

Copyright 2012, ABRACO

Trabalho apresentado durante o INTERCORR 2012, em Salvador/BA no mês de maio de 2012.

As informações e opiniões contidas neste trabalho são de exclusiva responsabilidade do(s) autor(es).

Estudo via CFD do comportamento hidrodinâmico em geometrias sujeitas a corrosão-erosão.

Bruno F. de Moura^a, Cecília M. M. Santos^b, , Marcelo C. S. de Macêdo^c, Márcio F. Martins^d

Abstract

The impact of particles in internal wall of flow components, such as tubes, connections, valves and pumps results in increased corrosion due to the continuous removal of the protective layers of corrosion, and to the erosion of the base material, especially in the parts that the flow is projected. The hydrodynamic behavior of corrosion-erosion flow is a phenomenon of great interest to many industrial applications. In that case, the limiting factor is the presence of dissolved oxygen in the solution and the oxygen mass transfer to the corroding surface. The Computational Fluid Dynamics (CFD) can be applied to estimate the oxygen diffusion in the flow and their mass transfer to the reacting surface. The present work presents the results using a turbulent flow model (RNG $k - \varepsilon$ Model and SST $k - \omega$) in contraction-expansion geometry (2:1 - 1:2). The simulations were validated after using the experimental work present in the literature.

Keywords: corrosion, erosion, turbulence, flow, CFD.

Resumo

O impacto de partículas em paredes internas de componentes de fluxo, tais como tubos, conexões, válvulas e bombas resultam no aumento da corrosão devido à contínua remoção dos "protetores de corrosão", assim como devido à erosão do material de base, especialmente nas partes em que é projetado o fluxo. O comportamento hidrodinâmico no escoamento de fluidos corrosivos é um fenômeno importante para diversas aplicações das indústrias. Nesse caso, o fator limitante é a presença de oxigênio dissolvido na solução e a transferência de oxigênio para a superfície sobre efeitos de corrosão. A Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) pode ser usada para calcular a difusão do oxigênio no fluxo e sua transferência para a superfície reagente. O presente trabalho apresenta os resultados utilizando um modelo de escoamento turbulento (Modelo RNG $k - \varepsilon$ e SST $k - \omega$) em uma geometria com contração-expansão (2:1 - 1:2). As simulações, em seguida, foram validadas utilizando trabalhos experimentais presentes na literatura.

Palavras-chave: corrosão, turbulência, escoamento, CFD.

^a Graduando, Engenheiro Mecânico – Universidade Federal do Espírito Santo

^b Mestranda, Engenheira Mecânica – Universidade Federal do Espírito Santo

^c PHD, Engenheiro Mecânico – Universidade Federal do Espírito Santo

^d DSC, Engenheiro Mecânico – Universidade Federal do Espírito Santo

Introdução

A corrosão é um dos principais fatores responsáveis na indústria pela falha de diversos equipamentos e peças. A habilidade de modelar e prever os processos de desgaste permitem a otimização da programação de paradas de manutenção e evitar, assim, paradas desnecessárias. Além disso, pode ser aplicado no estágio de design para reduzir a suscetibilidade de desgaste das partes. Devido à complexidade da corrosão e a grande quantidade de variáveis interligadas, muitas tentativas foram feitas para identificar os fatores que se relacionam ou controlam o processo de alguma variável facilmente mensurável.

O escoamento de fluidos pode causar efeitos significativos nas taxas de corrosão de diversas maneiras, incluindo uma maior velocidade de transferência de massa de reagente, Silverman [1], o cisalhamento do fluido, Silverman [2], e o impacto de partículas sólidas que tendem a romper a camada de proteção quando há o fenômeno de erosão, Postlethwaite, et al. [3].

Postlethwaite, et al. [4] afirmou que a corrosão-erosão de uma tubulação de aço carbono numa solução salina com areia era controlada pela transferência de massa de oxigênio para a superfície reagente e que o papel das partículas sólidas eram prevenir a formação de uma película de ferrugem completa. Lotz e Postlethwaite [5] sugeriram que o aumento do transporte de oxigênio era devido ao aumento de turbulência dentro da camada limite de transferência de massa. Postlethwaite e Lotz [6] encontraram um efeito significativo da rugosidade da superfície na transferência de massa de oxigênio em uma solução semelhante à base de areia. Seguindo a linha de Nesic e Postlethwaite [7] e [8], Keating e Nesic [9] formularam um modelo para corrosão-erosão.

Esse artigo aplicará os modelos de turbulência em uma geometria de uma tubulação, primeiramente em expansão, em uma única fase, para validar o modelo hidrodinâmico, e depois contração-expansão em uma única fase para estimar a perda de massa causada pela transferência de oxigênio para o metal reagente. As geometrias utilizadas foram escolhidas por haver dados experimentais tanto de desgaste quanto dos parâmetros do escoamento. Além disso, a otimização da malha será realizada para previsões mais precisas.

Modelos de turbulência

Os modelos de turbulência têm como função permitir o cálculo de dois novos termos que aparecem quando as equações da média no tempo para o escoamento turbulento e para o transporte de massa são resolvidas a partir das equações instantâneas. Esses são os tensores de Reynolds, $-\rho \overline{u_i u_j}$, e os fluxos de difusão turbulenta, $-\rho \overline{m^E u_j}$.

O modelo de turbulência $k - \epsilon$, proposto por Launder e Spalding [10], é um modelo já consolidado e largamente utilizado em aplicações industriais composto por duas equações extras de transporte para representar os efeitos de turbulência no escoamento, a equação de energia cinética turbulenta, k , e a de taxa de dissipação da energia turbulenta, ϵ .

O modelo $k - \epsilon$ foi submetido a várias modificações e melhorias até o presente momento. Yakhot e Orszag [11] desenvolveram uma melhoria no modelo utilizando a teoria de renormalização de grupo (RNG). Nesse modelo RNG $k - \epsilon$, as constantes que foram

derivadas empiricamente para o modelo $k - \varepsilon$ clássico são calculados usando a teoria RNG. Também, novos termos e funções são adicionados às equações de k e ε . Utilizando esse modelo baseado na aproximação RNG, melhores previsões são obtidas para geometrias em expansão, Versteeg e Malalasekera [12].

Uma das dificuldades do modelo $k - \varepsilon$ é a sua habilidade de resolver a camada-limite próxima à parede que é limitada. Algumas destas dificuldades podem ser evitadas usando o modelo de $k - \omega$, tornando-a mais adequada do que o modelo de $k - \varepsilon$ para os fluxos que requerem resolução elevada próximo à parede. O modelo de turbulência Shear Stress Transport $k - \omega$, proposto por Menter [13], é um modelo de duas equações, uma equação de energia cinética turbulenta, k , e a outra equação da frequência turbulenta, ω , que utiliza uma formulação de $k - \omega$ nas partes internas da camada limite, sendo assim utilizada como um modelo de turbulência de baixo número de Reynolds na região próxima a parede e também muda para um comportamento de $k - \varepsilon$ no fluxo livre, combinando, assim, a vantagem dos dois modelos.

Equações da conservação

A modelagem da dinâmica do fluido foi realizada utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD). O pacote utilizado para essa modelagem foi o ANSYS CFX v13.0. O ANSYS CFX utiliza o método dos volumes finito, um modelo já bem consagrado e muito utilizado em códigos de CFD. As equações de conservação de massa, momento, energia cinética turbulenta, dissipação de energia turbulenta e espécies que governam o fluido são aplicadas em domínios discretizados, em uma zona fixa do espaço, conhecidos como volume de controle para então aproximar às equações discretizadas ao fenômeno. Maiores detalhes das equações governantes podem ser encontradas por Versteeg e Malalasekera [12] e Patankar [14].

Modelagem na parede

O software ANSYS CFX v13.0 utiliza duas modelagens distintas para a parede. O modelo de função de parede utiliza fórmulas empíricas que impõem condições adequadas perto da parede, sem resolver a camada limite, poupando assim recursos computacionais. O modelo de turbulência de baixo número de Re_y , sendo

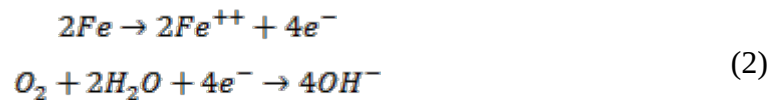
$$Re_y = \frac{\rho U y}{\mu} \quad (1)$$

no qual U é a velocidade média do escoamento, ρ a massa específica, μ a viscosidade e y a distância da parede, Versteeg e Malalasekera [12], resolve os detalhes do perfil da camada limite usando escalas de comprimento muito pequenas na parede. No caso dos modelos de turbulência com base na equação ε , a modelagem é feita usando o método da função de parede, sendo assim a resolução da camada limite limitada, não resolvendo para baixos números de Re_y . Os modelos de turbulência com base na equação ω , tais como os modelos de SST $k - \omega$ ou o Wilcox $k - \omega$, são adequadas para implementar o método de baixo Re_y , obtendo, assim, maior resolução da camada limite.

Modelo de corrosão-erosão

As equações de conservação são utilizadas para resolver os campos de pressão, velocidade e concentração de uma determinada espécie em todo o domínio. Em muitos casos, a corrosão está sob controle difusional o que implica na taxa de corrosão ser determinada a partir da taxa de transferência de massa de uma espécie para o local de corrosão.

Keating e Nesic [9] formularam um modelo a partir de um exemplo de corrosão sob controle difusional do oxigênio.



Se o coeficiente de transferência de massa na parede, k_m , é conhecido, o fluxo de espécies corrosivas, I_{O_2} , pode ser determinada:

$$I_{O_2} = k_m(C_{bo_2} - C_{wo_2}) \quad (3)$$

no qual C_{bo_2} é a concentração média de oxigênio e C_{wo_2} é a concentração de oxigênio na parede. No modelo de corrosão, assume-se que toda concentração na parede é consumida pela reação de corrosão, logo $C_{wo_2} = 0$. De acordo com a equação (5) de redução do oxigênio, dois moles de Fe reagem com cada mol de O_2 , portanto o fluxo de Fe , I_{Fe} , é o dobro do fluxo de O_2 :

$$I_{Fe} = 2k_m C_{bo_2} \quad (4)$$

Usando a massa molar de Fe , M_{Fe} , e a sua densidade, ρ_{Fe} , a taxa de corrosão em (mm/ano) pode ser determinada:

$$CR = \frac{2k_m C_{bo_2} M_{Fe}}{\rho_{Fe}} \times 24 \times 60 \times 60 \times 365 \times 1000 \quad (5)$$

Em escoamento de fluidos com geometria simples, o coeficiente de transferência de massa pode ser calculado usando uma correlação empírica como a proposta por Berger e Hau [15] para um escoamento completamente desenvolvido. Mas para escoamentos com acidentes de linha não existem tal correlações e a única possibilidade de calcular o coeficiente de transferência de massa é através de campos de concentração já resolvidos:

$$k_m = \frac{D \cdot C_0}{\Delta y_p \cdot C_b} \quad (6)$$

no qual D é a difusividade de espécies, Δy_p é a distância da parede ao primeiro nó da malha, C_0 é a concentração naquele ponto e C_b é a concentração média do escoamento.

Formulação computacional hidrodinâmica

1. Descrição do experimento

Para validar o modelo computacional, é necessário comparar os resultados obtidos com dados experimentais já encontrados na literatura. Founti e Klipfel [16] estudaram a hidrodinâmica do óleo diesel numa geometria similar, obtendo assim valores experimentais de velocidade axial e energia turbulenta utilizando um anemômetro de laser Doppler (LDA). Os resultados obtidos foram utilizados para validar o modelo computacional.

A bancada montada para a realização do experimento Founti e Klipfel [16] constitui num looping fechado com a seção de trabalho montada verticalmente. A montante, o diâmetro interno da tubulação, δ , é de 25.5 mm e a jusante, o diâmetro interno, d , é de 51 mm o que significa uma razão de expansão de 1:2 como pode ser observado na Figura 1. Os parâmetros experimentais podem ser vistos na Tabela 1. O erro dos resultados para a velocidade axial média e da energia turbulenta são de 1% e 2% respectivamente.

2. Condições de contorno

No modelo computacional hidrodinâmico, assumiu-se que o escoamento é desenvolvido, incompressível, isotérmico, turbulento de diesel em uma expansão abrupta de tubulação lisa. Como não há componente rotacional no fluido, a modelagem foi feita em uma tubulação 2D axissimétrico.

A escolha apropriada das condições de contorno é essencial e uma parte crítica para modelar o escoamento com eficácia. Essas condições na entrada, como a velocidade axial, energia cinética turbulenta e a dissipação turbulenta, precisam ser especificadas.

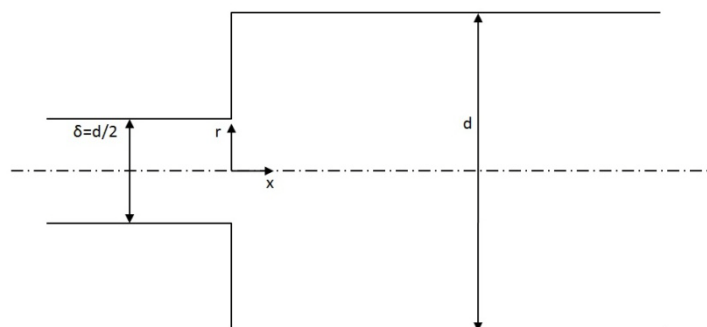


Figura 1 – Diagrama da geometria.

Tabela 1. Parâmetros experimentais do escoamento. [16]

Parâmetros do Modelo	
Densidade	830 kg m ⁻³
Viscosidade	0.0043201 kg m ⁻¹ s ⁻¹
Vazão mássica	1.7304 kg s ⁻¹
Número de Reynolds à montante	20000
Número de Reynolds à jusante	10004
Velocidade média (à montante)	4.082 m s ⁻¹
Velocidade média (à jusante)	1.021 m s ⁻¹

Como condição de entrada de velocidade, para obter melhores aproximações, é assumido um escoamento desenvolvido. A velocidade axial é relacionada por uma relação empírica sugerida por Prandtl [17] para um escoamento totalmente desenvolvido em uma tubulação

$$u_x = u_p \left(1 - \frac{2r}{\delta}\right)^{\frac{1}{7}} \quad (7)$$

no qual δ é o diâmetro a montante da tubulação e r é a distância radial da linha de centro. Integrando a equação 5, uma expressão relacionando a velocidade de pico, u_p e a velocidade média, u_b , pode ser obtida

$$u_p = 1.224 u_b \quad (8)$$

Uma velocidade nula radial foi assumida pelo fato de a geometria ser axissimétrica. Para um escoamento desenvolvido, uma variação linear da parede até uma zona de fluxo livre a partir da linha de centro é assumido para a energia cinética turbulenta. O valor próximo a parede de k é definido como

$$k_{nw} = \frac{u_\tau^2}{\sqrt{C_\mu}} \quad (9)$$

no qual o valor de C_μ é igual a 0.0845 no modelo RNG $k - \varepsilon$ e a velocidade de cisalhamento é

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (10)$$

Uma relação entre tensão de cisalhamento na parede e a velocidade média do escoamento é dada como

$$\tau_w = \frac{f \rho u_b^2}{2} \quad (11)$$

no qual o fator de atrito é estimado para tubulação lisa usando a equação de Blasius [18] se define como

$$f = 0.079 \left(\frac{\rho u_b d}{\mu} \right)^{-0.25} \quad (12)$$

A equação 10 é válida para o número de Reynolds entre $4 \cdot 10^3$ e 10^5 . A energia cinética turbulenta a partir da linha de centro é definida como

$$k_p = 0.002 u_p^2 \quad (13)$$

Combinando as equações 7 e 11, uma relação linear para a energia cinética turbulenta se define como

$$k = k_p + \frac{2r}{\delta} (k_{nw} - k_p) \quad (14)$$

O mesmo valor de k foi usado para o modelo RNG $k - \varepsilon$ e para o SST $k - \omega$. Para um escoamento desenvolvido, a dissipação de energia turbulenta é definida como

$$\varepsilon = \frac{C_\mu^{3/4} k^{3/2}}{l} \quad (15)$$

e para a frequência turbulenta

$$\omega = \frac{\sqrt{k}}{l} \quad (16)$$

no qual l é a escala de comprimento de turbulência, que pode ser estimado como

$$l = 0.09 \delta_h \quad (17)$$

sendo o diâmetro hidráulico $\delta_h = \delta$ para uma tubulação axissimétrica. Utilizando os parâmetros experimentais dados na Tabela 1 e as Equações 5, 12 e 13, os perfis na entrada são gerados como pode ser observado na Figura 2.

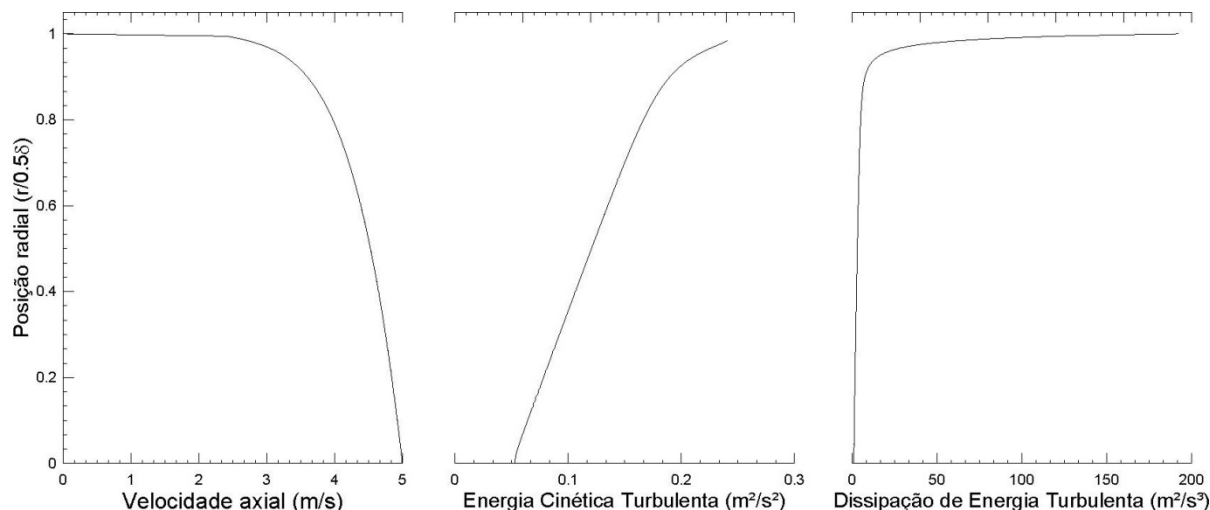


Figura 2 – Perfis de entrada do escoamento.

3. Confeção da malha

Para a confecção da malha, utilizou-se o software ANSYS ICEM CFD v13, no qual sua licença está incluída junto com o ANSYS CFX. Por questões computacionais, a malha foi confeccionada em 2D e em seu eixo de simetria, diminuindo, assim, o tempo de processamento do programa. Como mostra a Figura 3, a malha é estruturada e seu direcionamento foi feito de tal forma que possa acompanhar o escoamento do fluido para, assim, as interpolações obterem melhores resultados.

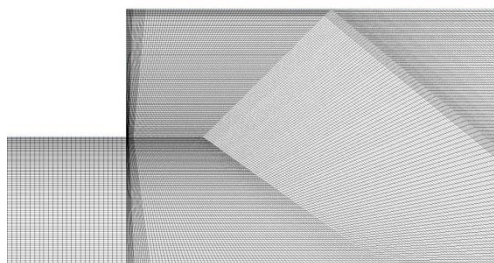


Figura 3 – Malha utilizada para obtenção dos resultados hidrodinâmicos.

4. Resultados da simulação

Os resultados obtidos das simulações para a hidrodinâmica foram comparados com os dados experimentais obtidos por Founti e Klipfel [16] em seu estudo. A Figura 4 mostra os resultados da formulação computacional. Um dos aspectos que é evidente nos resultados é a pequena diferença entre os modelos RNG $k - \epsilon$ e SST $k - \omega$ no fluxo livre. Para o perfil de velocidade axial de 9 mm e 50 mm, à jusante da expansão, os resultados foram satisfatórios em comparação com os dados.

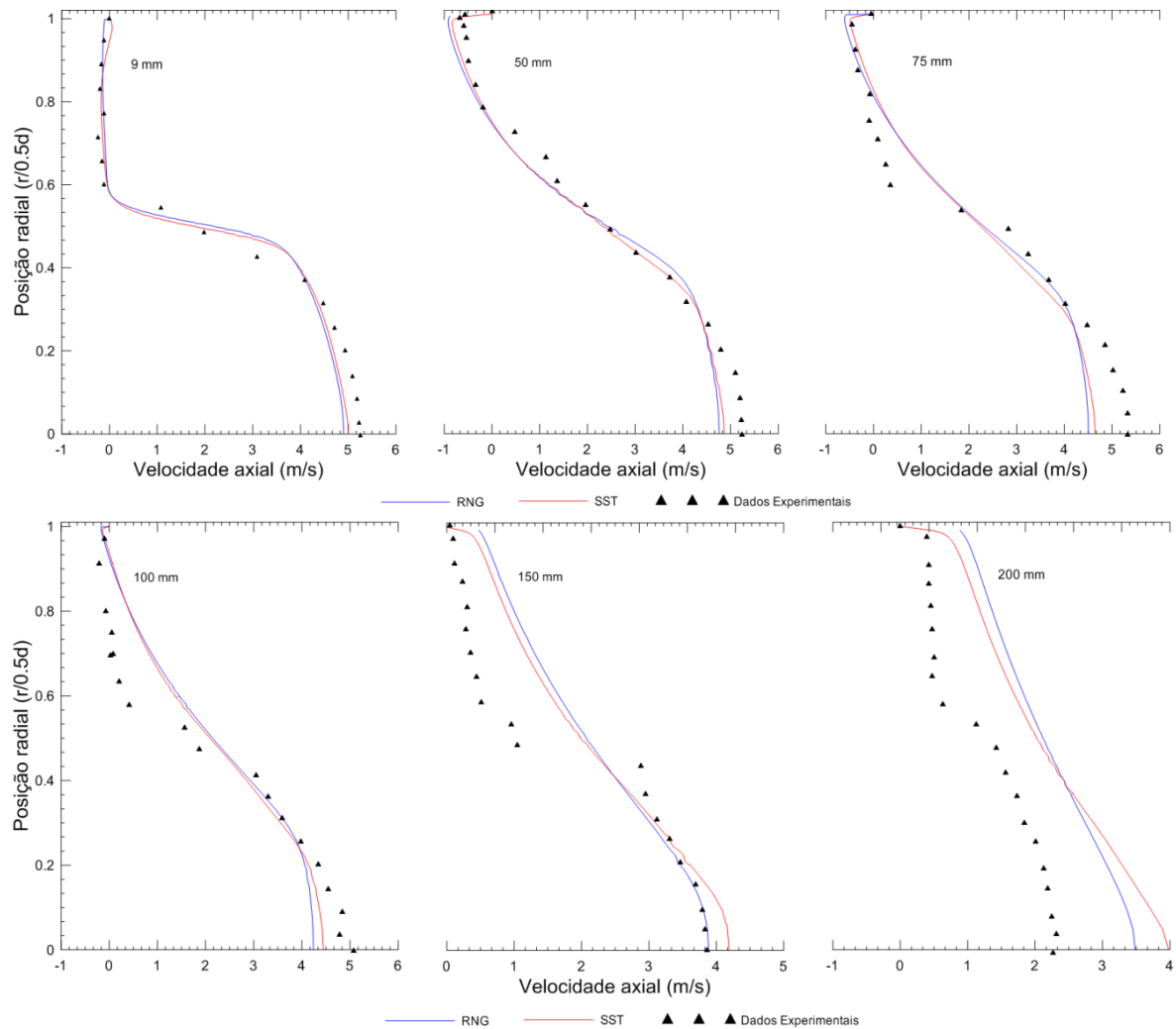


Figura 4 - Comparação dos resultados com os dados experimentais para velocidade axial à jusante da expansão.

Para os perfis na posição de 75 mm, 100 mm, 150 mm, os valores encontrados destoaram em algumas posições radiais e na posição de 200 mm, à jusante da expansão, observou-se que esse resultado encontra-se superestimado. Entretanto, é perceptível que o modelo SST $k - \omega$ estimou bem o resultado próximo a parede, que é o lugar de particular interesse para o modelo.

Para investigar os efeitos de malha nos resultados, um teste de malha foi realizado para certificar de que esta não influenciou nos resultados obtidos. O teste conduzido investigou malhas com 475k, 700k e 879k elementos em sua confecção. Como são mostrados na Figura 5, os efeitos da malha foram desprezíveis, e não houve grandes influências nos resultados.

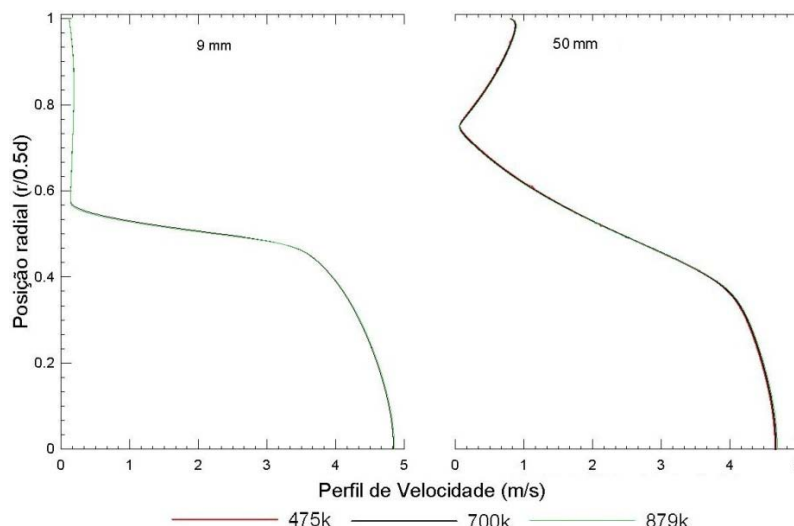


Figura 5 - Perfis de velocidade à jusante da expansão com malhas de 475k, 700k e 879k elementos.

Formulação computacional da corrosão

1. Descrição do experimento

Lotz e Postlethwaite [5] fizeram experimentos para obter resultados para perda de massa em uma contração-expansão. Uma solução salina com concentração de 2% de areia foi bombeada através de um bocal com contração-expansão montado verticalmente feita de aço-carbono com fluxo oposto a gravidade. As seções foram separadas com acrílico para proporcionar isolamento elétrico. Um esquemático é mostrado na Figura 4. Esta configuração permitiu a investigação de corrosão em cada seção. As condições experimentais são dadas na Tabela 2.

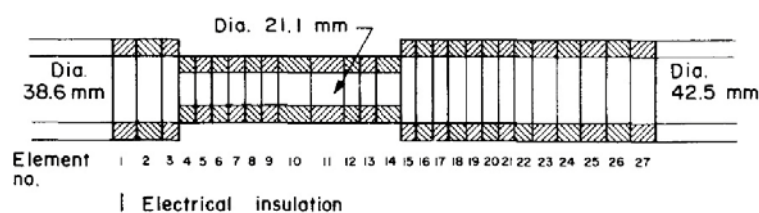


Figura 4 – Exemplo da seção de teste do circuito. [5]

2. Condições de contorno

No modelo computacional de corrosão, assumiu-se que o escoamento é desenvolvido, incompressível, isotérmico, turbulento de água salina em uma contração-expansão abrupta de tubulação lisa. Como não há componente rotacional no fluido, a modelagem foi feita em uma tubulação 2D axissimétrica.

Os perfis de entrada detalhados no modelo hidrodinâmico foram utilizados para a energia turbulenta, dissipação turbulenta, frequência turbulenta e a velocidade axial.

A configuração experimental do experimento de Lotz e Postlethwaite [5] especifica que a água estava saturada com oxigênio. Lewis [19] fornece tabelas de saturação de oxigênio na água variando a temperatura, pressão e concentração de cloreto. A uma pressão padrão de 10 kPa e a uma temperatura de 30°C, a saturação de oxigênio é dada por 7,4 mg/L. Corrigindo para uma concentração de 3% de solução salina dá uma concentração de saturação de oxigênio de 6,23 mg/L. Este modelo assume que qualquer oxigênio que atingir a parede é consumido pela reação de corrosão e as partículas somente removem a camada protetora. Desta maneira, a concentração de oxigênio na parede é zero, a perda de massa por erosão é negligenciada e o modelo não prevê a formação da camada protetora.

O coeficiente de difusão pode ser estimado utilizando um modelo para solutos em soluções aquosas propostos por Hayduk e Minhas [20].

$$D = 1.25 \times 10^{-12} (V_A^{-0.19} - 0.292) T^{1.52} \mu^\epsilon \quad (18)$$

no qual ϵ é dado por

$$\epsilon = \frac{9.58}{V_A} - 1.12 \quad (19)$$

no qual V_A é o volume molar do soluto no seu ponto de ebulição normal (dado como $25.6 \text{ cm}^3 \cdot \text{mol}^{-1}$ para o oxigênio), T é a temperatura e μ é a viscosidade da água em centipoise. Isso resulta em um coeficiente de difusividade de $1.83 \times 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ para esse sistema.

Tabela 2. Parâmetros experimentais do escoamento. [5]

Parâmetros do Modelo	
Número de Reynolds (Seção menor)	340,000
Número de Reynolds (Seção maior)	170,000
Velocidade média (Seção menor)	13.2 m s ⁻¹
Velocidade média (Seção maior)	3.3 m s ⁻¹
Material experimental	Aço Carbono (AISI MT – 1015)
Temperatura	30°C
Concentração de NaCl	3% por peso
Concentração de partículas	2% por volume de areia

3. Confeção da malha

Keating [21] sugere que o cálculo exato das concentrações de oxigênio da parede em CFD requer a resolução completa da camada limite de transferência de massa. Levich [22] desenvolveu uma expressão para a largura aproximada da camada limite de transferência de massa em relação à camada limite hidrodinâmica.

$$\delta_{mt} \approx 3 \left(\frac{1}{Sc} \right)^{\frac{1}{3}} \delta_h \quad (20)$$

onde δ_{mt} é a largura da camada limite de transferência de massa, δ_h é a largura da camada limite hidrodinâmica e Sc é o número Schmidt que é definido por

$$Sc = \frac{\mu}{\rho D} \quad (21)$$

Para o atual sistema, o número de Schmidt é 548 resultando numa camada limite de transferência de massa aproximadamente 0.07 vezes menor que a camada limite hidrodinâmica. Dessa maneira, a resolução completa da camada limite requer $y^+ \approx 0.1$, sendo

$$y^+ = \frac{\rho \Delta y_p}{\mu} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (22)$$

A confecção da malha foi realizada com uma alta densidade de nós próxima a parede para que $y^+ \approx 0.1$ como mostra a Figura 5.

Resultados e discussão

Os resultados da formulação computacional foram analisados a fim de avaliar a precisão do modelo de corrosão-erosão. Foram avaliados os dois modelos de turbulências distintos para avaliar a precisão do método sobre o efeito da camada limite.

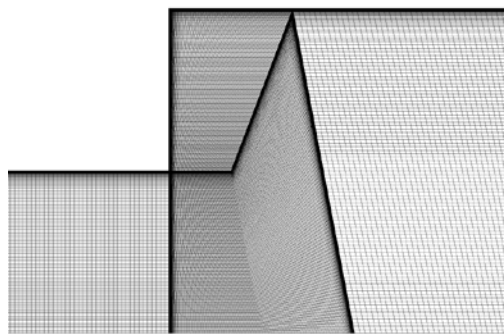


Figura 5 – Malha estruturada utilizada para obtenção dos resultados de espécies.

O modelo RNG utiliza-se de funções de parede para formular os campos de velocidade e concentração próximas a parede no qual implica em resolução limitada na parede e, consequentemente, diminui consideravelmente o tempo de processamento. O modelo SST utiliza um modelo de baixo Re próximo à parede, resolvendo completamente a camada limite. A comparação dos campos de concentração pode ser observada na Figura 7.

A Figura 8 mostra a camada limite de transferência de massa e a camada limite hidrodinâmica, calculada pelo modelo SST $k - \omega$ para as seções 1, 2 e 3 que são, respectivamente, a região antes da contração, a contração e a expansão.

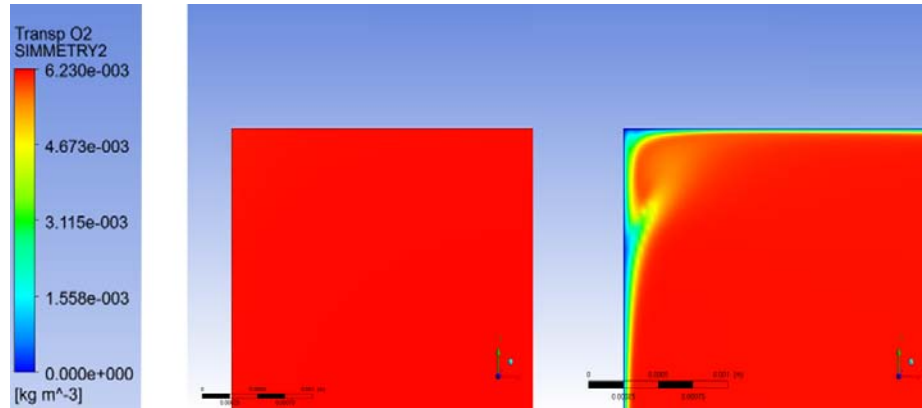


Figura 7 – Concentração de oxigênio para os modelos RNG $k - \epsilon$, à esquerda, e SST $k - \omega$, à direita, na mesma escala.

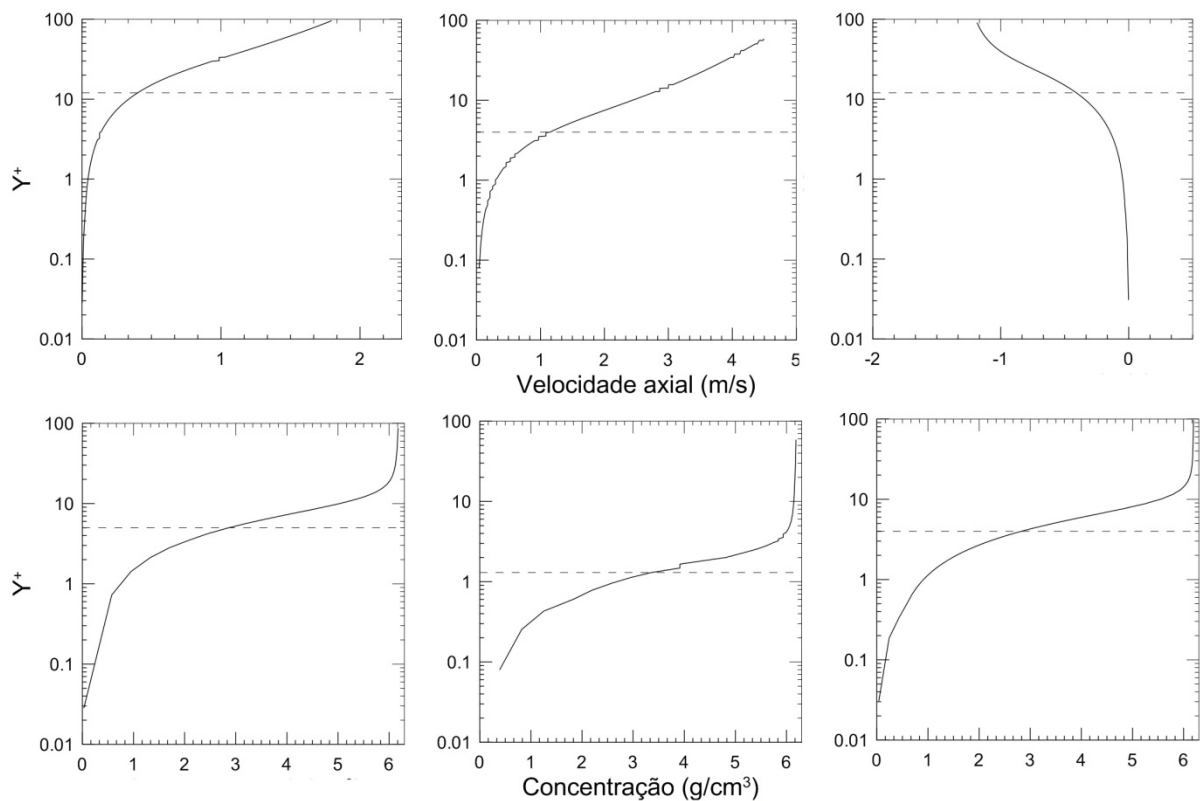


Figura 8 – Camada limite de velocidade e a camada limite de concentração para as seções 1, 2 e 3 respectivamente.

A taxa de corrosão foi calculado, de acordo com a Equação 5, para cada setor. Na Figura 9, os dados são representados graficamente com os resultados experimentais de corrosão sem partículas no escoamento. É imediatamente visível que o modelo RNG $k - \epsilon$ é bem

subestimado utilizando a mesma malha. Fica aparente que a formulação de funções de parede não estima com precisão a perda de massa por corrosão e mostra que é imperativo resolver completamente a camada limite do escoamento. Por não haver partículas no escoamento, é formado um filme protetor nas paredes da tubulação. O modelo de corrosão superestima o resultado por não prever esta formação do filme protetor pelos produtos da corrosão.

O modelo é comparado com os resultados experimentais de corrosão com partículas como é mostrado na Figura 10. Como a remoção do filme protetor não é considerada no modelo computacional de corrosão, a taxa de corrosão prevista é comparável aos resultados experimentais de corrosão-erosão previstos por Lotz e Postlethwaite [5].

Na região de contração, é esperado que seja o ponto de máxima perda de massa pelo fato de ser o ponto com maior transferência de massa devido ao aumento da velocidade e também por ser a área com maior número de impactos das partículas. Nessa região o modelo subestima a perda de massa devido ao fato do modelo não considerar a erosão, principalmente na superfície projetada, onde a erosão é mais significativa. Na região à jusante da expansão, na região de recirculação, o modelo superestima os valores de perda de massa por ser uma região de difícil modelagem nos modelos de turbulência de duas equações.

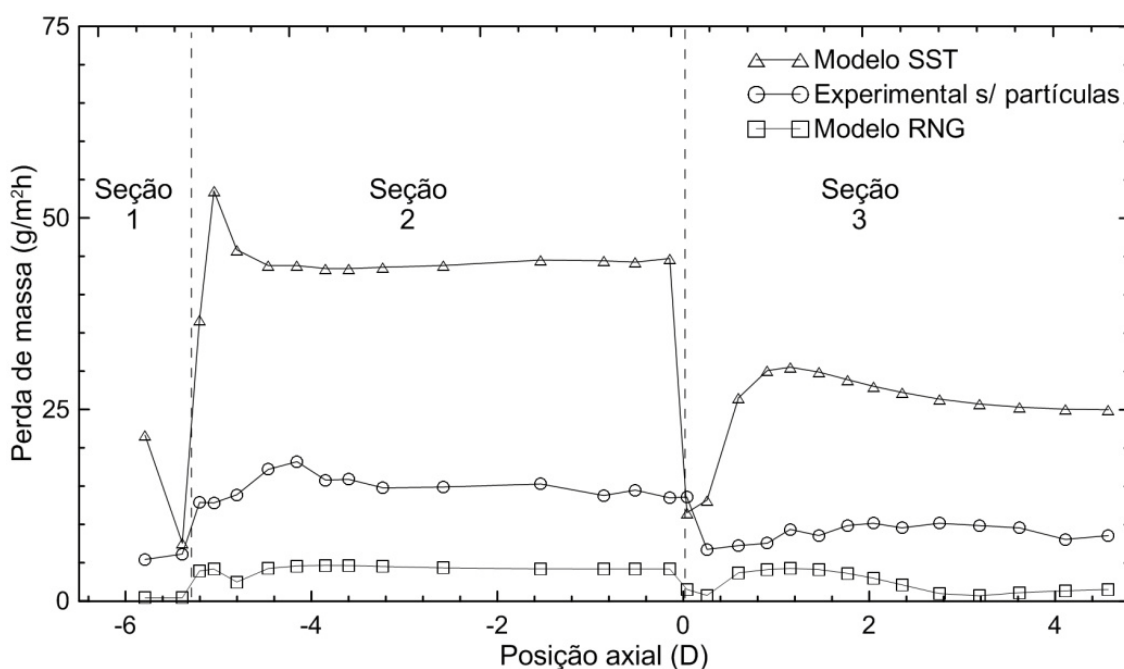


Figura 9 – Comparação do modelo de CFD com dados experimentais de corrosão sem partículas no escoamento de Lotz e Postlethwaite [5].

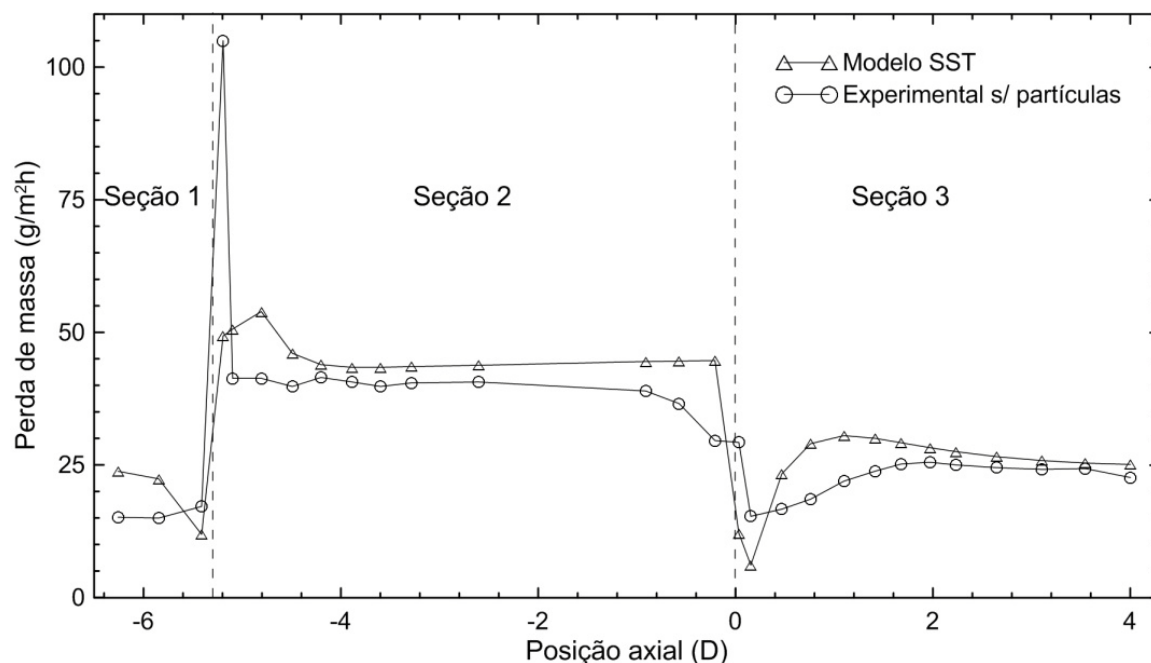


Figura 10 – Comparação do modelo de CFD com dados experimentais de corrosão com partículas no escoamento de Lotz e Postlethwaite [5].

Conclusões

No presente trabalho, investigou-se a habilidade de estimar a perda de massa por corrosão-erosão causada por um escoamento turbulento em uma geometria com contração-expansão, auxiliado por CFD. Em geral, o modelo oferece boa compatibilidade entre os resultados experimentais e computacionais contanto que a camada limite hidrodinâmica e transferência de massa sejam completamente resolvidas. À jusante da expansão, o modelo superestima os resultados devido à região de recirculação que é uma região de difícil modelagem por parte dos modelos de turbulência de duas equações. Modelos como o Reynolds Stress Model (RSM) ou o Large Eddy Simulation (LES) poderiam prever melhores resultados nessa região por serem mais robustos. A hipótese de que a erosão só remove a camada protetora falha na área de contração. Há uma inabilidade por parte do modelo nesta região em estimar corretamente a perda de massa devido ao fato de o modelo não prever o impacto de partículas na superfície projetada. Futuramente, modelos que acoplam a corrosão com a formação do filme protetor podem ser implementados para melhor prever a perda de massa nesta mesma geometria.

Referências bibliográficas

- (1) SILVERMAN, D.C., **Rotating Cylinder Electrode - Geometry Relationships for Prediction of Velocity-Sensitive Corrosion**. *Corrosion*, 1988. 44(1): p. 42-49.
- (2) SILVERMAN, D.C., **Rotating Cylinder Electrode for Velocity Sensitivity Testing**. *Corrosion*, 1984. 40(5): p. 220-226.
- (3) POSTLETH.J, TINKER, E.B., HAWRYLAK, M.W., **Erosion-Corrosion in Slurry Pipelines**. *Corrosion*, 1974. 30(8): p. 285-290.

-
- (4) POSTLETHWAITE, J., DOBBIN, M.H., BERGEVIN, K., **The Role of Oxygen Mass-Transfer in the Erosion-Corrosion of Slurry Pipelines.** *Corrosion*, 1986. 42(9): p. 514-521.
 - (5) LOTZ, U., POSTLETHWAITE, J., **Erosion Corrosion in Disturbed 2 Phase Liquid Particle Flow.** *Corrosion Science*, 1990. 30(1): p. 95-106.
 - (6) POSTLETHWAITE, J., LOTZ, U., **Mass-Transfer at Erosion Corrosion Roughened Surfaces.** *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1988. 66(1): p. 75-78.
 - (7) NESIC, S., POSTLETHWAITE, J., **Hydrodynamics of Disturbed Flow and Erosion Corrosion .1. Single-Phase Flow Study.** *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1991. 69(3): p. 698-703.
 - (8) NESIC, S., POSTLETHWAITE, J., **Hydrodynamics of Disturbed Flow and Erosion Corrosion .2. 2-Phase Flow Study.** *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1991. 69(3): p. 704-710.
 - (9) KEATING, A., NESIC, S., **Numerical prediction of erosion-corrosion in bends.** *Corrosion*, 2001. 57(7): p. 621-633.
 - (10) LAUNDER, B.E., SPALDING, D.B., **Lectures in mathematical models of turbulence.** 1972, London, New York,: Academic Press. 7, 169 p.
 - (11) YAKHOT, V., ORSZAG, S.A., **Renormalization-Group Analysis of Turbulence.** *Physical Review Letters*, 1986. 57(14): p. 1722-1724.
 - (12) VERSTEEG, H.K., MALALASEKERA, W., **An introduction to computational fluid dynamics : the finite volume method.** 2nd ed. 2007, Harlow, England ; New York: Pearson Education Ltd. xii, 503 p.
 - (13) MENTER, F.R., **2-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications.** *Aiaa Journal*, 1994. 32(8): p. 1598-1605.
 - (14) PATANKAR, S.V., **Numerical heat transfer and fluid flow. Series in computational methods in mechanics and thermal sciences.** 1980, Washington New York: Hemisphere Pub. Corp. ; McGraw-Hill. xiii, 197 p.
 - (15) BERGER, F.P., HAU, K.F.F.L., **Mass-Transfer in Turbulent Pipe-Flow Measured by Electrochemical Method.** *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1977. 20(11): p. 1185-1194.
 - (16) FOUNTI, M., KLIPFEL, A., **Experimental and computational investigations of nearly dense two-phase sudden expansion flows.** *Experimental Thermal and Fluid Science*, 1998. 17(1-2): p. 27-36.
 - (17) WHITE, F.M., **Fluid mechanics.** 5th ed. 2003, Boston: McGraw-Hill. xiii, 866 p.
 - (18) WHITE, F.M., **Viscous fluid flow.** 2nd ed. McGraw-Hill series in mechanical engineering. 1991, New York: McGraw-Hill. xxi, 614 p.
 - (19) LEWIS, M.E., **Dissolved Oxygen**, U.S.G. Survey, Editor. 2006.
 - (20) HAYDUK, W., MINHAS, B.S., **Correlations for Prediction of Molecular Diffusivities in Liquids.** *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1982. 60(2): p. 295-299.
 - (21) KEATING, A., **A model for the investigation of two-phase erosion-corrosion in complex geometries.** 1999: University of Queensland.
 - (22) LEVICH, V.G., **Physicochemical hydrodynamics. Prentice-Hall international series in the physical and chemical engineering sciences.** 1962, Englewood Cliffs, N.J.,: Prentice-Hall. 700 p.