistências térmicas do presente trabalho, do modelo de Coletti e Macchietto [13] e da refinaria ExxonMobil

Comparando os resultados do presente trabalho com os dados da refinaria, nota-se que o comportamento foi semelhante, mas com valores mais próximos do que o modelo de Coletti e Macchietto [13]. O modelo utilizado por aqueles autores considerava as variações espaciais nas direções axial e radial, sendo, portanto, um modelo mais complexo do que o modelo aqui utilizado. Além disso, os autores não consideraram que as vazões e as propriedades dos fluidos eram constantes.

Este estudo de caso mostrou que, apesar do modelo de envelhecimento de duas camadas ser mais simples, pode ser utilizado para a previsão da incrustação nos trocadores de calor em refinarias de petróleo, o que representa uma grande vantagem, haja vista a menor complexidade matemática do modelo de duas camadas, quando comparado ao modelo distribuído. Não foram possíveis comparar outros dados da simulação de Coletti e Maccheito [13], pois foram apresentadas em forma de porcentagem de erro.

5. Conclusões

Neste trabalho realizou-se a simulação da incrustação e seu envelhecimento em trocadores de calor do tipo casco em tubo, em uma refinaria de petróleo. De acordo com os resultados, a simulação ocorreu conforme o esperado e encontrado na literatura. Adicionalmente, o modelo matemático utilizado neste estudo é baseado em hipóteses simplificadoras, como propriedades físicas constantes e variação espacial unidirecional, o que torna a implementação mais fácil e vantajosa em comparação aos modelos encontrados na literatura. Mesmo sendo um modelo mais simples, os resultados obtidos reproduziram com maior precisão dados industriais do que o trabalho de referência.

Os resultados mostraram que os impactos térmicos e hidráulicos se diferem quando se considera o fenômeno de envelhecimento, e que os impactos hidráulicos são maiores do que os térmicos. A dinâmica dos efeitos da incrustação afeta, por exemplo, as tomadas de decisão sobre a programação da limpeza dos trocadores ou o dimensionamento desses equipamentos. Das simulações, foi possível perceber que a realização da limpeza do trocador é necessária para que ele continue operando adequadamente. A implementação em um ambiente de programação livre, como *Scilab*, permite que os resultados sejam obtidos sem a necessidade de ambientes disponíveis no mercado, porém com altos valores comerciais.

Agradecimentos

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - processo 88887.618206/2021-00 e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) –processos 307958/2021-3, 311807/2018-6 e 428650/2018-0.

Referências

- [1] PATIL, P.; SRINIVASAN, B.; SRINIVASAN, R. Monitoring fouling in heat exchangers under temperature control based on excess thermal and hydraulic loads. **Chemical Engineering Research and Design**, [s. l.], v. 181, p. 41–54, 2022. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.cherd.2022.02.032>. Acesso em: 25 ago. 2023.
- [2] SANTAMARIA, F. L. e MACCHIETTO, S. Integration of optimal cleaning scheduling and control of heat exchanger networks undergoing fouling: Model and Formulation. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, [s. l.], v.57, n.38, p.12842–12860, 2018.
- [3] JERÓNIMO, M. A. S.; MELO, L. F.; BRAGA, A. S.; FERREIRA, P. J. B. F.; MARTINS, C. Monitoring the Thermal Efficiency of Fouled Heat Exchangers: A

- Simplified Method. **Experimental Thermal and Fluid Science**, [s. l.], v. 1777, n. 96, p. 455–463, 1997.
- [4] TEMA. **Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association**. 9. ed. Nova York: [s. n.], 2007. 2007.
- [5] CARVALHO, C.B.; CARVALHO, E.P. e RAVAGNANI, M.A.S.S. Dynamic Analysis of Fouling Buildup in Heat Exchanger Designed According to TEMA Standards. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, [s. l.], v. 57, n.10, p. 3753 – 3764, 2018.
- [6] TONIN, P. C. **Metodologia para monitoramento do desempenho térmico de redes de trocadores de calor**. 2013. 129 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento Acadêmico de Mecânica, Centro Federal de Educação Tecnológica do Paraná, Curitiba, 2003.
- [7] ISHIYAMA, E. M.; PUGH, S. J.; WILSON, D. I. Incorporating Deposit Ageing into Visualisation of Crude Oil Preheat Train Fouling. **Process Integration and Optimization for Sustainability**, [s. l.], v. 4, n. 3, p. 187–200, 2020.
- [8] POLLEY, G.T.; WILSON, D. I.; PUGH, S. J.; PETITJEAN, E. Extraction of crude oil fouling model parameters from plant exchanger monitoring. **Heat Transfer Engineering**, [s. l.], v.28, p. 185-192. 2007.
- [9] SILVA, R. L. **Otimização termohidráulica da operação de redes de trocadores de calor**. 2015. 105 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) – Instituto de Química, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015.
- [10] ISHIYAMA, E. M.; COLETTI, F.; MACCHIETTO, S.; WILSON, D. I.; PATERSON, W. R. Impact of deposit ageing on thermal fouling: lumped parameter model. **AIChE Journal**, [s. l.], v.56, n.2, p. 531-545, 2010.
- [11] ISHIYAMA, E. M.; PATERSON, W. P. e WILSON, I. D. Exploration of alternatives models for the aging of fouling deposits. **AIChE Journal**, [s. l.], v.57, n.11, p. 3199 - 3209, 2011.
- [12] COLETTI, F.; ISHIYAMA, E. M.; PATERSON, W. R.; WILSON, D. I.; MACHETTO, S. Impact of deposit aging and surface roughness on thermal fouling: distributed model. **AIChE Journal**, [s. l.], v.56, n.12, p. 3257-3273, 2010.
- [13] COLETTI, F.; MACCHIETTO, S. A dynamic distributed model of shell-and-tube heat exchangers undergoing crude oil fouling. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, [s. l.], v. 50, n.8, p. 4515 – 4533, 2011.
- [14] DIAZ-BEJARANO, E.; COLETTI, F.; MACCHIETTO, S. Modeling and Prediction of Shell-Side Fouling in Shell-and-Tube Heat Exchangers. **Heat Transfer Engineering**, [s. l.], v.40, n.11, p. 845 - 861, 2019.
- [15] LOYOLA-FUENTES, J., JOBSON, M.; SMITH, R. Estimation of fouling model parameters for shell and tube side of crude oil heat exchangers using data reconciliation and parameters estimation. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, [s. l.], v. 58, p. 10418 – 10436, 2019.
- [16] LOYOLA-FUENTES, J.; SMITH, R. Classification and estimation of unmeasured process variables in crude oil pre-heat trains subject to fouling deposition. **Computers and Chemical Engineering**, [s. l.], v. 137, p. 106779, 2020.
- [17] WANG, Y.; PAN, M.; BULATOV, I.; SMITH, R.; KIM, J. Application of intensified heat transfer for the retrofit of heat exchanger network. **Applied Energy**, [s. l.], v.89, p. 45 – 59, 2012.
- [18] SANTAMARIA, F. L. e MACCHIETTO, S. Simultaneous optimal control and optimal cleaning scheduling of small heat exchanger networks subject to fouling. In: 13th

-
- International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 2017, Portoroz. **Anais eletrônicos...** Portoroz: Universidade de Pretória, 2017. p.519–525. Disponível em: <http://hdl.handle.net/2263/62467>. Acesso em: 23 jan. 2022.
- [19] ASSIS, B. C. G.; LEMOS, J. C.; LIPORACE, F. S.; OLIVEIRA, S. G.; QUEIROZ, E. M.; PESSOA, F. L. P.; COSTA, A. L. H. Dynamic Optimization of the Flow Rate Distribution in Heat Exchanger Networks for Fouling Mitigation. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, [s. l.], v. 54, n. 25, p. 6497–6507, 2015.
- [20] SANTAMARIA, F. L.; MACCHIETTO, S. Integration of optimal cleaning scheduling and control of heat exchanger networks under fouling: MPCC solution. **Computer & Chemical Engineering**, [s. l.], v.126, p.128–146, 2019.
- [21] DIABY, A. L.; MIKLAVCIC, S. J.; BARI, S.; ADDAI-MENSAH, J. Evaluation of crude oil heat exchanger network fouling behavior under aging conditions for schedule cleaning. **Heat Transfer Engineering**, [s. l.], v.37, n.16, p. 1211-1230. 2016.
- [22] TAKEMOTO, T.; CRITTENDEN, B. D.; KOLACZKOWSKI, S. T. Interpretation of fouling data in industrial shell and tube heat exchangers. **Chemical Engineering Research and Design**, [s. l.], v. 77, n. 8, p. 769–778, 1999.

Vanessa Maruyama Graduada em Engenharia Química pela Universidade Norte do Paraná. Mestre em Engenharia Química pela Universidade Estadual de Maringá, tendo como tema de pesquisa simulação da incrustação em trocadores de calor. **Contato:** vansyama@gmail.com.

ORCID ID: <https://orcid.org/0000-0002-6622-0300>

Mauro Antonio da Silva Sá Ravagnani Graduado em Engenharia Química pela Universidade Estadual de Maringá e Doutor em Engenharia de Química pela Universidade Estadual de Campinas. Atualmente é Professor Titular da Universidade Estadual de Maringá, tendo como temas de pesquisa modelagem, controle e automação de processos, síntese e otimização de processos. **Contato:** massravagnani@uem.br.

ORCID ID: <https://orcid.org/0000-0002-2151-1534>

Caliane Borba Bastos Costa Graduada em Engenharia Química pela Universidade Estadual de Campinas e Doutora em Engenharia de Química pela Universidade Estadual de Campinas. Atualmente é Professora Adjunta da Universidade Estadual de Maringá, tendo como temas de pesquisa modelagem, controle e automação de processos, síntese e otimização de processos. **Contato:** cbbcosta@uem.br.

ORCID ID: <https://orcid.org/0000-0002-9983-566>