

SEPARAÇÃO NÃO ISOTÉRMICA ÁGUA/ÓLEO PESADO E ULTRA-VISCOSO VIA HIDROCICLONE – MODELAGEM E SIMULAÇÃO

Josedite Saraiva de Souza, eng.josedite@hotmail.com¹
Acto de Lima Cunha, actolimacunha@yahoo.com.br¹
Severino Rodrigues de Farias Neto, fariasn@deq.ufcg.edu.br¹
Fabiana Pimentel Macêdo Farias, fabiana.pimentel@pq.cnpq.br²
Antonio Gilson Barbosa de Lima, Gilson@dem.ufcg.edu.br²

¹ Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, Departamento de Engenharia Química
Av: Aprígio Veloso, 82, Bodocongó CEP 58429 – 900 Campina Grande – PB, Brasil.

² Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, Departamento de Engenharia Mecânica
Av: Aprígio Veloso, 82, Bodocongó CEP 58429 – 900 Campina Grande – PB, Brasil.

Resumo: *Uma das principais preocupações da indústria de petróleo é o tratamento de seus efluentes, em especial as águas produzidas devido ao seu grande volume e a presença de óleo. Elas apresentam em sua composição, componentes orgânicos e inorgânicos, muitas vezes altamente tóxicos, sólidos dissolvidos ou em suspensão e produtos químicos que podem conduzir a diferentes impactos ambientais. Por isso, o descarte destas águas no meio ambiente vêm sofrendo restrições cada vez mais severas pelos órgãos ambientais por conta da exposição dos organismos vivos à concentrações destes contaminantes. Um equipamento para o tratamento da água produzida tem despertado o interesse da indústria petrolífera por sua simplicidade, fácil construção e manutenção, baixo custo operacional, ausência de partes móveis, entre outras, é o hidrociclone. Neste sentido, a proposta deste trabalho simular a separação de água e óleos pesados e ultra-viscosos, não isotérmica em um hidrociclone via o aplicativo computacional ANSYS CFX 11. Considerou-se o escoamento bifásico água-óleo pesado e ultra-viscoso, tridimensional, transiente, não-isotérmico, no regime turbulento. Os resultados dos campos de pressão, velocidade, fração volumétrica, viscosidade e as linhas de fluxo no interior do hidrociclone são apresentados, analisados e discutidos. A separação água/óleo pesado e ultra-viscoso apresentou uma eficiência de separação de 65 e 68% para as velocidades de alimentação da mistura de 20 e 30 m/s, respectivamente.*

Palavras-chave: *óleo pesado, eficiência de separação, hidrociclone, CFD.*

1. INTRODUÇÃO

Em um reservatório de petróleo é comum encontrar frações de água produzida, decorrente da presença natural da água no reservatório ou porque a mesma foi injetada nele para aumentar o fator de recuperação. Parte desta água produzida escoava livremente e outra parte está dispersa na forma de gotículas no interior do óleo. Esta dispersão por sua vez pode levar a formação de uma emulsão. As plantas de processamento primário usadas na indústria do petróleo empregam tradicionalmente uma série de decantadores gravitacionais conectados em série responsáveis pelo processo de separação óleo/água. Todavia, em unidades *offshore*, restrições de carga e de espaço disponível motivaram o desenvolvimento de equipamentos compactos como hidrociclones ou *deoilers* (Bennet e Willians 2004; Nunes 2005; Husveg *et al.*, 2007; Narasimha *et al.*, 2007). Os hidrociclones apresentam um bom desempenho no tratamento de águas oleosas com concentrações até 2000 ppm (Simões 2005; Silva, 2006; Matvienko e Evtushkin, 2007). Desenvolvimentos recentes na tecnologia de hidrociclones têm permitido o uso destes equipamentos para lidar com teores crescentes de óleo, permitindo assim, a sua utilização na separação de água de correntes oleosas, passando a ser chamado de *dewaterers*. Um dos grandes obstáculos é quando a corrente oleosa é formada por óleos pesados e ultraviscosos, cuja viscosidade pode atingir valores de 10 a 30.000 vezes maior do que a viscosidade da água. Todavia, têm se observado um crescente interesse das empresas de petróleo por este tipo de óleo, mesmo sabendo que ele é menos valioso, mais difícil de produzir e de ser refinado do que o óleo *convencional*. Este interesse pode ser atribuído a três fatos importantes: a) na atual situação econômica, muitos destes reservatórios de óleos pesados podem ser explorados satisfatoriamente; b) as fontes ou reserva de óleos pesados são abundantes e c) observa-se uma crescente escassez do óleo convencional. Assim, estudar a separação de água produzida oriunda de reservatório de óleos pesados via hidrociclone torna-se importante. Neste sentido, devido a complexidade do fenômeno no interior do hidrociclone, a ferramenta computacional CFD (*Computational Fluid Dynamics*), proporciona um melhor entendimento do escoamento

rotacional turbulento no interior deste equipamento (Narasimha *et al.* 2005). Um dos modelos que vem sendo utilizado constantemente é o k-ε (Meier e Mori, 1998; Narasimha *et al.*, 2005; Matvienko e Evtushkin, 2007; Mousavian e Najafi, 2008). O modelo RNG (*Renormalization Group Theory*) surgiu como uma alternativa do modelo k-ε padrão para fluxos com alto número de Reynolds. O modelo difere do modelo padrão na equação da taxa de dissipação ε. As constantes deste modelo são obtidas teoricamente e não empiricamente, como no modelo k-ε tradicional. Este modelo fornece previsões mais precisas em situações de escoamento incluindo separação, linhas de correntes curvas e regiões de estagnação. Assim, devido a sua importância, este trabalho tem como objetivo estudar numericamente o processo de separação água/óleo pesado via hidrociclone, na presença de transporte de calor.

2. MODELO MATEMÁTICO

Para a modelagem matemática capaz do processo de separação da mistura água/óleo pesado e ultraviscoso via hidrociclone, foram assumidas as seguintes considerações: não há reações químicas, fluido incompressível, escoamento viscoso, não-isotérmico e turbulento.

2.1. Equação da conservação da massa

A equação de conservação de massa para o escoamento multifásico é definida pela Eq.(1):

$$\frac{\partial}{\partial t} f_{\alpha} \rho_{\alpha} + \nabla \cdot f_{\alpha} \rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha} = S_{MS\alpha} + \sum_{\beta=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\beta} \quad (1)$$

onde os sub-índices gregos α e β representam as fases envolvidas na mistura bifásica água/óleo pesado e ultraviscoso, f, ρ, e \vec{U} são respectivamente a fração volumétrica, densidade e o vetor velocidade. Para a fase α, o vetor velocidade é dado por $\vec{U}_{\alpha} = (u, v, w)$. O termo $S_{MS\alpha}$ é o termo de fonte de massa, $\Gamma_{\alpha\beta}$ é o termo de difusividade mássica na interface das fases α e β e N_p é o número de fases. No entanto, além das considerações já definidas, foi assumido que: os termos de fonte de massa $S_{MS\alpha}$ e de transferência de massa interfacial $\Gamma_{\alpha\beta}$, são desprezíveis. Deste modo, a Eq. (1) reduz-se a:

$$\frac{\partial}{\partial t} (f_{\alpha} \rho_{\alpha}) = -\nabla \cdot (f_{\alpha} \rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha}) \quad (2)$$

2.2. Equação da quantidade de movimento

A equação de momento linear para o escoamento multifásico é definida pela Eq. (3):

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (f_{\alpha} \rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha}) + \nabla \cdot [f_{\alpha} (\rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha} \otimes \vec{U}_{\alpha})] = -f_{\alpha} \nabla p_{\alpha} + \nabla \cdot f_{\alpha} \mu_{\alpha} [\nabla \vec{U}_{\alpha} + (\nabla \vec{U}_{\alpha})^T] + \\ \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+ \vec{U}_{\beta} - \Gamma_{\alpha\beta}^- \vec{U}_{\alpha}) + S_{M\alpha} + M_{\alpha} \end{aligned} \quad (3)$$

onde p é a pressão, μ_{α} é a viscosidade dinâmica da fase α, $S_{M\alpha}$ representa o termo das forças externas que atuam sobre o sistema por unidade de volume, $\Gamma_{\alpha\beta}$ correspondem à taxa de fluxo mássico por unidade de volume da fase β para a fase α e M_{α} descreve a força total por unidade de volume (forças de arraste interfacial, de sustentação, de lubrificação de parede, de massa virtual, de dispersão turbulenta etc.) sobre a fase contínua, α, devido à interação com a fase dispersa, β. Como não esta sendo levada em consideração a transferência de massa interfacial, a equação da quantidade de movimento simplificada é dada pela Eq. (4).

$$\frac{\partial}{\partial t} (f_{\alpha} \rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha}) + \nabla \cdot [f_{\alpha} (\rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha} \otimes \vec{U}_{\alpha})] = -f_{\alpha} \nabla p_{\alpha} + \nabla \cdot f_{\alpha} \mu_{\alpha} [\nabla \vec{U}_{\alpha} + (\nabla \vec{U}_{\alpha})^T] + M_{\alpha} \quad (4)$$

A força total da fase α, com a interação com outras fases é dada pela Eq. (5):

$$\vec{M}_{\alpha} = \sum_{\alpha \neq \beta} \vec{M}_{\alpha\beta} \quad (5)$$

A somatória das forças interfaciais entre duas fases é decorrente de efeitos físicos independentes como definido pela Eq. (6):

$$\vec{M}_{\alpha\beta} = \vec{M}_{\alpha\beta}^I + \vec{M}_{\alpha\beta}^D + \vec{M}_{\alpha\beta}^{LUB} + \vec{M}_{\alpha\beta}^{VM} + \vec{M}_{\alpha\beta}^{TD} + \vec{M}_{\alpha\beta}^S \quad (6)$$

onde cada um dos termos do lado direito da Eq. (6) corresponde, respectivamente, as forças de arraste interfacial, de dissipação, de lubrificação na parede, de massa virtual, força de dispersão turbulenta e força de pressão dos sólidos.

A força de arraste da fase contínua, α, para da fase dispersa, β, é dada pela Eq. (7):

$$\vec{M}_{\alpha\beta} = C_{\alpha\beta}^{(d)} (\vec{U}_{\beta} - \vec{U}_{\alpha}) \quad (7)$$

onde o coeficiente $C_{\alpha\beta}^{(d)}$ é calculado conhecendo-se o coeficiente de arraste, C_D , e é dado pela Eq. (7a).

$$C_{\alpha\beta}^{(d)} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d_p} f_{\beta} \rho_{\alpha} |\vec{U}_{\beta} - \vec{U}_{\alpha}| \quad (7a)$$

onde d_p é o diâmetro da partícula e C_D é o coeficiente de arraste, para escoamento turbulento e viscoso adotou-se 0,44.

2.3. Equação da quantidade de energia

A equação da conservação de energia é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t} f_{\alpha} \rho_{\alpha} h_{\alpha} + \nabla \cdot (f_{\alpha} \rho_{\alpha} U_{\alpha} h_{\alpha} - \lambda_{\alpha} \nabla T_{\alpha}) = \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^{+} h_{\beta s} - \Gamma_{\beta\alpha}^{+} h_{\alpha s}) + Q_{\alpha} + S_{\alpha} \quad (8)$$

onde h_{α} , T_{α} , λ_{α} , da Eq. (5) denotam a entalpia estática, a temperatura e a condutividade térmica da fase α , respectivamente, e S_{α} descreve as fontes externas de calor. O termo $(\Gamma_{\alpha\beta}^{+} h_{\beta s} - \Gamma_{\beta\alpha}^{+} h_{\alpha s})$ representa a transferência de calor induzida pela transferência de massa na interface. Neste trabalho não esta sendo levado em consideração o termo relativo à fonte de energia (não tem reação química no processo de separação) e o termo de transferência de calor induzida pela transferência de massa na interface. Com estas condições a equação de transferência de energia é dada pela Eq. (9):

$$\frac{\partial}{\partial t} (f_{\alpha} \rho_{\alpha} h_{\alpha}) = Q_{\alpha} - \nabla \cdot [f_{\alpha} (\rho_{\alpha} \vec{U}_{\alpha} h_{\alpha} - \lambda_{\alpha} \nabla T_{\alpha})] \quad (9)$$

onde Q_{α} denota a transferência de calor na interface de uma fase para outra fase dada pela Eq. (10).

$$Q_{\alpha\beta} = \sum_{\beta \neq \alpha} Q_{\alpha\beta} \quad (10)$$

Para a transferência convectiva de calor utilizou-se a correlação empírica de Ranz –Marshall, Eq. (11), disponível no ANSYS CFX. Esta correlação é baseada na teoria da camada limite para escoamento estacionário, fluido Newtoniano e incompressível considerando-se partículas esféricas. Esta correlação é válida para $0 < Re < 200$ e $0 < Pr < 250$.

$$Nu = 2 + 0,6 Re^{0,5} Pr^{0,3} \quad (11)$$

O número de Prandtl (Pr) é a razão entre a viscosidade cinética e a difusividade térmica, definida pela Eq. (12):

$$Pr = \frac{C_p \mu}{\lambda_{\alpha}} \quad (12)$$

onde C_p é o calor específico e μ a viscosidade da fase contínua (água) e λ_{α} a condutividade térmica.

2.4. Modelo de turbulência

Para o escoamento no interior do hidrociclone, utilizou-se o modelo de turbulência k - ε . Neste modelo os valores da energia cinética turbulenta, k , e da taxa de dissipação turbulenta, ε , são obtidas diretamente na forma da equação diferencial do transporte, como pode ser observadas nas Eq. (13) e (14):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{kRNG}} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon \quad (13)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\varepsilon RNG}} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1 RNG} P_k - C_{\varepsilon 2 RNG} \rho \varepsilon) \quad (14)$$

onde μ é a viscosidade dinâmica da mistura, ρ é a densidade e μ_t é a viscosidade turbulenta, dada pela Eq. (15), como segue:

$$\mu_t = C_{\mu} \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (15)$$

onde $C_{\mu} = \sigma_{kRNG} = 0,7179$, $\sigma_{\varepsilon RNG} = 0,7179$, $C_{\varepsilon 2 RNG} = 1,68$

e

$$C_{\varepsilon 1RNG} = 1,42 - \frac{\eta \left(1 - \frac{\eta}{4,38} \right)}{1 + \eta^3 \beta_{RNG}} \quad \text{onde } \eta = \sqrt{\frac{P_k}{\rho \varepsilon C_{\mu RNG}}} \quad (16)$$

onde P_k é a produção de turbulência devido as forças relativa a viscosidade e das forças de flutuação no qual é modelado pela Eq. (17), como segue:

$$P_k = \mu_t \nabla \cdot \nabla \bar{U} + \nabla \bar{U}^t + P_{kb} \quad (17)$$

O termo P_{kb} é a produção de flutuação, é modelado pela Eq. (18):

$$P_{kb} = - \frac{\mu_t}{\rho \sigma_\rho} g \nabla \rho \quad (18)$$

onde o termo σ_ρ uma constante igual à unidade.

2.5. Condições de contorno

As seguintes condições de contorno foram utilizadas:

a) Condições de entrada:

		Água	Óleo
u_x	(m/s)	20	20
u_x	(m/s)	30	30
$u_y = u_z$	(m/s)	0	0
f	(-)	0,7	0,3
T	(K)	298	298

b) Condições de saída:

Foi adotada a condição de pressão prescrita nas duas saídas do hidrociclone (overflow e underflow) e igual à pressão atmosférica ($P = 101325$ Pa).

c) Condições de parede:

Para as fases água e óleo pesado, todas as componentes de velocidade (u_x, u_y, u_z) foram consideradas nulas nas paredes internas do hidrociclone (condição de não deslizamento) e temperatura na parede igual à 673 K. Foi adotado igualmente que as paredes do hidrociclone tinham uma rugosidade de 0,045 mm.

A eficiência de separação, que foi calculada considerando o fluxo mássico do óleo no overflow, W_o , pelo fluxo mássico do óleo na alimentação, W_A , Equação 19, como segue:

$$E = \frac{W_o}{W_A} \cdot 100\% \quad (19)$$

Na Tab. (1) estão ilustradas as propriedades termofísicas dos fluidos (água e óleo pesado e ultraviscoso) usadas no presente trabalho. Para a viscosidade dinâmica do óleo foi feito um ajuste numérico da Eq. (20a) aos dados experimentais de Babadagli e Al-Bemani (2007), que gerou a equação apresentada na Tab. (1). A viscosidade média do óleo pesado foi calculada pela média ponderada da viscosidade em função da temperatura Eq. (20b), como segue:

$$\mu(T) = a_1 \cdot e^{-b_1 T} \quad (20a)$$

$$\bar{\mu} = \frac{1}{\Delta T} \int_{T_1}^{T_2} \mu(T) dT \quad (20b)$$

onde os termos a e b são constantes, obtidas a partir de dados experimentais e T é a temperatura dos fluidos no intervalo de 298 à 673,15 K.

Tabela .1: Propriedades físico-químicas dos fluidos usadas neste trabalho.

Fluidos	Propriedades físicas	Valores	Fonte
Óleo	Densidade (ρ) [kg/m ³]	963,6	Babadagli e Al-Bemani (2007)
	Viscosidade μ (T) [Pa.s]	$3,1871 \cdot \exp(-2,3935 \cdot T_{adm})$	Babadagli e Al-Bemani (2007)
	Viscosidade $\bar{\mu}$ [Pa.s]	1,2	Babadagli e Al-Bemani (2007)
	Condutividade térmica [W/mK]	0,12375	Perry (1963)
	Calor específico [Kcal/g.K]	0,447	Perry (1963)
	Massa molar [kg/kmol]	18,015	Perry (1963)
Água	Densidade (ρ) [kg/m ³]	997,0	Perry (1963)
	Viscosidade [Pa.s]	0,000904	Cilliers et al. (2004)
	Condutividade térmica [W/mK]	0,603015	Babadagli e Al-Bemani, (2007)
	Calor específico [Kcal/g.K]	0,9985	Perry (1963)

$$T_{adm} = (T - T_{min}) / (T_{max} - T_{min}), \quad T_{min} = 298 K; \quad T_{max} = 673,15 K$$

2.6. Geometria e malha numérica

Neste trabalho foi utilizada uma malha numérica representativa do hidrociclone, gerada no módulo CFX – Build 5.5. Na Figura (1) está ilustrada a malha não estruturada formada por elementos tetraédricos, constituída de 42.393 pontos nodais, 228.219 elementos, além do detalhe das regiões superior e inferior do hidrociclone. A geometria e malha utilizada nas simulações encontra-se ilustradas na Figura 1 (a b e c) respectivamente. Detalhes da confecção da malha podem ser obtidos em (Souza 2009 e Simões 2005).

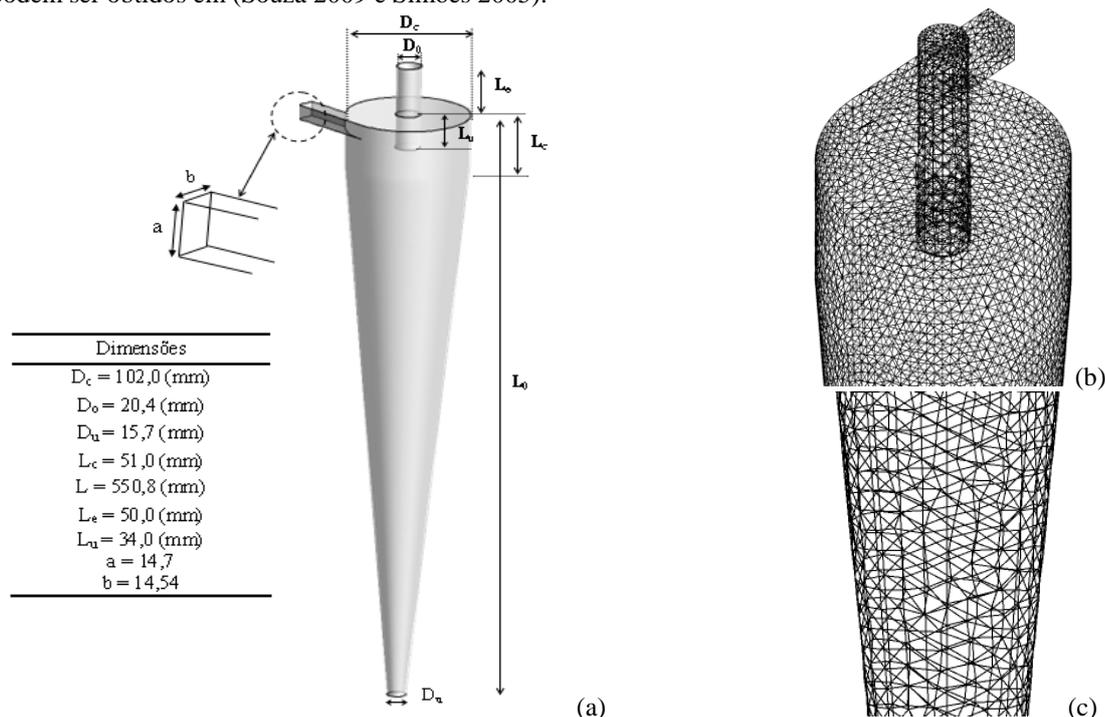


Figura.1: Representação geométrica (a) e malha numérica: detalhe superior (b) detalhe inferior e (c) do hidrociclone.

3. RESULTADOS E DISCURSÕES

3.1. Campo de pressão

Na Figura 2 estão representados os campos de pressão sobre os planos YZ passando pelo eixo central do hidrociclone. Ao se observar esta figura é possível perceber regiões de baixa pressão próxima ao eixo central do hidrociclone e de pressões mais elevadas nas regiões próximas às paredes e na entrada tangencial na parte superior do hidrociclone. Este comportamento é atribuído às forças que estão atuando nestas regiões. Na Figura 2 permite ainda observar uma queda de pressão de 249231 Pa para a velocidade de entrada de 30 m/s e de 108411 Pa para 20 m/s. Verifica-se que com o aumento do fluxo de alimentação aumenta-se a queda de pressão, o que indica maior consumo de energia para o bombeamento da mistura para o interior do hidrociclone.

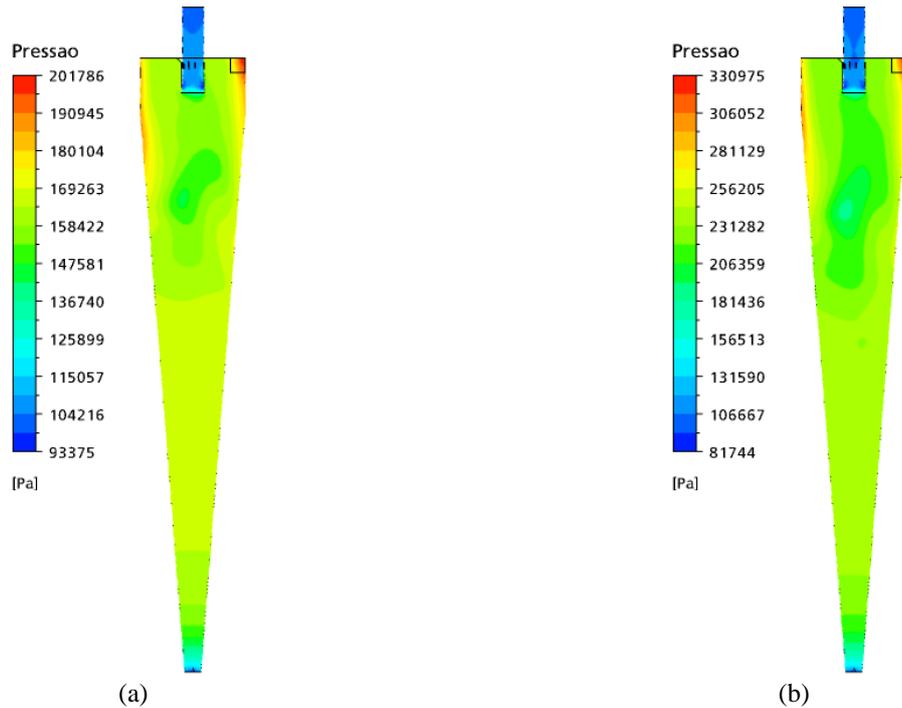


Figura 2: Campo de pressão sobre o plano YZ em $X = 0$ (a e b) para o escoamento com o diâmetro da gota de óleo igual a 0,001 m e viscosidade em função da temperatura para velocidades de entrada: (a) 20 m/s e (b) 30 m/s.

3.2. Campo de Velocidade

Na Figura 3a está ilustrado o perfil de velocidade da componente tangencial, v_θ , ao longo de retas perpendiculares ao duto de alimentação para quatro posições axiais (0,135; 0,275; 0,412; e 0,550 m). Observa-se a componente tangencial de maior magnitude nas proximidades do duto de entrada em $Z = 0,550$ m, no qual, verifica-se um comportamento parabólico semelhante a escoamento em tubos. Em $Z = 0,412$ m, nota-se ondulações devido a reversão de fluxo nesta região, a velocidade tangencial perde intensidade gradativamente a partir de $Z = 0,275$ m.

Na Figura 3b constata-se que ao variar a velocidade de alimentação dos fluidos (água/óleo) de 20 para 30 m/s modifica-se o perfil de escoamento no interior do hidrociclone; para esta análise fixou-se o plano em $Z = 0,550$ m, nas proximidades da alimentação.

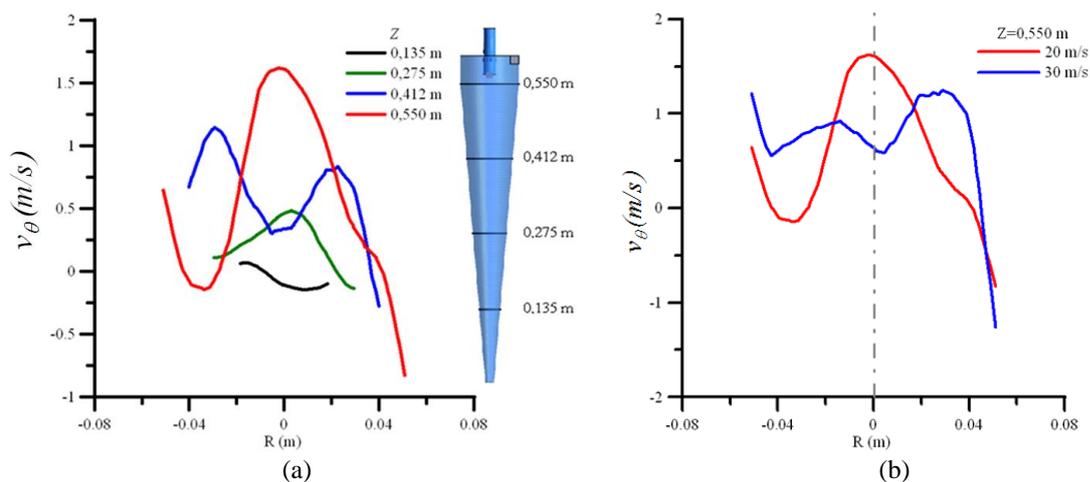


Figura 3: Perfil de velocidade tangencial do óleo pesado em função da posição radial, R , no plano $X=0$ (a) em diferentes planos, Z , para a velocidade de alimentação de 20 m/s e (b) em $Z = 0,550$ m, nas velocidades de alimentação de 20 e 30 m/s.

3.3. Fração volumétrica

Na Figura 4 estão representados os campos da fração volumétrica da fase dispersa (óleo) sobre o plano YZ, $X=0$ para diferentes diâmetros da gota de óleo. Verifica-se que há uma maior concentração de óleo nas proximidades do eixo do hidrociclone. Este fato está relacionado com a diferença de densidade entre o óleo e a água. A distribuição da fração volumétrica sobre o plano YZ apresentou uma pequena variação no seu comportamento quando se modificou o diâmetro da gota de óleo.

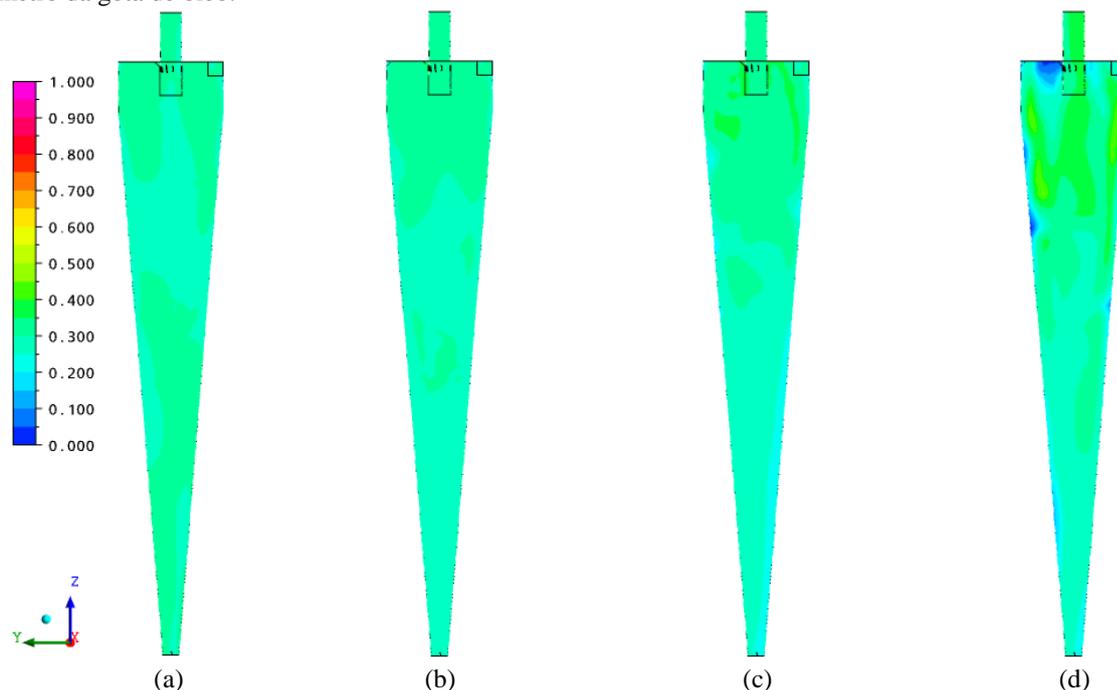


Figura 4: Campo da fração volumétrica da fase dispersa (óleo pesado) para velocidade de entrada de 30 m/s e diâmetros da gota de óleo de (a) $1 \times 10^{-6} \text{m}$; (b) $1 \times 10^{-5} \text{m}$; (c) $1 \times 10^{-4} \text{m}$; (d) $1 \times 10^{-3} \text{m}$.

3.4. Viscosidade do óleo

Na Figura 5 estão representadas as distribuições da viscosidade do óleo sobre o plano YZ para diferentes diâmetros da gota de óleo e velocidade de entrada de 30 m/s. Pode-se observar que o diâmetro da gota de óleo afeta a distribuição da viscosidade sobre o plano. A partir dos valores médios, $\bar{\mu}$, sobre cada um dos planos, constatou-se que quanto maior o diâmetro da gota de óleo menor a viscosidade. Os valores da viscosidade média foram obtidos em uma diferença de temperatura entre 298 a 673,15 K.

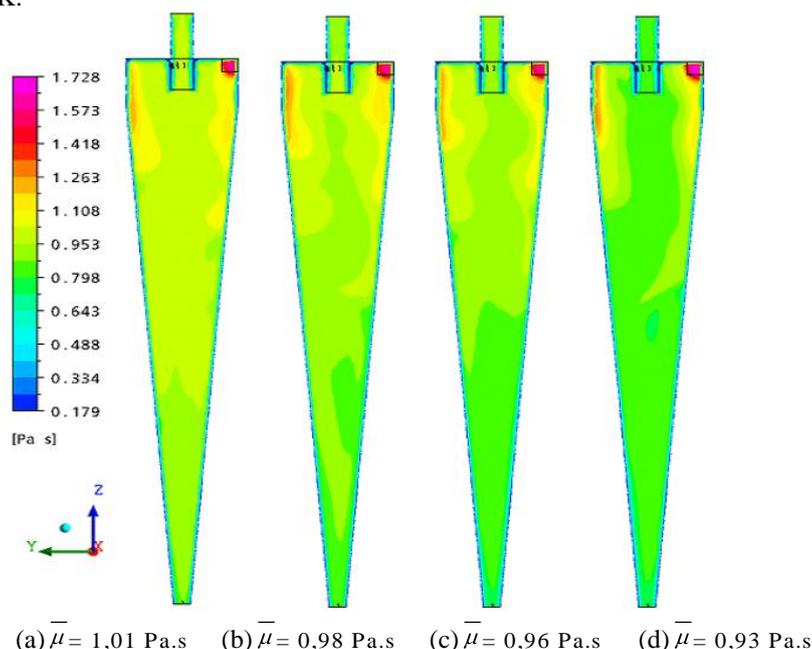


Figura 5: Campo de viscosidade do óleo pesado, para velocidade de entrada de 30 m/s e diâmetros da gota de óleo de: (a) $1 \times 10^{-6} \text{m}$; (b) $1 \times 10^{-5} \text{m}$; (c) $1 \times 10^{-4} \text{m}$; (d) $1 \times 10^{-3} \text{m}$.

3.5. Linhas de fluxo

Nas Figuras 6 e 7 estão representados os comportamentos das linhas de fluxo no hidrociclone para o óleo pesado e a água, respectivamente, considerando a velocidade de entrada 30 m/s e viscosidade em função da temperatura, para diferentes diâmetros da gota de óleo. Estes resultados ilustram claramente o comportamento complexo do escoamento no hidrociclone igualmente relatado na literatura (Xiang e Lee, 2005; Fisher e Flack, 2002; Chiné e Concha, 2000; Svarovsky, 2000). Pode-se observar que, ao se variar o diâmetro da gota de óleo, o comportamento das linhas de fluxo, tanto para a água como para o óleo, são afetados, traduzindo-se numa redução do número de voltas das linhas de fluxo no interior do hidrociclone. Este fato pode ser explicado pela intensidade das forças atuando nas partículas (gotas de óleo), em especial, as de arraste, centrífuga e peso. De acordo com os trabalhos de Farias Neto (1997), Algifri e Bhardwaj (1988), Chiné e Concha (2000) e Simões (2005) esta redução no número de voltas pode ser explicado pelo decréscimo da intensidade turbilhonar que quantifica a razão entre os momentos angular e axial no interior do dispositivo. Quando o momento angular é predominante, observa-se o desaparecimento quase que por completo do movimento circular das linhas de fluxo, como é observado nas proximidades da saída inferior (ou *underflow*).

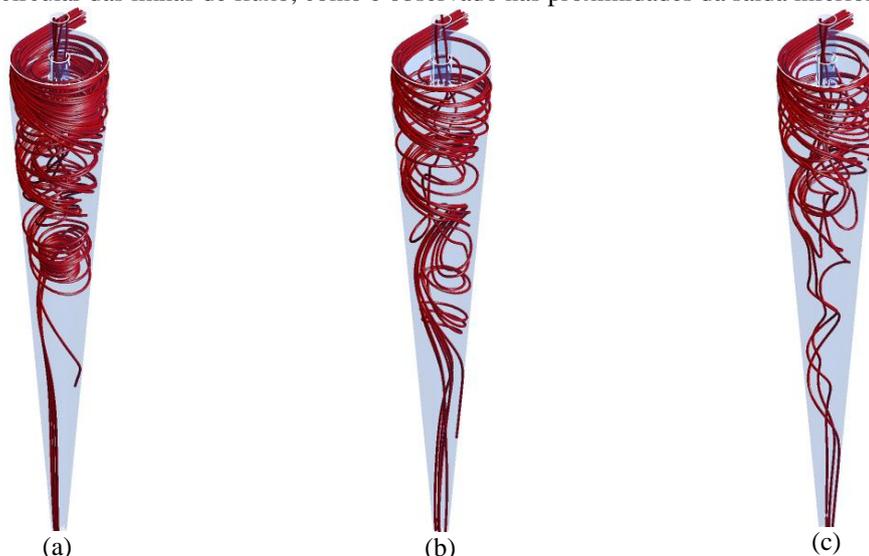


Figura 6: Linhas de Fluxo do óleo pesado para, viscosidade em função da temperatura, velocidade de entrada de 30 m/s e diferentes diâmetros da gota:
(a) 1×10^{-4} m; (b) 1×10^{-5} m; (c) 1×10^{-6} m.

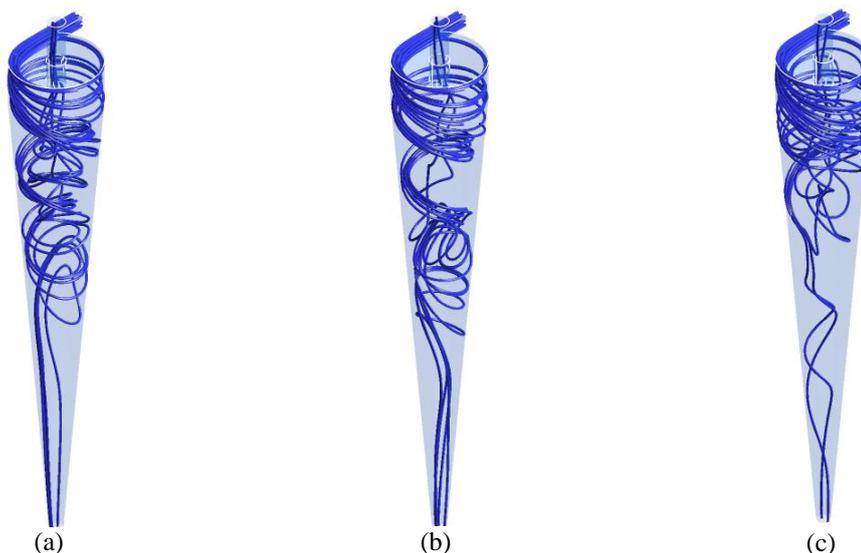


Figura 7: Linhas de Fluxo da água para viscosidade em função da temperatura, velocidade de entrada de 30 m/s e diferentes diâmetros da gota: (a) 1×10^{-4} m; (b) 1×10^{-5} m; (c) 1×10^{-6} m.

3.6. Desempenho de separação

Na análise do efeito do diâmetro da gota de óleo, fixou-se a velocidade de alimentação em 30 m/s. Verifica-se que quanto maior o diâmetro da gota de óleo, maior o efeito da temperatura, pois as gotas maiores absorvendo maior calor favorecem a redução da viscosidade dos fluidos (Souza, 2009). Para diâmetros da gota de óleo de 100×10^{-5} m e velocidade de alimentação de 30 m/s tem-se um valor de 68 % para a eficiência de separação, com o efeito da

temperatura e 66 % considerando-se a viscosidade média dos fluidos (Fig. (8 a)). Já para a velocidade de alimentação de 20 m/s o efeito da temperatura na viscosidade dos fluidos (água/óleo) é maior, aumentando à medida que aumenta o diâmetro da gota de óleo, até atingir um valor de 66% considerando-se o efeito da temperatura na viscosidade dos fluidos e, 62%, considerando o valor médio da viscosidade ambos para o diâmetro de 100×10^{-5} m (Fig. (8 b)). Observou-se um pico semelhante reportado por Barth (1956) mostrado por Fonseca e Secchi (2006), sendo que o mesmo não leva em consideração aos efeitos da temperatura na viscosidade dos fluidos.

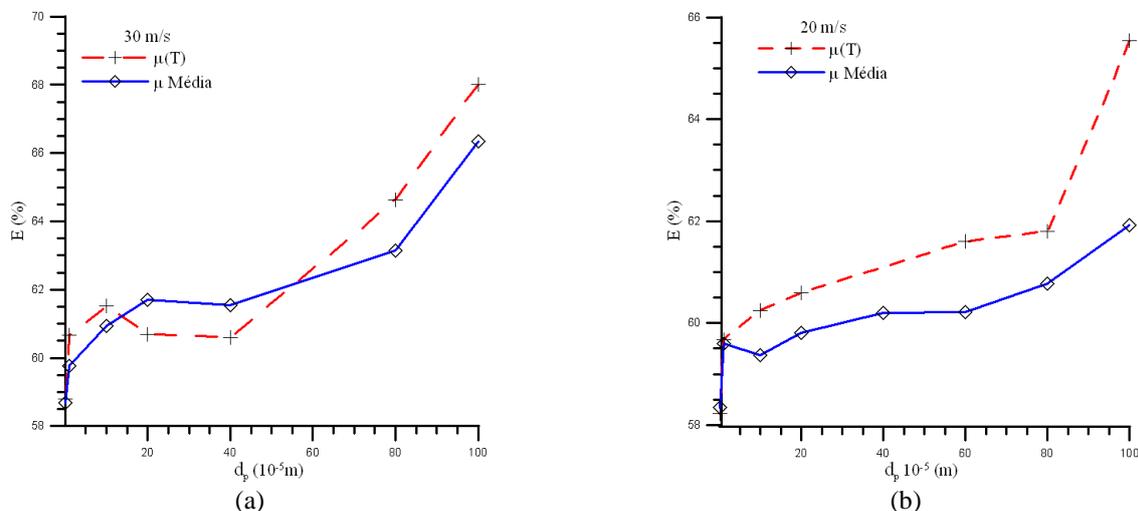


Figura 8: Eficiência de separação água/óleo pesado em função do diâmetro da gota de óleo para velocidade de entrada: (a) de 30 m/s e (b) de 20 m/s.

4. CONCLUSÕES

Com os resultados numéricos da simulação do processo de separação de óleos pesados de uma corrente de águas oleosas via hidrociclone pode-se concluir que:

- ✓ O modelo matemático proposto foi capaz de prever a termofluidodinâmica do processo de separação água-óleo pesado e ultra-viscosos via hidrociclone;
- ✓ Com o aumento da velocidade de entrada de 20 para 30 m/s obteve-se uma queda de pressão de 108411 Pa 249231 Pa respectivamente.
- ✓ O diâmetro da gota de óleo tem um papel importante na termofluidodinâmica da mistura água/óleo pesado no hidrociclone. Observou-se que a eficiência aumenta com o aumento do diâmetro da gota de óleo.
- ✓ A eficiência de separação aumenta com a viscosidade dos fluidos em função da temperatura de 62% para 66% para a velocidade de entrada de 20 m/s e de 66 para 68% para a velocidade de entrada de 30 m/s.
- ✓ A temperatura apresenta pouca influencia na viscosidade dos fluidos em altas vazões de entrada 30 m/s (22,92 m³/h). No entanto o efeito da temperatura no processo de separação aumenta com a diminuição da vazão de entrada.

5. AGRADECIMENTOS

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), ao CNPq, PETROBRÁS, ANP, JBR Engenharia Ltda, FINEP, CTPETRO, CT BRASIL, pelo apoio financeiro dado para a realização deste trabalho.

6. REFERÊNCIAS

- Algifri, A.H., Bhardwaj, R. K., 1988. "Eddy viscosity in decaying swirl flow in a pipe", Applied Scientific Research Vol.45, pp. 287-302.
- Babadagli, T., Al-Bemani, A., 2007. "Investigations on matrix recovery during steam injection into heavy-oil containing carbonate rocks", Journal of Petroleum Science and Engineering Vol. 58, pp. 259–274.
- Barth, W., 1956. "Design and layout of the cyclone separator on the basis of new investigations". Brenn, Warne Kraft Vol. 8 pp. 1-9.
- Bennett, M.A., Williams R.A., 2004. "Monitoring the operation of an oil/water separator using impedance tomography", Minerals Engineering, Vol. 17, pp. 605-614.
- Chiné, B., Concha, F., 2000. "Flow Patterns in conical and cylindrical hydrocyclones", Chemical Engineering Journal, Vol.80, pp.267-273.
- Farias Neto, S. R., 1997. "Simulation numérique des écoulements annulaires non-établis de types axial et tourbillonnaire – cas du transfert de matière", tese de doutorado, Universidade de Nantes, Saint-Nazire, França.
- Fisher, M.J., Flack R.D., 2002. "Velocity distributions in a hydrocyclone separator", Experiments in Fluids, Vol. 32, pp 302-312.

- Fonseca, R.B., Secchi, A.R., 2006. “Comparação de diferentes modelos de ciclones”, Trabalho de Conclusão em Engenharia Química pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS - Brasil.
- Husveg, T., Rambeau, O., Drengstig, T., Bilstad, T., 2007. Performance of deoling hydrocyclone during variables flow rates. Minerals Engineering, Vol. 20, pp. 368-379.
- Matvienko, O.V, Evtuyshkin, E.V., 2007. “Theoretical investigation of the processo of cleaning oil-polluted soil in hydrocyclone apparatuses”. Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol. 80, n°. 3, pp 72-80.
- Meier, H. F., Mori, M., 1998. Gás-Solid flow in cyclones: the Eulerian-Eulerian approach. Computers Chemical Engineering, Vol. 22, pp. s641-s644.
- Mousavian, S.M., Najafi, A.F., 2008. Numerical simulations of gas-liquid-solid flows in a hydrocyclone separator. Arch Appl Mech DOI 10.1007/s00419-008-0237-2
- Narasimha, M., Brennan, M.; Holthman, P.N., 2007. “A review of CFD modeling for performance predictions of hydrocyclone”, Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics, Vol. 1, n° 2, pp. 109-125.
- Narasimha, M., Sriprya, R., Banerjee, P.K., 2005. CFD modelling of hydrocyclone—prediction of cut-size, International Journal of Mineral Processing, Vol.71, n° 1, pp 53-68.
- Nunes, G.C., 2005. “Concepção de unidade de separação trifásica compacta”, Bol. Téc. da Petrobras, Rio de Janeiro, Vol. 48, n° ½, pp.18-24.
- Silva, C. L. Q., 2006. “Ajuste de modelos e previsão do desempenho de hidrociclones na classificação de partículas”, Campina Grande, Dissertação (Mestrado) Universidade Federal de Campina Grande, PB, Brasil.
- Silva, M. K., 2006. “Estudo da modelagem numérica tridimensional de ciclones do tipo lapple para separação gás-óleo”, Florianópolis-Sc, Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química.
- Simões, A.M.B.M., 2005. “Separação de água-óleo derramado no mar usando hidrociclone: Um estudo numérico da intensidade turbilhonar provocado pelo duto de alimentação”, Dissertação de Mestrado, Engenharia Química, Universidade Federal de Campina Grande, PB- Brasil.
- Souza, J. S., 2009. “Estudo numérico da termofluidodinâmica da separação de óleos pesados de uma corrente águas oleosas via hidrociclone”, Dissertação de Mestrado, Engenharia Química, Universidade Federal de Campina Grande, PB- Brasil.
- Svarovsky, L., 2000. “Solid-Liquid Separation”, Chemical Engineering Series, 4nd ed., Butterworths, London.
- Xiang, R.B e Lee, K. W., 2005. “Numerical study of flow field in cyclones of different height”, Chemical Engineering and Proessing, Vol.44, pp. 877-883.

7. DIREITOS AUTORAIS

NON-ISOTHERMAL SEPARATION WATER/OIL AND ULTRA-VISCOUS VIA HYDROCYCLONES - MODELING AND SIMULATION

Josedite Saraiva de Souza, eng.josedite@hotmail.com¹
Acto de Lima Cunha, actolimacunha@yahoo.com.br¹
Severino Rodrigues de Farias Neto, fariasn@deq.ufcg.edu.br¹
Fabiana Pimentel Macêdo Farias, fabiana.pimentel@pq.cnpq.br²
Antonio Gilson Barbosa de Lima, Gilson@dem.ufcg.edu.br²

¹ Federal University of Campina Grande Technology and Sciences Center Department of Chemistry Engineering Av: Aprígio Veloso, 82, Bodocongó CEP 58429 – 900 Campina Grande – PB, Brazil

² Federal University of Campina Grande Technology and Sciences Center Department of Mechanical Engineering Av: Aprígio Veloso, 82, Bodocongó CEP 58429 – 900 Campina Grande – PB, Brazil

Abstract: *One of the main concerns of the petroleum industry is the treatment of produced water due to its large volume and presence of oil. The produced oil composed by organic and inorganic components, often highly toxic, dissolved solid and chemicals products that can lead to different environmental impacts. Therefore, the disposals this water in the environment have suffered restrictions increasingly constrained by environmental agencies because of the exposure of living organisms to concentrations of these contaminants. A device many used to treat produced water is the hydrocyclone. It has attracted the interest of the petroleum industry for its simplicity, easy construction and maintenance, low operating cost, no moving parts, among others. In this sense, the purpose of this study is to simulate the non-isothermal separation process of water and heavy-oil by hydrocyclone via the software ANSYS CFX 11. We consider two-phase flow of water-heavy oil and ultra-viscous, three-dimensional, transient, non-isothermal, in the turbulent regime. Results of the pressure, velocity, volume fraction, viscosity and streamlines distribution inside the hydrocyclone are presented, analyzed and discussed. The hydrocyclone presented an separation efficiency 65 and 68% for inlet fluid velocity of 20 and 30 m/s, respectively.*

Keywords: *heavy oil, separation efficiency, hydrocyclone, CFD.*