



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**



ENDYARA DE MORAIS CABRAL

**SEPARAÇÃO ÓLEO-ÁGUA EM HIDROCICLONES: AVALIAÇÃO
HIDRODINÂMICA VIA CFD**

**CAMPINA GRANDE – PB
2019**

ENDYARA DE MORAIS CABRAL

**SEPARAÇÃO ÓLEO-ÁGUA EM HIDROCICLONES: AVALIAÇÃO
HIDRODINÂMICA VIA CFD**

Dissertação de Mestrado
apresentada ao Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica
da Universidade Federal de Campina
Grande como requisito para a
obtenção do título de Mestre em
Engenharia Mecânica.

Orientadores: Prof. Dr. Antonio Gilson Barbosa de Lima
Prof^a. Dr^a. Josedite Saraiva de Souza

CAMPINA GRANDE – PB
2019

C117s Cabral, Endyara de Morais.
Separação óleo-água em hidrociclones: avaliação hidrodinâmica via
CFD / Endyara de Morais Cabral. – Campina Grande, 2020.
114 f. : il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade
Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, 2019.
"Orientação: Prof. Dr. Antonio Gilson Barbosa de Lima, Profa. Dra.
Josedita Saraiva de Souza".
Referências.

1. Hidrociclone. 2. Separação. 3. Performance. 4. Simulação
Numérica. 5. CFD. 6. Fenômenos de Transporte e Energia. I. Lima,
Antonio Gilson Barbosa de. II. Souza, Josedita Saraiva de. III. Título.

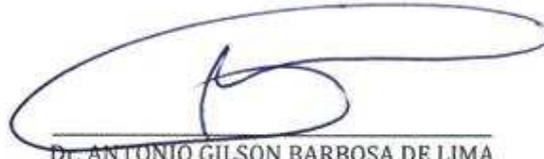
CDU 621.928.3(043)

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECÁRIA SEVERINA SUELI DA SILVA OLIVEIRA CRB-15/225

SEPARAÇÃO ÓLEO-ÁGUA EM HIDROCICLONES: AVALIAÇÃO HIDRODINÂMICA VIA CFD.

ENDYARA DE MORAIS CABRAL

Dissertação Aprovada em 21/11/2019 pela Banca Examinadora constituída dos seguintes membros:



Dr. ANTONIO GILSON BARBOSA DE LIMA

CPF: 436.676.604-30

(ORIENTADOR)



Dr. JOSEDITE SARAIVA DE SOUZA

CPF: 075.243.857-30

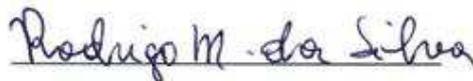
(ORIENTADORA)



Dr. SEVERINO RODRIGUES DE FARIAS NETO

CPF: 228.490.864-15

(EXAMINADOR INTERNO)



Dr. RODRIGO MOURA DA SILVA

CPF: 036.389.684-80

(EXAMINADOR EXTERNO)

DEDICATÓRIA

*A Deus, a minha família
e a todos que amo.*

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, sou grata a Deus, que me dá forças e enche o meu viver de ânimo, guiando meus passos e capacitando-me para os desafios da vida pessoal e profissional. Aos meus pais, que desde sempre me apoiaram na busca de conhecimento e crescimento acadêmico. Por serem eles o meu exemplo de dedicação, trabalho e esforço, minhas conquistas pertencem a eles. Aos meus familiares em geral, que mesmo distante fisicamente e com poucos e breves encontros anuais, sempre torcem e acreditam em mim. A Táciito, que viu mais de perto os choros e risos desta caminhada, e contribuiu em cada um desses momentos para que meus olhos se mantivessem firmes no objetivo. Seu cuidado foi essencial. Aos demais, amigos-irmãos, que se alegram comigo nesta conquista: Leylla e Allisson, Leonara, Luana, João Victor, Safyra, Thiago, Yasmin, Lia (e Benjamin e Júnior), Fátima (e família), Laíse, Vevé (e família).

Ao meu orientador Prof. Dr. Antonio Gilson Barbosa de Lima pelos conhecimentos passados, sua disponibilidade e todo cuidado durante o desenvolvimento desta pesquisa, como também à minha orientadora Prof.^a Josedite Saraiva de Souza, sua paciência e dedicação foram essenciais suportes para que este trabalho fosse completo.

Aos colegas e amigos que fazem parte do LCTF/UAEM/UFCG, e do programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, sou grata pelo coleguismo partilhado esses anos: Balbina, Gicélia, Hortência, Kaline, Laís, Renata, Tuana, Bruno, Ricardo e Túlio. A todos os professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica que foram uma mão-amiga em cada passo por onde passei.

À banca examinadora desta dissertação, a quem devo muita admiração e respeito, pelas discussões, comentários e sugestões atribuídos.

A CAPES, pelo suporte financeiro.

*Porque ainda que a figueira
não floresça, nem haja fruto na
vide; ainda que decepcione o
produto da oliveira, e os campos
não produzam mantimento; ainda
que as ovelhas da malhada sejam
arrebatadas, e nos currais não
haja gado; Todavia eu me
alegrarei no Senhor; exultarei no
Deus da minha salvação.”*

(Habacuque 3:17,18)

RESUMO

CABRAL, Endyara de Moraes. **SEPARAÇÃO ÓLEO-ÁGUA EM HIDROCICLONES: AVALIAÇÃO HIDRODINÂMICA VIA CFD.** 2019. 114f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande. 2019.

Hidrociclones são equipamentos usados em processos de separação. São considerados eficientes, compactos, seguros, de simples construção e manutenção, e baixo custo, quando comparados a outros equipamentos de semelhante aplicação. Tais características os torna viável para ser aplicado na indústria de petróleo, em especial na separação óleo-água. Diante disso, este trabalho tem como objetivo analisar numericamente o processo de separação da mistura óleo-água em um hidrociclone, quanto ao seu aspecto fluidodinâmico. Adotou-se escoamento em regime permanente, bifásico, isotérmico e incompressível, em uma abordagem Euleriana utilizando as equações de conservação de massa e quantidade de movimento linear, e o modelo de turbulência RNG $k-\varepsilon$. Para a solução numérica das equações governantes utilizou-se o *software* Ansys CFX. Foram avaliados os efeitos da velocidade de entrada da mistura, fração volumétrica de óleo na corrente de alimentação e diâmetro de gota de óleo, na performance do equipamento. Dos resultados obtidos verificou-se que, fixada a configuração geométrica do equipamento, um aumento na velocidade de entrada da mistura fluida, fração volumétrica de óleo e o diâmetro da gota de óleo aumentam a eficiência de separação do equipamento, atingindo valores maiores que 98%.

Palavras-chave: Hidrociclone, separação, performance, simulação numérica, CFD.

ABSTRACT

CABRAL, Endyara de Moraes. **OIL-WATER SEPARATION IN HYDROCYCLONE: HYDRODYNAMIC ANALYSIS VIA CFD.** 2019. 114f. Dissertation (Master in Mechanical Engineering) –Federal University of Campina Grande, Campina Grande. 2019.

Hydrocyclones are equipment used in separation processes. They are considered to be efficient, compact, safe, of simple construction and maintenance, and low cost, when compared to other equipment used in similar application. Such characteristics make them feasible to be applied in the oil industry, especially in oil-water separation. Therefore, this work aims to numerically analyze the separation process of the oil-water mixture in a hydrocyclone, regarding its fluid dynamic aspect. Flow in steady-state regime, two-phase, isothermal and incompressible was adopted. In the study, the Eulerian approach using the mass and momentum conservation equations, and the RNG k - ϵ turbulence model were used. For the numerical solution of the governing equations, the Ansys CFX software was used. The effects of the inlet velocity of the fluid mixture, volumetric fraction of oil in the feed stream and diameter of oil drop, on the performance of the equipment were evaluated. From the results obtained, it was found that, once the geometric configuration of the equipment was fixed, an increase in the inlet velocity of the fluid mixture, volumetric fraction of oil and the diameter of the oil drop increase the separation efficiency of the equipment, reaching values greater than 98%.

Keywords: Hydrocyclone, separation, performance, numerical simulation, CFD.

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 -Condições de contorno para as simulações.....	74
Tabela 3.2 -Propriedades físico-químicas.....	74
Tabela 3.3 - Número de elementos e parâmetros operacionais utilizados no teste.....	75
Tabela 3.4 - Casos simulados.....	75
Tabela 4.1 - Resultados de eficiência de separação.....	82

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 -Separador gravitacional convencionalmente utilizado na indústria de petróleo	25
Figura 2.2 -Processamento primário com a utilização de separadores trifásicos	26
Figura 2.3 -Emulsões A/O E O/A.....	28
Figura 2.4 -Centrífuga industrial	30
Figura 2.5 -Centrífuga industrial (funcionamento).....	31
Figura 2.6 -Diagrama de forças para a sedimentação de partícula em meio fluido	33
Figura 2.7 -Número de publicações e citações relacionadas a ciclones nos últimos 20 anos, obtido pela <i>Web of Science Core Collection</i> com utilização de palavras-chave	37
Figura 2.8 -Características geométricas de um hidrociclone	38
Figura 2.9 -Hidrodinâmica em um hidrociclone	39
Figura 2.10 -Modelagem de vórtice reverso de um hidrociclone.....	41
Figura 2.11 -Relação entre tamanho de partículas e posição radial no hidrociclone	42
Figura 2.12 -Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 30mm.....	42
Figura 2.13 -- Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 590mm	43
Figura 2.14 -Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 590mm.....	43
Figura 2.15 -Curto-circuito em hidrociclones.....	44
Figura 2.16 -Ocorrência de curto-circuito em estudo com Fluidodinâmica Computacional	45
Figura 2.17 -Zona de recirculação em hidrociclones	46
Figura 2.18 -Região de velocidade axial nula.....	47
Figura 2.19 -Relação entre tamanho de gotículas e posição radial em um hidrociclone para diferentes vazões	48
Figura 2.20 -Distribuição da velocidade axial em diferentes posições verticais.....	49

Figura 2.21 -Distribuição da velocidade radial em diferentes posições verticais	50
Figura 2.22 -Distribuição da velocidade tangencial em diferentes posições verticais.	51
Figura 2.23 -- Hidrociclone de dois estágios.....	53
Figura 2.24 -Malha numérica do hidrociclone com raio de curvatura na entrada	54
Figura 2.25 -Eficiência de separação para diferentes fatores estudados (comparação entre hidrociclone convencional e hidrociclone filtrante-cônico)	55
Figura 2.26 -Distribuição de eficiência granulométrica para diferentes diâmetros de partícula, com $R_f=10\%$	60
Figura 2.27 -Distribuição de eficiência granulométrica reduzida para diferentes diâmetros de partícula.....	61
Figura 2.28 -Distribuição de eficiência granulométrica reduzida em função do diâmetro de corte reduzido.....	62
Figura 3.1 -Fluxograma metodológico	64
Figura 3.2 -Aspectos geométricos do hidrociclone usado na pesquisa.....	70
Figura 3.3 -- Malha numérica do hidrociclone: (a) visão geral; (b) saída inferior; (c) seção cilíndricas e entradas de seção retangular	72
Figura 4.1 -Cotas utilizadas para geração de resultados no teste de malha	76
Figura 4.2 -Velocidade axial ao longo da posição x, à altura y= -110 mm, para diferentes malhas	77
Figura 4.3 -Velocidade axial ao longo da posição x, à altura y= -320 mm, para diferentes malhas.	77
Figura 4.4 -Velocidade axial ao longo da posição x, à altura y= -600 mm, para diferentes malhas	78
Figura 4.5 -Velocidade tangencial ao longo da posição x, à altura y= -110 mm, para diferentes malhas.....	79
Figura 4.6 -Velocidade tangencial ao longo da posição x, à altura y= -320 mm, para diferentes malhas.....	79
Figura 4.7 -Velocidade tangencial ao longo da posição x, à altura y= -600 mm, para diferentes malhas.....	80

Figura 4.8 -Campos de pressão no plano XY: (a) caso 1; (b) caso 4; e (c) caso 7	83
Figura 4.9 -Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 1: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm	84
Figura 4.10 -Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 4: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm.....	85
Figura 4.11 -Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 7: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm	86
Figura 4.12 -Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 1...	87
Figura 4.13 -Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 4...	87
Figura 4.14 -Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 7...	87
Figura 4.15 -Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 1, 2 e 3	89
Figura 4.16 -Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 4, 5 e 6	90
Figura 4.17 -Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 7, 8 e 9	90
Figura 4.18 -Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 1; (b) caso 2 e (c) caso 3.....	91
Figura 4.19 -Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 4; (b) caso 5 e (c) caso 6.....	92
Figura 4.20 -Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 7; (b) caso 8 e (c) caso 9.....	93
Figura 4.21 -Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 1: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm.....	94

Figura 4.22 -Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 4: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm	95
Figura 4.23 -Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 7: (a) na saída do <i>overflow</i> , em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do <i>underflow</i> , em $Y = -930$ mm.....	96
Figura 4.24 -Linhas de corrente de água (cor cinza) e óleo (cor vermelha): (a) caso 1; (b) caso 4; e (c) caso 7	98
Figura 4.25 -Campo de vetor velocidade para o caso 1: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.....	100
Figura 4.26 -Campo de vetor velocidade para o caso 4: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.....	101
Figura 4.27 -Campo de vetor velocidade para o caso 7: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.....	102

LISTA DE SÍMBOLOS

A_C	Área característica da partícula	[m ²]
ρ_f	Massa específica da fase contínua	[kg/m ³]
C_A	Coeficiente de arrasto	[-]
v_r	Velocidade resultante da partícula	[m/s]
F_r	Força resultante da partícula	[N]
F_c	Força de campo	[N]
m_p	Massa da partícula	[Kg]
a_r	Aceleração resultante	[m/s]
V_p	Volume da partícula	[m ³]
a_c	Aceleração de campo	[m/s ²]
E	Empuxo	[N]
F_{A0}	Força de atrito na condição inicial	[N]
F_{A1}	Força de atrito após a condição inicial	[N]
	Força de atrito na condição de equilíbrio	
F_{A2}	dinâmico	[N]
t_0	Instante de tempo inicial	[Pa]
t_1	Instante de tempo após o inicial	[s]
t_1	Tempo após atingir a condição de equilíbrio	[s]
Re	Número de Reynolds	[-]
ρ_p	Massa específica da partícula	[kg/m ³]
\bar{U}	Vetor velocidade	[m/s]
μ_f	Viscosidade da fase contínua	[Pa/s]
C_d	Coeficiente de arrasto	[N]
d_p	Diâmetro da partícula	[m]
ω_{rad}	Velocidade angular	[m/s]
U_y	Componente axial da velocidade	[m/s]
U	Componente radial da velocidade	[m/s]
U_θ	Componente tangencial da velocidade	[m/s]
r	Distância em relação ao centro	[m]
Fv_{novo}	Fração volumétrica de óleo depois da quebra	[-]

Fv	Fração volumétrica de óleo antes da quebra	[-]
Q	Vazão volumétrica na alimentação	[m ³ /s]
πRc^2	Área transversal nominal	[m ²]
E_T	Eficiência total	[-]
W_{SU}	Vazão mássica de sólidos no <i>underflow</i>	[kg/s]
W_S	Vazão mássica de sólidos na alimentação	[kg/s]
W_{DO}	Vazão mássica de óleo no <i>overflow</i>	[kg/s]
W_D	Vazão mássica de óleo na alimentação	[kg/s]
E'_T	Eficiência reduzida de separação	[-]
R_f	Razão de líquido	[-]
Q_o	Vazão mássica da fase contínua no <i>overflow</i>	[kg/s]
Q	Vazão mássica da fase contínua na alimentação	[kg/s]
C_{vo}	Concentração volumétrica do óleo no <i>overflow</i>	[-]
C_v	Concentração volumétrica de óleo na alimentação	[-]
C_{vu}	Concentração volumétrica de óleo no <i>underflow</i>	[-]
G	Eficiência granulométrica	[-]
G'	Eficiência granulométrica reduzida	[-]
f_α	Fração volumétrica da fase α	[-]
f_β	Fração volumétrica da fase β	[-]
ρ_α	Massa específica da fase α	[kg/m ³]
$\Gamma_{\alpha\beta}$	Fluxo mássico interfacial	[kg/s]
S_M	Fonte de massa	[-]
\vec{U}_α	Vetor velocidade da fase α	[m/s]
\vec{U}_β	Vetor velocidade da fase β	[m/s]
μ_{ef}	Viscosidade efetiva	[Pa.s]
μ_t	Viscosidade Turbulenta	[Pa.s]
\vec{M}_α	Força interfacial da fase α	[N]
$\vec{M}_{\alpha\beta}^D$	Força de arraste interfacial	[N]
$\vec{M}_{\alpha\beta}^L$	Força de sustentação	[N]
$\vec{M}_{\alpha\beta}^{LUB}$	Força de lubrificação	[N]
$\vec{M}_{\alpha\beta}^{VM}$	Força de massa virtual	[N]

$\vec{M}_{\alpha\beta}^{TD}$	Força de dissipação turbulenta	[N]
\vec{M}_S	Força devido a pressão de sólidos	[N]
k	Energia cinética turbulenta	[-]
ε	Taxa de dissipação da energia cinética turbulenta	[-]
$C_{\varepsilon1RNG}$	Constante do modelo de turbulência	[-]
$C_{\varepsilon2RNG}$	Constante do modelo de turbulência	[-]
P_k	Produção de energia cinética turbulenta	[kg/ms ³]
P_{kb}	Produção de flutuação	[kg/ms ³]
β_{RNG}	Constante do modelo de turbulência	[-]
$C_{\mu RNG}$	Constante do modelo de turbulência	[-]
σ_{kRNG}	Constante do modelo de turbulência	[-]
$\sigma_{\varepsilon RNG}$	Constante do modelo de turbulência	[-]

SUMÁRIO

CAPÍTULO I.....	20
1 INTRODUÇÃO	20
1.1 Objetivos.....	23
1.1.1 Objetivo geral.....	23
1.1.2 Objetivos específicos	23
CAPÍTULO 2.....	24
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	24
2.1 Processamento primário	24
2.2 Emulsões	27
2.3 Separadores centrífugos.....	29
2.3.1 Princípio físico: lei de stokes.....	31
2.4 Hidrociclones.....	36
2.4.1 A hidrodinâmica no interior do hidrociclone.....	38
2.4.2 Distribuição de velocidades	49
2.4.3 Fatores que afetam a separação.....	52
2.4.4 Separação óleo-água	56
2.4.5 Cálculo da eficiência de separação.....	58
CAPÍTULO 3.....	63
3 METODOLOGIA	63
3.1 Descrição do problema.....	63
3.2 Fluxograma Metodológico	63
3.3 Equacionamento do escoamento bifásico	64
3.3.1 Conservação da massa.....	64
3.3.2 Conservação do momento linear.....	65
3.3.3 Modelo de turbulência da fase contínua RNG $k-\varepsilon$	66
3.3.4 Modelo matemático proposto.....	68
3.4 A geometria	69
3.5 Malha numérica.....	72
3.6 Condições de contorno.....	74
3.7 Propriedades físico-químicas das fases	74
3.8 Casos estudados	74
3.9 Eficiência de separação	76
CAPÍTULO 4.....	77
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	77

4.1 Teste de independência de malha	77
4.2 Hidrodinâmica do hidrociclone.....	81
4.2.1 Performance de separação.....	81
4.2.2 Parâmetros hidrodinâmicos	83
4.2.2.1 Campos de pressão	83
4.2.2.2 Perfis de fração volumétrica	89
4.2.2.3 Linhas de corrente	98
4.2.2.4 Campos de vetor velocidade	100
CAPÍTULO 5.....	104
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS	104
5.1 Conclusões	104
5.2 Sugestões para futuras pesquisas.....	104
REFERÊNCIAS.....	106

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A migração e acumulação de óleo, gás e água no interior de um reservatório de petróleo é um processo que ocorre em um intervalo de milhões de anos e, a depender da pressão e do local em que se encontra o petróleo acumulado, há a segregação destes fluidos em diferentes fases, de acordo com suas massas específicas, devido à ação da gravidade. A presença de água no reservatório está diretamente ligada à formação das bacias sedimentares, e ao processo de origem do próprio petróleo (VIEIRA, 2016). Desta forma, é comum encontrar o gás natural ocupando regiões superiores no interior do reservatório, o óleo - podendo este ainda conter hidrocarbonetos gasosos dissolvidos - localizado em porção mediana e a água ocupando as partes mais profundas deste, a considerar as condições termodinâmicas que garantam a imiscibilidade entre esses fluidos.

Por conta da disposição dos fluidos no reservatório, e de suas propriedades, não apenas petróleo e gás são produzidos, mas também é possível que haja produção de água e sedimentos em suspensão (areia e outras impurezas sólidas, a exemplo de materiais provenientes de processos de corrosão e de incrustação pela sedimentação de inorgânicos). Assim, via de regra, nenhuma destas fases é produzida isoladamente e, ocorrendo a produção de petróleo e/ou gás - frações de interesse econômico -, tal produção estará sempre relacionada à presença destes compostos, requerendo a existência de etapas de separação no processamento primário, especialmente para aqueles compostos que representam riscos à garantia de escoamento e, em caso de acidentes, ao meio ambiente.

A presença e as quantidades das fases (líquido-gás) em produção dependem das condições termodinâmicas e características dos fluidos, sofrendo modificações no decorrer da idade produtiva do reservatório. Isto acontece em especial para o volume de produção de água, à medida que a produção avança e o volume de óleo produzido declina.

Nesse sentido, é importante destacar que esse volume de água produzida (AP) merece um cuidado pois, dentre os contaminantes mais indesejáveis presentes na produção, é a água que apresenta maiores dificuldades para ser removida. Isso acontece devido não apenas ao seu elevado volume de produção, mas também à forma - emulsionada - em que pode estar presente na fase líquida (PETROBRAS, 2007). A presença de água nas tubulações de produção de petróleo pode ocasionar a formação cristais de hidratos e a sedimentação de sais, que representam um risco por sua capacidade de restrição de linhas de fluxo, se oferecidas condições de temperatura e pressão favoráveis, o que aumenta significativamente os custos de produção. Além disso, há outro fator que requer atenção em relação à AP: considerando a presença de poluentes nessa corrente de água, há a necessidade de sua adequação às normas ambientais, as quais variam de acordo com o destino final que será dado a este efluente.

Pode existir, ainda, um interesse quanto à recuperação do óleo emulsionado na AP por possuir importância de caráter econômico, uma vez que quantidades significativas de óleo estão presentes na água, devendo ser extraídas na etapa de tratamento (THOMAS, 2004).

Em se tratando da destinação final, as opções que usualmente são escolhidas para emprego da AP são o descarte, injeção e o reuso. No entanto, para qualquer que seja o destino determinado, torna-se indispensável o seu tratamento, a fim de minimizar os danos ao meio ambiente, às tubulações e equipamentos empregados na produção do óleo, ou até mesmo, reutilizar sem causar prejuízos aos processos nos quais a AP será utilizada (MOTTA, 2013).

De acordo com Vieira (2016), com a maturidade do campo, o volume de água produzido pode superar 95% do volume total da produção. Diante disso, ao atingir etapas avançadas de produção do petróleo, deve haver uma intensa preocupação tanto quanto à manutenção do funcionamento dos poços (receita), como em relação ao gerenciamento da água produzida (custo). O petróleo e o gás constituem os produtos de valor comercial (ativos), enquanto a água é um resíduo da produção (passivo). Quando o valor do ativo circulante é menor que o do passivo circulante, significa que o capital de giro líquido é negativo, indicando uma situação de risco econômico para a indústria. Isso significa que,

uma vez que o volume de água produzida se torna suficientemente alto, os gastos com seu tratamento e descarte podem tornar a atividade inviável, sendo necessário estimular o poço de outra forma, ou abandoná-lo. Daí a importância de tornar os custos relacionados à água produzida cada vez menores.

Diante de tantos desafios, desenvolvimento de equipamentos e processos que atuem na separação e tratamento da AP, portanto, constitui um aspecto de grande interesse para uma indústria, viabilizando a manutenção das atividades de um poço, a segurança das instalações de produção e a destinação ecologicamente responsável do resíduo. Diante disso, os hidrociclones vêm se mostrando equipamentos eficientes, compactos, seguros, de simples construção e manutenção e baixo custo quando comparados a outros de semelhantes aplicações, para a separação óleo-água. Tais características os torna de grande valor para as pesquisas e indústrias que o setor de petróleo abrange.

Com o advento das tecnologias computacionais, a fluidodinâmica computacional é um artifício cada vez mais utilizado para o estudo dos hidrociclones voltados para a separação óleo-água, com o objetivo de entender detalhadamente o comportamento do escoamento e a influência das variáveis geométricas (MELDRUN, 1987; CHU *et al.*, 2000; BELAIDI e THEW, 2003; NOROOZI e HASHEMABADI, 2011; ALVES, 2012), ou das condições de operação (HEYES *et al.*, 1985; MELDRUN, 1987; BENNETT e WILLIAMS, 2004; HUSVEG *et al.* 2007) sobre a eficiência de separação do equipamento. Além disso, verifica-se na literatura uma dificuldade de obtenção de determinados dados experimentais, como por exemplo, nos estudos de turbulência e nas análises da componente radial de velocidade, em que o grau de incerteza associado costuma ser alto (MARINS,2007). Assim, as ferramentas de simulação computacional aplicadas aos estudos de tais equipamentos se tornam extremamente vantajosos.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Analisar numericamente o processo de separação óleo-água em hidrociclones, considerando os seus aspectos fluidodinâmicos.

1.1.2 Objetivos específicos

Como objetivos específicos, pode-se citar:

- a) Definir um modelo matemático que descreva a hidrodinâmica da separação óleo-água em um hidrociclone;
- b) Avaliar resultados de campos de pressão e fração volumétrica das fases, vetores de velocidade e linhas de corrente no interior do equipamento;
- c) Analisar o escoamento óleo-água no interior do hidrociclone;
- d) Avaliar a influência do diâmetro da gota, da velocidade e fração de óleo na entrada sobre a eficiência do equipamento.

CAPÍTULO 2

REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Processamento primário

Após sair do reservatório, a produção de diferentes poços é direcionada aos *manifolds* de produção, os quais são utilizados para convergir as linhas de fluxo e combinar as vazões desses poços, direcionando os fluidos para as facilidades da unidade estacionária de produção, onde será realizado o processamento primário (CASTIÑEIRA, 2014), em que a primeira etapa de interesse da indústria de petróleo é a separação.

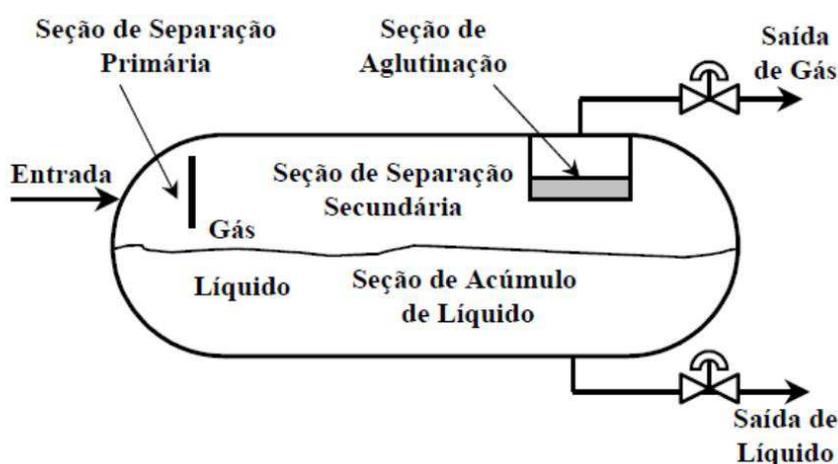
Convencionalmente, a separação das fases no processamento primário é realizada com o auxílio de equipamentos chamados separadores gravitacionais. Este equipamento é dotado de vários dispositivos internos para aumentar a eficiência de separação. Alguns exemplos são os defletores de entrada, quebradores de espuma, de ondas e de vórtice, extrator de névoa ou *demister*. Pode-se dizer que são quatro as seções de um separador típico: seção de separação primária, de acumulação (ou de coleta de líquido), de separação secundária (ou de decantação) e de aglutinação (PETROBRAS, 2007).

Ao entrar no equipamento, na seção primária, o fluido sofre uma mudança brusca de velocidade e direção do fluxo, ao chocar-se contra placas defletoras. Esta seção tem como objetivo diminuir a turbulência entre as fases gasosa e líquida, e com a variação do momento, provocar a separação das fases (REQUENA e RODRÍGUEZ, 2006). É na seção primária que a maior parte do líquido é separada, acumulando-se no fundo do vaso, onde ocorre a chamada seção de acumulação de líquido. Nesta seção, as maiores gotículas de óleo são separadas por decantação, permanecendo nela por um tempo de retenção de 3 a 4 minutos, suficiente para permitir também a separação do gás remanescente e, nos casos dos separadores trifásicos, de grande parte da água (PETROBRAS, 2007).

Arrastadas pela corrente gasosa, algumas gotículas de líquido são separadas na seção de aglutinação (próximo à saída do gás) através de meios

porosos que, por possuírem grande área de contato, proporcionam a coalescência e decantação das gotas. Por fim, a pressão no separador é mantida por um dispositivo que atua regulando o fluxo de saída do gás na parte superior e o líquido separado, da seção de acumulação, deixa o vaso através de uma válvula de descarga, cuja abertura ou fechamento é efetuado através de um controlador de nível (PETROBRAS, 2007). A Figura 2.1 ilustra um separador convencional utilizado na indústria de petróleo.

Figura 2.1- Separador gravitacional convencionalmente utilizado na indústria de petróleo.



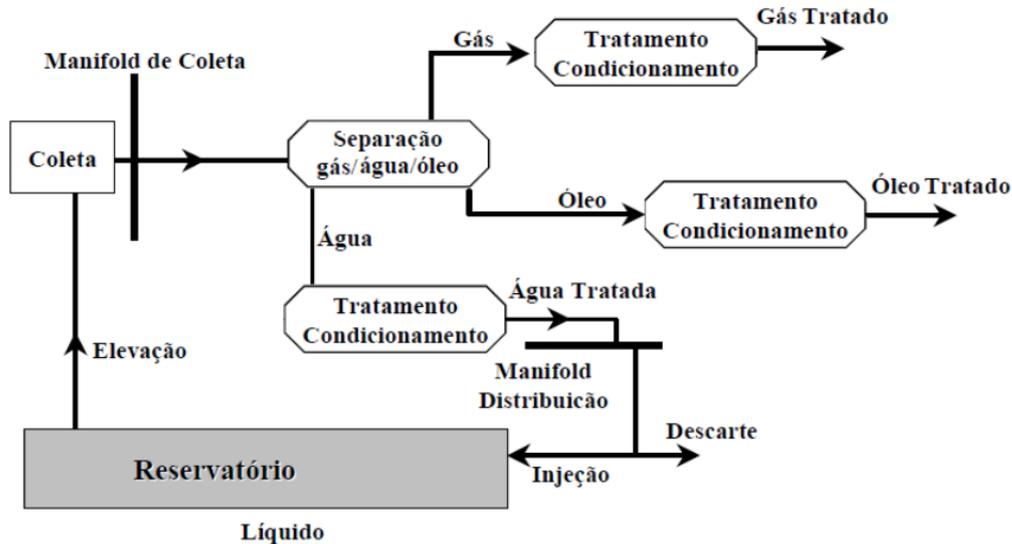
Fonte: Petrobras (2007).

A fase gasosa, após ser separada, precisa receber tratamento para remoção de contaminantes e aumento de pressão para que seja enviada ao seu destino, seja este, a exportação ao continente ou, a reinjeção no próprio reservatório. A corrente aquosa receberá tratamento e condicionamento, incluindo a remoção de óleo residual, para que seja descartada, reutilizada ou reinjetada e, para cada destino desse, aplica-se tratamentos específicos de modo a atender às normas ambientais vigentes. Por fim, a fase óleo também receberá o devido tratamento e condicionamento para a retirada dos contaminantes que podem causar danos às instalações e processos e, em seguida, é exportado ao continente pois, juntamente com o gás, constitui interesse econômico para a indústria.

Um diagrama do processamento primário está ilustrado na Figura 2.2, no qual é possível verificar todo o caminho desde coleta dos fluidos originados do

reservatório, passando pela separação trifásica, até a destinação das fases separadas, após seu devido tratamento.

Figura 2.2-Processamento primário com a utilização de separadores trifásicos.



Fonte: Petrobras (2007).

Assim, a etapa de processamento primário de petróleo, tem como objetivos (BRASIL *et al.*, 2011; THOMAS, 2004):

- Separar as fases e tratá-las: tendo como propósito evitar problemas durante o escoamento da produção e condicionar as correntes produzidas e os resíduos de acordo com as especificações dos órgãos ambientais;
- Retirar as impurezas: selecionando os compostos economicamente viáveis;
- Facilitar o transporte: tratando todas as fases diferentemente, por exigirem diferentes condições de transporte;
- Diminuir problemas de incrustação e corrosão: decorrente do fato de, no escoamento de fluidos produzidos na indústria de petróleo, diferentes gases corrosivos serem encontrados, além dos próprios materiais metálicos que constituem os dutos. Estes compostos, na presença de água, podem ocasionar corrosão em tubulações, além de incrustações que também são causadas pela presença de água carregada em sais, os quais, dependendo das condições termodinâmicas, podem se precipitar e se acumular nos equipamentos de produção;

- Aumentar vida útil de equipamentos: atuando-se na prevenção da corrosão, a consequência é o aumento de vida útil das tubulações e outros equipamentos e com isso, a garantia do escoamento.

Ainda que convencionalmente os separadores gravitacionais sejam adotados, os hidrociclones podem atuar no processamento primário em substituição a eles, trabalhando em série, para a separação da produção assim que esta chega, através dos poços, à planta de processamento (ARAÚJO, 2015), ou, após essa separação inicial, no tratamento da água produzida removendo o óleo residual (THOMAS, 2004). Hidrociclones apresentam inúmeras vantagens quando aplicados a estes processos principalmente quanto à sua capacidade de remoção de emulsões (MORAES apud FREITAS, 2009).

2.2 Emulsões

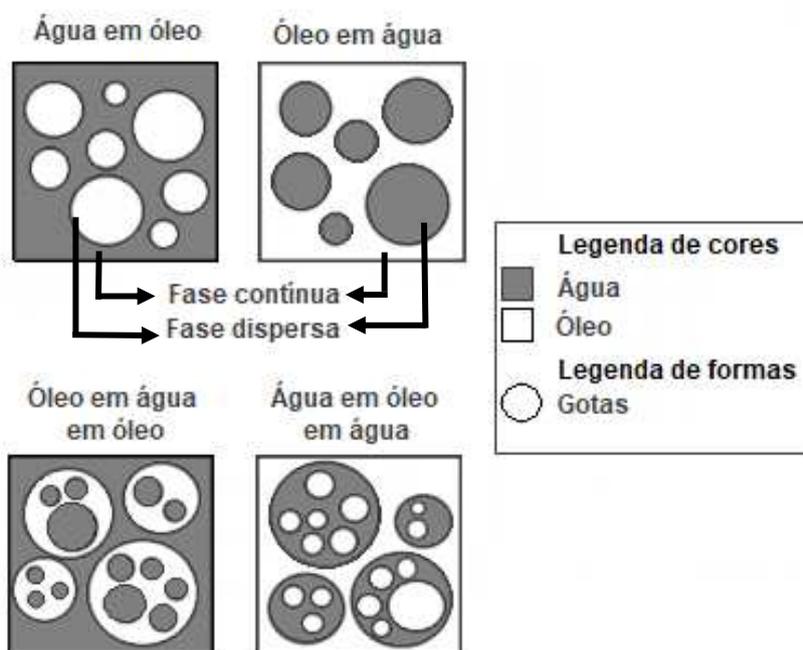
A água de formação, em seu estado líquido, pode ser produzida sob três formas físicas: como água livre, dissolvida ou na forma emulsionada como gotículas no óleo. Quando se trata da água livre, esta é relativamente fácil de separar - por decantação - enquanto que a água dissolvida normalmente não é removida da corrente de petróleo, por serem relativamente baixos os seus teores (da ordem de 0,02% a 20°C) (PETROBRAS 2007). No entanto, o uso de tratamentos especiais é essencial para a remoção da água emulsionada presente na produção do petróleo (ESTEVES, 2016), assim como do óleo emulsionado na corrente de água produzida (MARINS, 2007).

Uma emulsão é definida como sendo a mistura de dois líquidos imiscíveis, sendo um dos quais disperso no outro, sob a forma de gotículas, a qual se mantém estabilizada pela ação de agentes emulsificantes (SCHRAMM, 1992). Tais agentes, durante a produção de petróleo, são provenientes da composição do próprio óleo produzido, e têm sua ação favorecida pelo agitação (energia mecânica) que a corrente produzida recebe desde o momento em que adentra a coluna de produção, no interior do poço. Estes fluidos, assim que chegam à planta de processamento primário, são uma emulsão de água no óleo produzido. No entanto, à proporção que a mistura de óleo e água é separada através de vários estágios na separação primária, a corrente de água – em razão dessa

remoção de volumes de óleo durante o processo - vai se transformando em uma emulsão de óleo em água (GILLIES *et al.*, 2000). Além disso, o aumento do fator de produção de água em poços maduros também leva à formação de emulsões de óleo em água.

Há, portanto, de um modo geral, emulsões do tipo óleo-em-água (O/A), nas quais a água é a fase externa; e emulsões do tipo água-em-óleo (A/O), em que o óleo constitui a fase externa. A fase interna é comumente chamada de fase dispersa, enquanto a fase externa é chamada de fase contínua (SCHARAMM, 2005). Existem também as emulsões múltiplas (ou emulsões de emulsões) que são sistemas mais complexos em que emulsões A/O e O/A existem simultaneamente em um sistema único (MACIEL, 2012). A Figura 2.3 apresenta sistemas de emulsões A/O e O/A simples e múltiplas.

Figura 2.3- Emulsões A/O E O/A.



Fonte: Adaptado de Schrammet *al.* (1992).

A quebra da estabilidade das emulsões com o objetivo de obter óleo e água cada vez mais “limpos” representa um desafio para as tecnologias de separação bifásica vigentes. Os métodos de sedimentação baseados na ação da gravidade não são indicados para a quebra desse tipo de emulsão, pois requerem um tempo de sedimentação muito maior do que o tempo de residência no interior do equipamento, devido à baixa velocidade terminal associada

(THOMAS, 2004). Além disso, os separadores gravitacionais são eficazes na separação da água livre, porém não conseguem remover as emulsões presentes na corrente de efluente, de modo que a produção atenda às especificações de exportação (PETROBRAS, 2007; MORAES apud FREITAS, 2009).

Assim, para a desemulsificação, existem técnicas utilizando compostos químicos (KRAWCZYK *et al.*, 1991) ou aplicação de campos elétricos (TAYLOR, 1988) que ainda são métodos caros e requerem uma estrutura mais completa de equipamentos específicos. A utilização de dispositivos com formação de vórtices pela ação de força centrífuga para a separação dessas emulsões - a exemplo dos hidrociclones - tem sido objeto de estudo em diversas pesquisas atualmente.

2.3 Separadores centrífugos

Separadores centrífugos são equipamentos utilizados especialmente para a desemulsificação e separação de misturas utilizando força centrífuga, a qual atua nas gotículas da fase dispersa podendo atingir magnitudes 100 vezes maiores que a aceleração gravitacional normal (KREBS *et al.*, 2012).

É a substituição da força gravitacional pela centrífuga atuando sobre o centro de gravidade das partículas suspensas que facilita e acelera a separação, diminuindo o tempo de residência no equipamento (SVAROSKY, 2000). Diante disso, dois são os principais equipamentos que se baseiam nesse princípio: As centrífugas e os hidrociclones.

As centrífugas podem ser entendidas como equipamentos de separação mecânica que consistem de um recipiente que rotaciona a alta velocidade - para a geração do campo centrífugo - em torno de um eixo vertical ou horizontal. Suas paredes podem ser impermeáveis ou feitas de tela ou placa perfurada, no caso de uma centrífuga filtrante.

A mistura entra no equipamento axialmente e, com a rotação, a fase mais densa se concentra próximo às paredes, enquanto a fase menos densa, mais próximo ao eixo central. Por fim, as válvulas de fluxo controlam a saída das fases separadamente (CREMASCO, 2012).

O processo é útil para a separação de sólidos suspensos em um fluido, como também para a separação de fluidos com densidades distintas. A Figura 2.4 ilustra uma imagem de centrífuga industrial e, na Figura 2.5, mostra-se o

mecanismo de funcionamento do equipamento, em que as Figuras 2.5 (a) e (b) esquematizam a separação sólido-líquido e, a Figura 2.5 (c), a separação líquido-líquido.

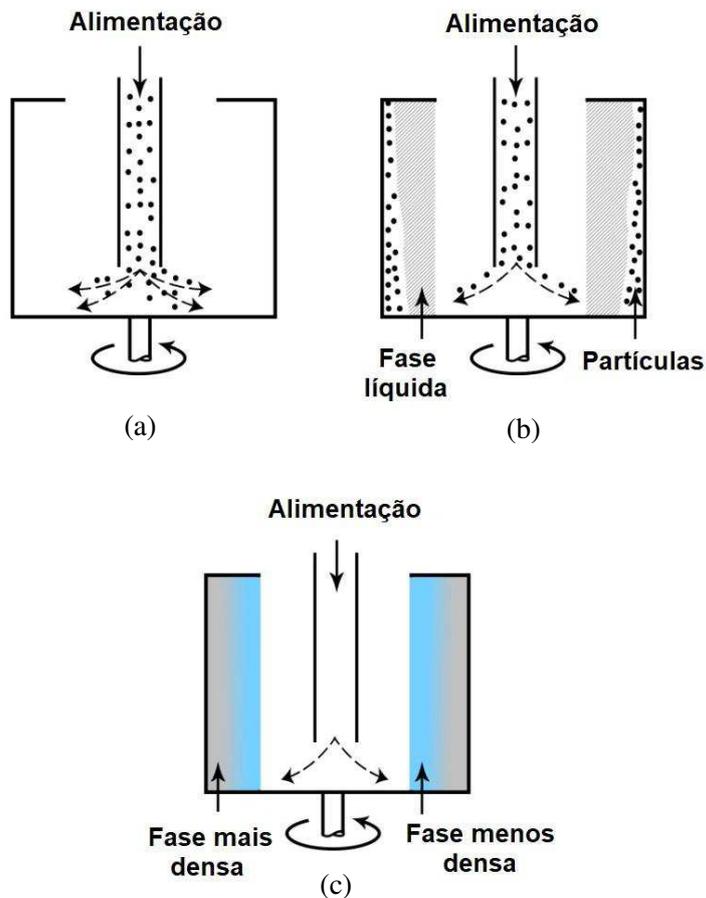
Os ciclones e hidrociclones, por sua vez, não utilizam um eixo rotacional acoplado a um motor, nem possuem quaisquer partes móveis. Eles fazem uso da energia do próprio movimento do fluido para a formação do campo centrífugo (MARINS,2007). Além disso, demandam um menor custo de investimento, operação e manutenção (SVAROVSKY, 2000). Tais aspectos, em geral, representam uma vantagem dos hidrociclones em relação às centrífugas.

Figura 2.4- Centrífuga industrial.



Fonte: Oil sands magazine (Acessado em junho de 2019)

Figura 2.5- Centrífuga industrial.



O princípio físico adotado para a separação nos dois tipos de equipamentos, no entanto, é o mesmo, sendo ambos regidos pela Lei de Stokes.

2.3.1 Princípio físico: lei de stokes

Considerando uma partícula/gotícula que se encontra em um meio líquido, estática, e que possui densidade maior que a densidade do líquido, o peso (força de campo atuante) é maior que o empuxo (Figura 2.6(a)). Essa situação, no momento em que a partícula for liberada, origina uma velocidade da partícula para baixo fazendo-a descer e tender a sedimentar-se. No entanto, no instante em que a partícula começa a se movimentar para baixo devido à ação da força peso, uma nova força surge, proveniente do atrito entre a partícula/gotícula e o fluido, chamada força de arrasto (Figura 2.6 (b)). A força de arrasto (F_A) é

diretamente proporcional à velocidade da partícula ao quadrado, sendo definida pela Equação 2.1:

$$F_A = \frac{1}{2} C_A \rho_f A_C v_r^2 \quad (2.1)$$

na qual C_A é o coeficiente de arrasto, ρ_f é a massa específica do meio fluido, A_C é a área característica e v_r é a velocidade da partícula/gotícula.

Assim, com o aumento da velocidade de sedimentação da partícula no fluido, a força de arrasto cresce, até que a soma desta com o empuxo torna-se equivalente ao peso da partícula (Figura 2.6 (c)). Neste estágio, há o equilíbrio dinâmico de forças atuando sobre a partícula, e com isso, sua velocidade não se altera mais ($a_r=0$ e $v_p=cte$), ainda que a partícula continue sedimentando. Esta velocidade constante que a partícula possui após o equilíbrio das forças ser atingido, chama-se velocidade terminal. Os diagramas de força que representam estes fenômenos encontram-se na Figura 2.6.

Assim, a força resultante atuando sobre a partícula é dada pela Equação 2.2:

$$F_r = F_c - E - F_A \quad (2.2)$$

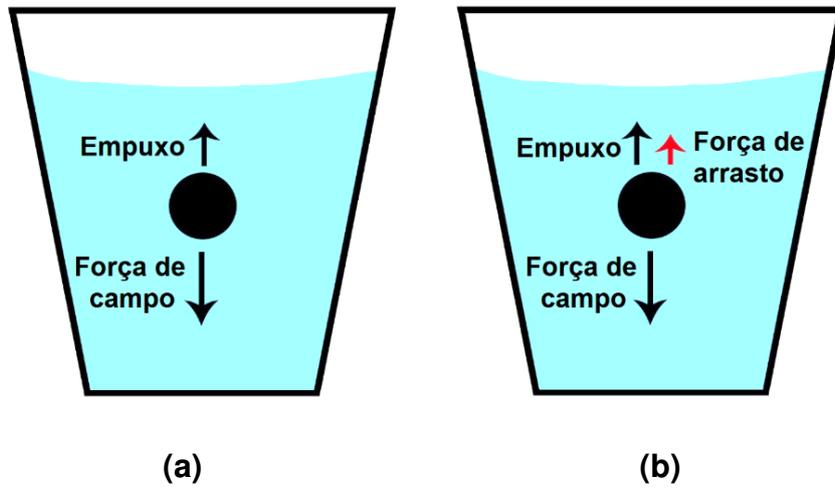
em que F_r é a força resultante, F_c é a força de campo atuante, E é o empuxo e F_A é a força de arrasto.

Aplicando a segunda lei de Newton e substituindo a Equação 2.1 na Equação 2.2, tem-se que (Equação 2.3):

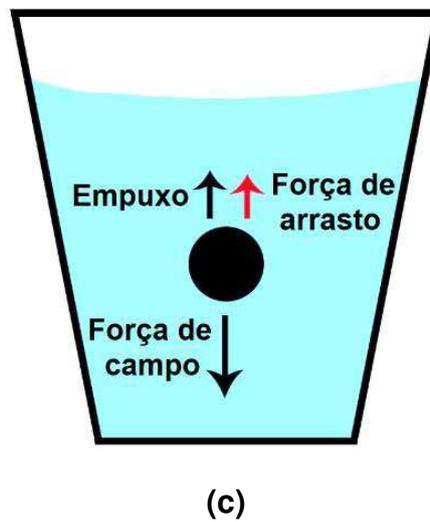
$$m_p a_r = \rho_p V_p a_c - \frac{1}{2} C_A \rho_f A_C v_r^2 - \rho_f V_p a_c \quad (2.3)$$

onde m_p é a massa da partícula, a_r é a aceleração resultante, ρ_p é a massa específica da partícula, V_p é o volume da partícula e a_c é a aceleração de campo atuante.

Figura 2.6 Diagrama de forças para a sedimentação de partícula em meio fluido.



Condição inicial	Condição após instante inicial
$t_0 = 0$ $F_{A0} = 0$ $F_c > E$	$t_1 > t_0$ $F_A > 0$ $F_c > E + F_{A1}$ $a_r > 0$ $v_{p1} > 0$



Condição de equilíbrio
$t_2 > t_1$ $F_{A2} = \text{cte} > F_{A1}$ $F_c = E + F_{A2}$ $a_r = 0$ $v_p = v_t = \text{cte}$

Considerando a situação de equilíbrio, em que a aceleração resultante é nula ($a_r=0$), e rearranjando a Equação 2.3, obtém-se:

$$v_r = \sqrt{\frac{2(\rho_p - \rho_f)V_p a_c}{\rho_f A_c C_d}} \quad (2.4)$$

A área característica (A_c) no caso de uma partícula/gotícula esférica é dada pela Equação 2.5, e seu volume é dado pela Equação 2.6.

$$A_c = \frac{\pi}{4} (d_p)^2 \quad (2.5)$$

$$V_p = \frac{4\pi \left(\frac{d_p}{2}\right)^3}{3} \quad (2.6)$$

O valor do coeficiente de arrasto, por sua vez, é função do número de Reynolds e, no regime laminar, é definido por:

$$C_d = \frac{24}{Re_p} \quad (2.7)$$

em que Re_p é o Número de Reynolds da partícula esférica, dado por:

$$Re_p = \frac{\rho_f v_r d_p}{\mu_f} \quad (2.8)$$

Assim, o coeficiente de arrasto será (Equação 2.9):

$$C_d = \frac{24 \mu_f}{\rho_f v_r d_p} \quad (2.9)$$

Substituindo as Equações 2.5, 2.6 e 2.9 na Equação 2.4, obtém-se a Lei de Stokes (Equação 2.10), que define a velocidade terminal para uma partícula movimentando-se em um meio fluido.

$$v_t = v_r = \frac{(\rho_p - \rho_f)d_p^2 a_c}{18 \mu_f} \quad (2.10)$$

Todo corpo (sólido, líquido ou gasoso) que se sedimenta quando imerso em um fluido, atinge a velocidade terminal de sedimentação, desde que lhe seja dado tempo suficiente para que o equilíbrio dinâmico das forças aconteça.

De acordo com Medronho e Svarovsky (1984), nos separadores que utilizam a força centrífuga como força de campo, tem-se que a aceleração adquirida pela força centrífuga é dada por (Equação 2.11):

$$a_c = r\omega_{rad}^2 \quad (2.11)$$

em que r é a distância radial do centro da rotação, e ω_{rad} é a velocidade angular.

Substituindo na Equação 2.10, a velocidade terminal de sedimentação (ou de centrifugação) para uma partícula esférica de raio r , se o regime for laminar, será (Equação 2.12):

$$v_t = \frac{(\rho_p - \rho_f)d_p^2 r \omega_{rad}^2}{18 \mu_f} \quad (2.12)$$

Assim, para os casos de sedimentação pela ação da gravidade, o valor de a_c será correspondente à aceleração do campo que atua no problema e, se for um processo de separação centrífuga, será atuante a aceleração do campo centrífugo. Intuitivamente, pode-se entender que, quanto maior a força aplicada sobre as gotículas de água, mais efetivas as colisões que ocorrem entre elas e, este fator favorece o aumento da taxa de coalescência (KREBS *et al.*, 2012), acelerando a separação. É por isso que processos sujeitos à aplicação de campos centrífugos, como os que ocorrem em hidrociclones, oferecem vantagem quanto ao tempo de residência.

2.4 Hidrociclones

Hidrociclones são equipamentos de construção simples, por não utilizarem partes móveis internas como as centrífugas. Esta característica diminui os custos de manutenções e aumenta vida útil do equipamento. Devido às suas vantagens, os hidrociclones vêm aumentando sua popularidade mundial. Em uma análise da literatura realizada por Tian *et al.* (2018), foi verificado o crescimento do número de estudos publicados e citados, sobre hidrociclones, nas últimas duas décadas (Figura 2.7).

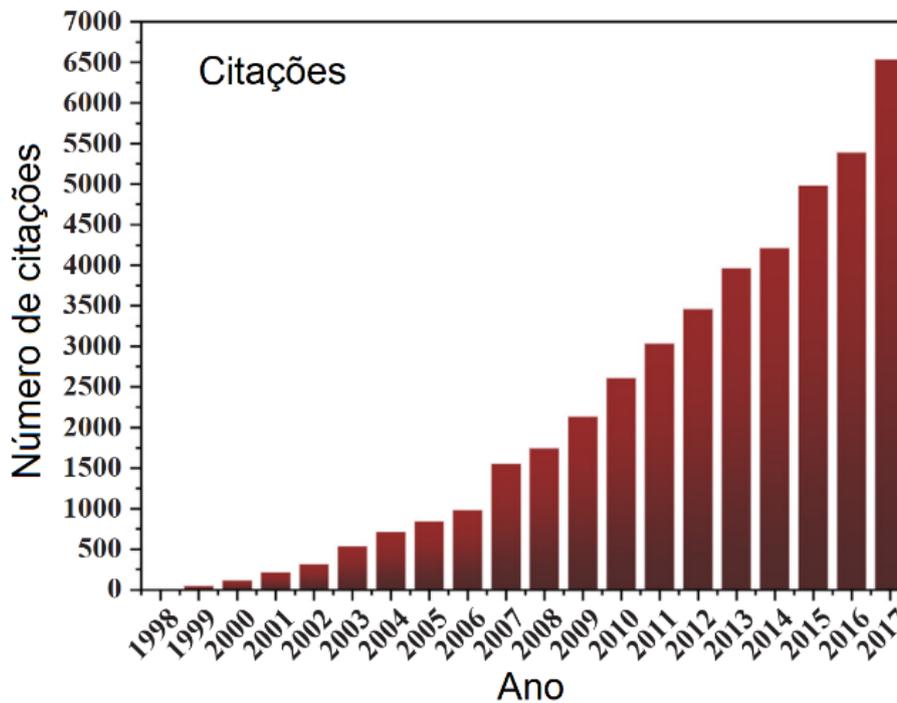
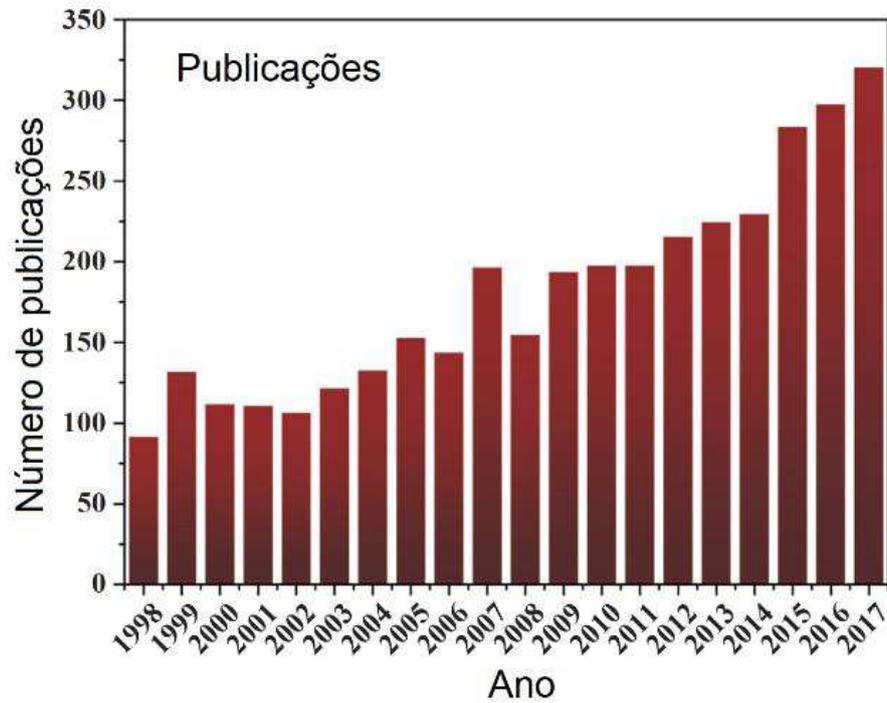
Os hidrociclones são diferenciados por proporcionarem um baixo tempo de residência das fases presentes, além de necessitarem de espaço reduzido na planta, fato que os torna atrativos para aplicações em plataformas de exploração e de exploração de petróleo (MEDRONHO e SVAROVSKY, 1984).

Em geral, o corpo do equipamento é formado por uma seção cilíndrica e uma seção cônica acoplada em sua porção inferior. A alimentação é feita por um tubo encaixado tangencialmente ao cilindro, podendo esta tubulação de entrada ter seção transversal circular ou quadrada. O separador tem duas saídas posicionadas axialmente ao corpo equipamento: uma superior situada próximo ao bocal de alimentação (*overflow*), por onde escoam a fase menos densa, e outra situada ao final da seção cônica (*underflow*). Essas características geométricas do equipamento são apresentadas na Figura 2.8.

Apesar de sua construção simplificada, os hidrociclones apresentam um campo de aplicação bastante vasto (ALVES, 2012). Além disso, forças de campo geradas nestes equipamentos são elevadas o suficiente para permitir que estes possam ser instalados horizontalmente ou verticalmente, e em estruturas móveis, sem comprometer seu desempenho (SILVA, 2013).

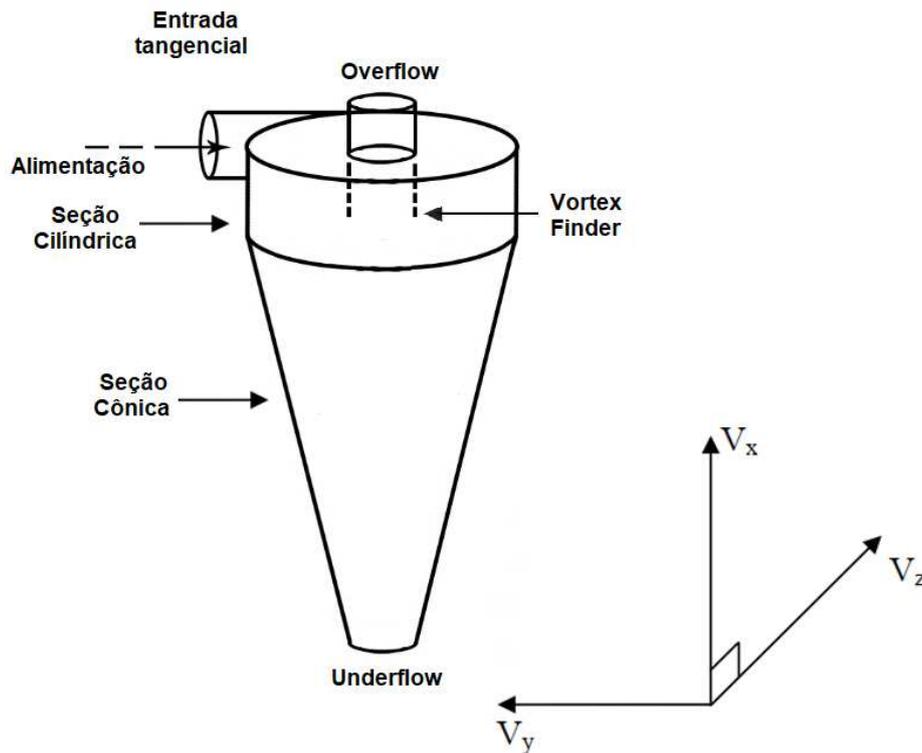
O escoamento no interior do equipamento é bastante complexo pela presença de um fluxo reverso intenso, afetado por diversas condições, tanto de geometria como de operação, as quais influenciam fortemente a solução numérica do escoamento (MORAES *et al.*, 2009).

Figura 2.7: Número de publicações e citações relacionadas a ciclones nos últimos 20 anos, obtido pela *Web of Science Core Collection* com utilização de palavras-chave.



Fonte: Tian *et al.* (2018).

Figura 2.8- Características geométricas de um hidrociclone.



Fonte: Adaptada de Bradley (1965).

2.4.1 A hidrodinâmica no interior do hidrociclone

O escoamento no interior de um hidrociclone dá-se em todas as direções, ou seja, radial, axial e tangencial. Esse fenômeno pode ser descrito pelas equações da continuidade e de movimento, que serão apresentadas na seção 3 (Modelo matemático).

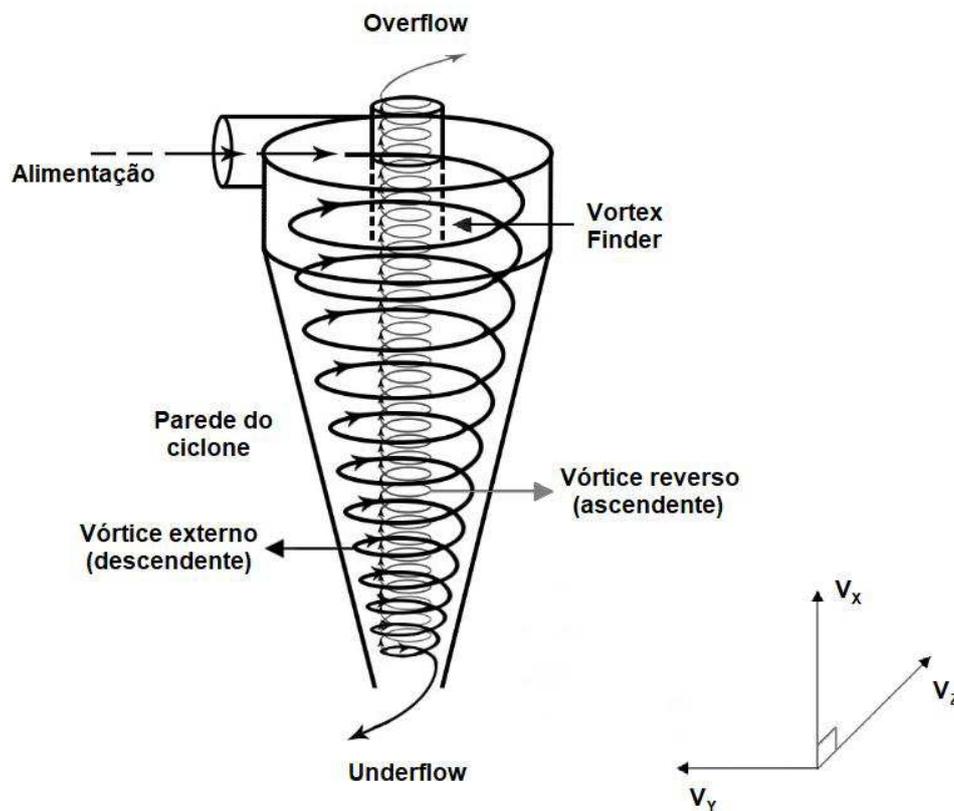
Ao adentrar a seção cilíndrica do corpo do hidrociclone, conduzido através dos dutos de alimentação, a mistura sofre mudança de trajetória, sendo forçada a rotacionar em torno do eixo central do equipamento. Essa mudança é causada pelo choque com as paredes cilíndricas desta região. O movimento rotacional em direção à saída inferior, forma o vórtice externo, que é descendente.

De acordo com Freitas (2009), durante esse movimento descendente, a partícula tende a conservar seu momento angular e, como o raio interno do equipamento decresce em direção ao *underflow*, a velocidade tangencial deve aumentar. Entretanto, com a diminuição do raio, a atuação da viscosidade reduz

a velocidade tangencial a partir de determinado ponto ao longo da direção radial. Esse fenômeno gera um perfil de velocidade tangencial com comportamento de vórtice livre na região distante do eixo e com um perfil linear de rotação de corpo rígido próximo ao eixo (vórtice forçado).

Bradley (1965) afirma que a existência do overflow e a exigência de altas pressões e vazões para o devido funcionamento do hidrociclone, permite uma migração de uma massa de fluido que compõe esse vórtice descendente para regiões centrais de menores pressões. A quantidade de massa que compõe essa migração aumenta à medida que, na seção cônica, o fluxo se aproxima da saída inferior e do eixo central do hidrociclone, até que o fluido passa a admitir um movimento espiral reverso (ascendente). Assim, com a inversão da direção de sua velocidade vertical, o fluido continua em movimento rotacional, formando, desta vez, um vórtice interno, comumente chamado de vórtice reverso (ALMEIDA, 2008). Esses aspectos hidrodinâmicos estão apresentados na Figura 2.9.

Figura 2.9- Hidrodinâmica em um hidrociclone.



Fonte: Adaptada de Bradley (1965).

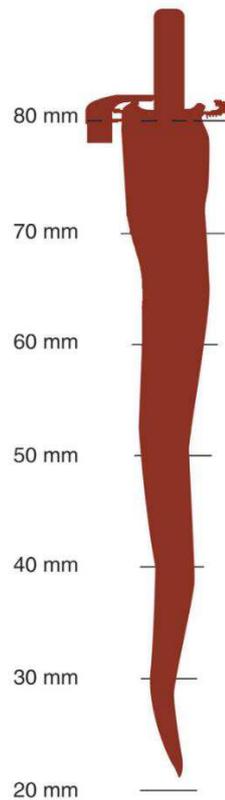
A migração de fluido que compõe o vórtice reverso ocorre na parte central do equipamento e deve-se ao formato cônico desta região do corpo do hidrociclone e ao diferencial de pressão existente entre as paredes e o centro do equipamento (Bradley, 1965). A massa que escoar por esta região central e deixa o hidrociclone pelo *overflow*, contendo a fase dispersa em maior proporção é denominada de concentrado. A fase contínua, por sua vez, é recuperada pelo *underflow*, contendo reduzida quantidade da fase dispersa e chama-se diluído.

Os estudos de Motin *et al.* (2017) permitem concluir que a faixa operacional de um hidrociclone sofre influência da hidrodinâmica no equipamento, em que a eficiência de separação do equipamento tem relação direta com o comprimento do vórtice reverso formado. Segundo Motin *et al.* (2017), o aumento no número de Reynolds na alimentação do equipamento provoca aumento no comprimento do núcleo de vórtice reverso, que tem influência no diâmetro de corte do separador. No entanto, há determinado valor para o número de Reynolds, a partir do qual ocorre uma obstrução do *overflow* do equipamento e a conseqüente redução do vórtice reverso, diminuindo a eficiência do dispositivo.

Grady *et al.* (2003) modelaram o vórtice reverso em um mini-hidrociclone e, em seus resultados, o núcleo de vórtice reverso ocupou quase 80% do comprimento do equipamento disponível para escoamento (Figura 2.10). Além disso, foi identificada assimetria na formação desse núcleo, que se deve à presença de apenas uma alimentação tangencial.

Devido à ação centrífuga do escoamento giratório no hidrociclone, ocorre o fenômeno da segregação das fases, em que a fase mais densa escoar junto à parede, sendo coletada no *underflow*, enquanto a fase mais leve tem maior facilidade de migrar para a região central (LACERDA, 2007). Essa coleta tem ainda, como forças atuantes, o empuxo (proveniente da diferença de densidade entre os fluidos), e a força de arrasto, como mencionado na Seção 2.3.1 para uma separação centrífuga em geral. Na separação óleo-água, por exemplo, essa segregação das fases, de acordo com as densidades, permite a desestabilização das emulsões e coalescência das gotículas, que se aglutinam em gotas de maiores diâmetros, sendo capturadas pelo vórtice reverso e conduzidas, pelo *vortex finder*, ao *overflow* do equipamento, por onde ocorrerá a coleta.

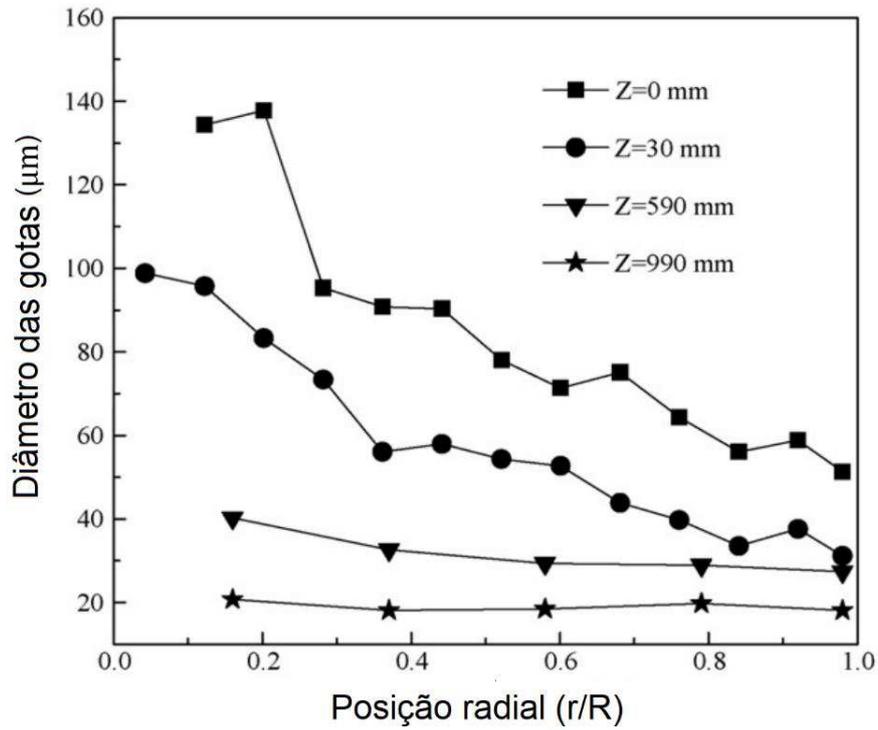
Figura 2.10- Modelagem de vórtice reverso de um hidrociclone.



Fonte: Grady *et al.* (2003).

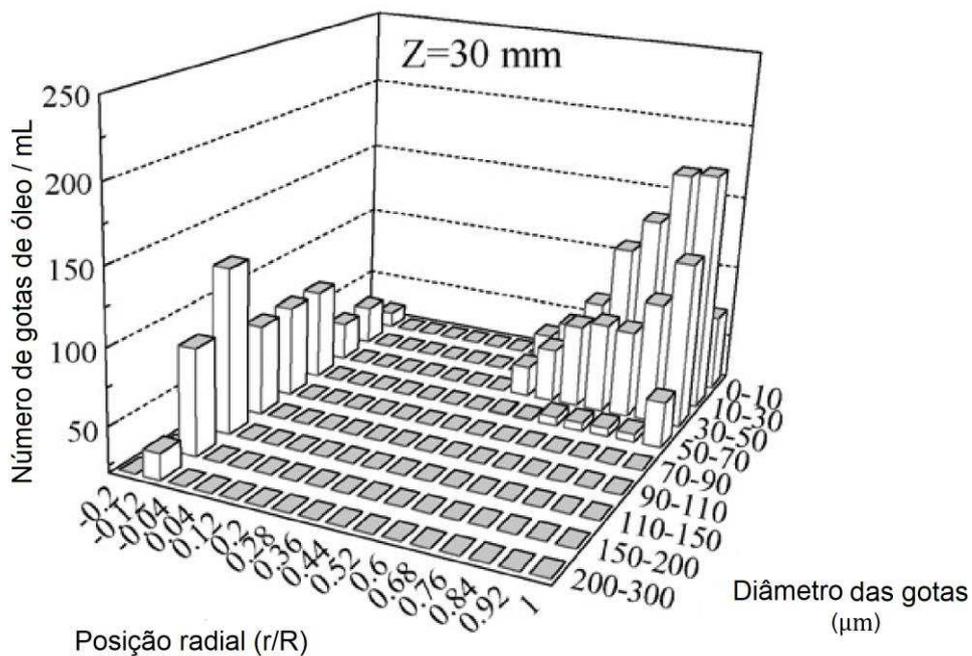
Zhou *et al.* (2010) estudaram experimentalmente a separação óleo-água em hidrociclone com o objetivo de analisar o escoamento interno e a distribuição das partículas no interior do equipamento. Os autores observaram que, com a diminuição da distância radial (r/R) de 1 para 0,1, o tamanho médio da gota de óleo aumenta (Figura 2.11). Com isso, as maiores gotas de óleo tendem a se direcionar ao centro do hidrociclone, ao contrário do que ocorre em separações sólido-líquidas. Além disso, os resultados sugerem que a concentração de gotas na região central do hidrociclone diminui à medida que estas se aproximam do topo, enquanto a quantidade de gotas maiores aumenta (Figura 2.12-14). Isso é explicado pela ocorrência de coalescência das gotículas com o aumento da concentração na região do núcleo de óleo.

Figura 2.11- Relação entre tamanho de partículas e posição radial no hidrociclone.



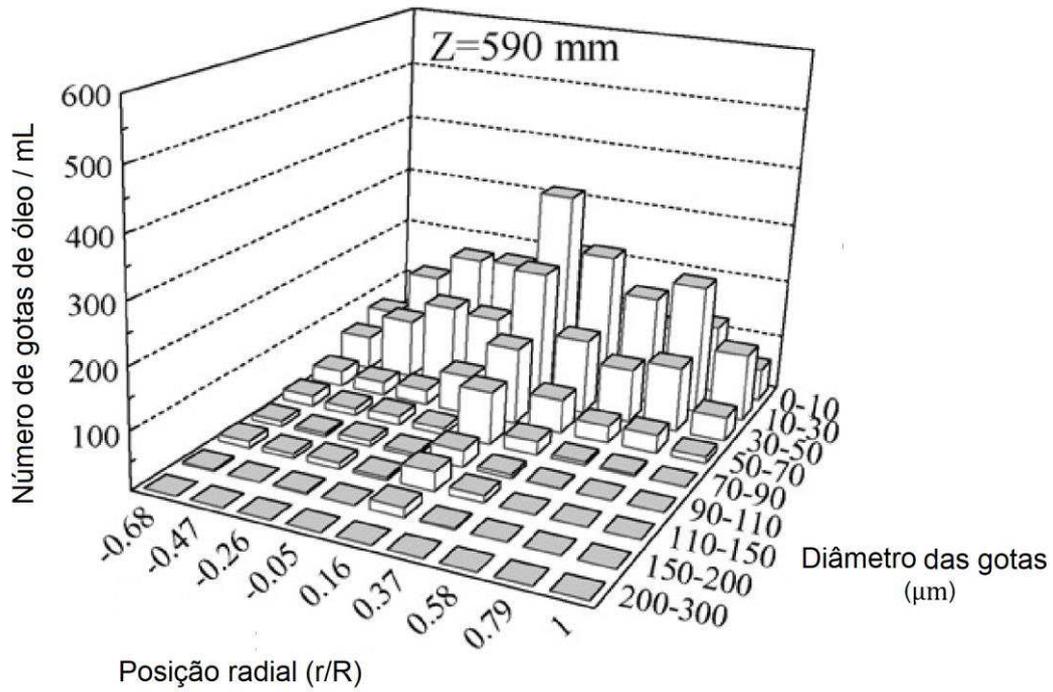
Fonte: Zhou *et al.* (2010).

Figura 2.12- Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 30mm.



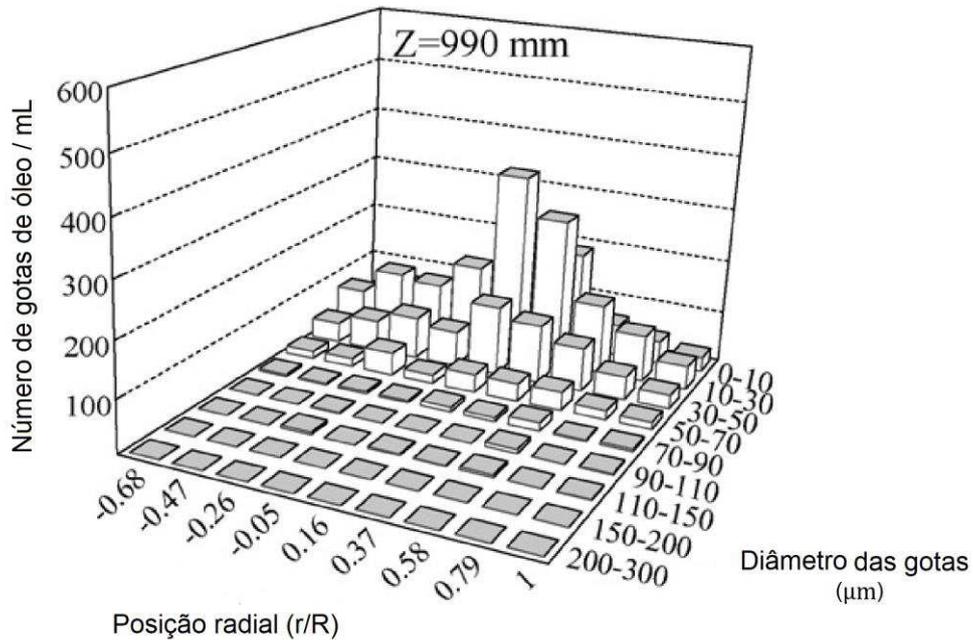
Fonte: Zhou *et al.* (2010).

Figura 2.13- Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 590mm.



Fonte: Zhou *et al.* (2010)

Figura 2.14- Relação entre tamanho de gotículas e posição radial no hidrociclone a uma altura de 590mm.



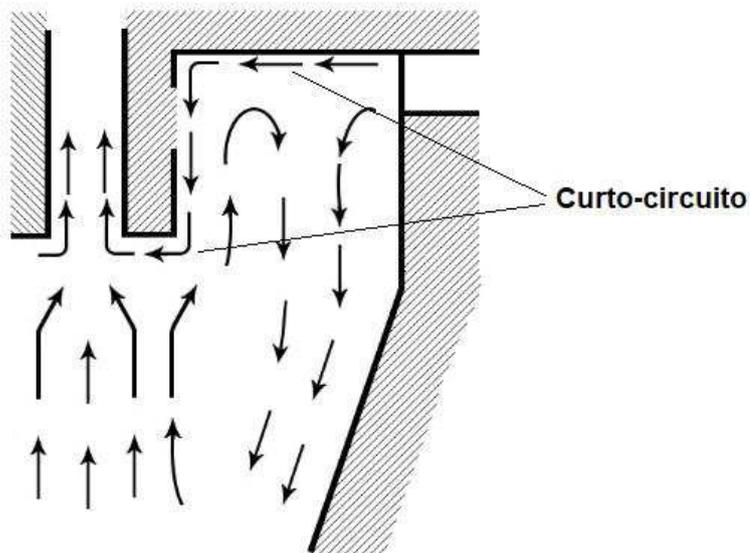
Fonte: Zhou *et al.* (2010)

Alguns padrões do escoamento interno em hidrocilones, são bastante descritos e estudados na literatura. São eles: a região de curto circuito, a zona de recirculação e a região de velocidade axial nula.

- **Curto-circuito**

Logo ao adentrar a região cilíndrica do equipamento, o fluido choca-se com as suas paredes laterais, encontrando resistência à velocidade tangencial. A existência de regiões de reduzida pressão nas paredes superiores do hidrociclone e na região central proporciona a formação de uma corrente de parte dessa massa de fluido que sai da alimentação, em direção ao teto do hidrociclone, seguindo junto a este até encontrar a parede externa do *vortex finder*, por onde é conduzido a se unir à corrente de *overflow* (Bradley, 1965). Este “atalho” para o fluido, denominado de “curto-circuito”, é apresentado na Figura 2.15.

Figura 2.15- Curto-circuito em hidrociclones.

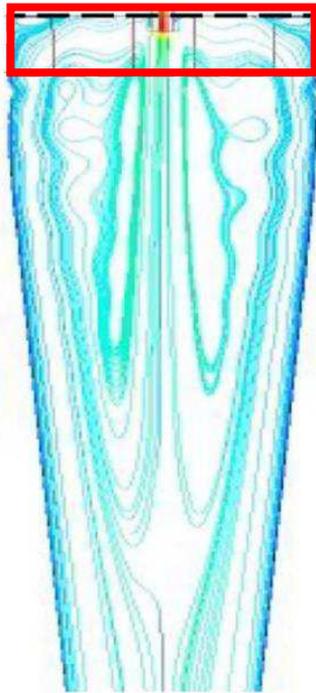


Fonte: Adaptado de Bradley (1965)

Motin *et al.* (2017) utilizaram a Fluidodinâmica Computacional para identificar fatores determinantes para a espessura da faixa operacional nos hidrociclones inundados (em que não ocorre a formação do *air core*). Em seus resultados, as linhas de corrente de velocidade 2D (Figura 2.16) mostram a

ocorrência do curto-circuito da entrada para o *vortex finder* (Figura 2.8). De acordo com os autores, isso se deve ao baixo momento angular próximo às paredes.

Figura 2.16- Ocorrência de curto-circuito em estudo com Fluidodinâmica Computacional.

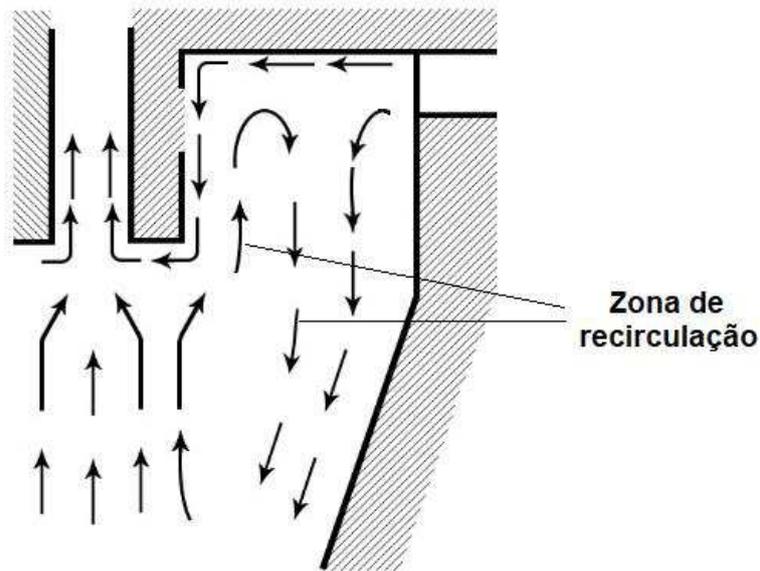


Fonte:Motin *et al.* (2017).

- **Zona de recirculação:**

De acordo com Bradley (1965), pode haver uma incapacidade do *vortex finder* de englobar toda a massa de fluido e partículas que compõem o vórtice reverso. A consequência disto é uma zona de recirculação, devido ao fato de que, parte do fluido, ao invés de adentrar no *overflow*, se une novamente ao escoamento descendente que ocorre próximo à parede (Figura 2.17).

Figura 2.17- Zona de recirculação em hidrociclones.



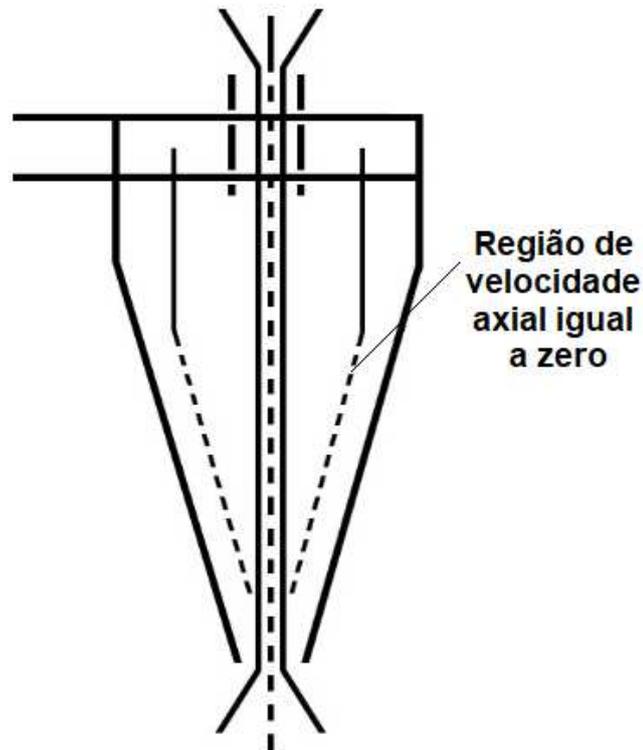
Fonte: Adaptado de Bradley (1965).

Em seus resultados, Motin *et al.* (2017) evidenciaram que as linhas de corrente na região externa do núcleo de fluxo reverso, ao chegar próximo ao *vortex finder*, fundem-se novamente com o fluxo descendente, gerando, assim, uma recirculação “toroidal” (Figura 2.16).

- **Região de velocidade axial nula:**

De acordo com Bradley (1965), a existência de uma região externa de fluxo descendente e uma interna de escoamento ascendente gera uma região de transição em que a velocidade axial é nula. Esta região se manifesta por todo o comprimento do corpo do equipamento, até o *underflow* e os vórtices interno (ascendente) e externo (descendente) localizam-se ao redor desta região (Figura 2.18).

Figura 2.18- Região de velocidade axial nula.

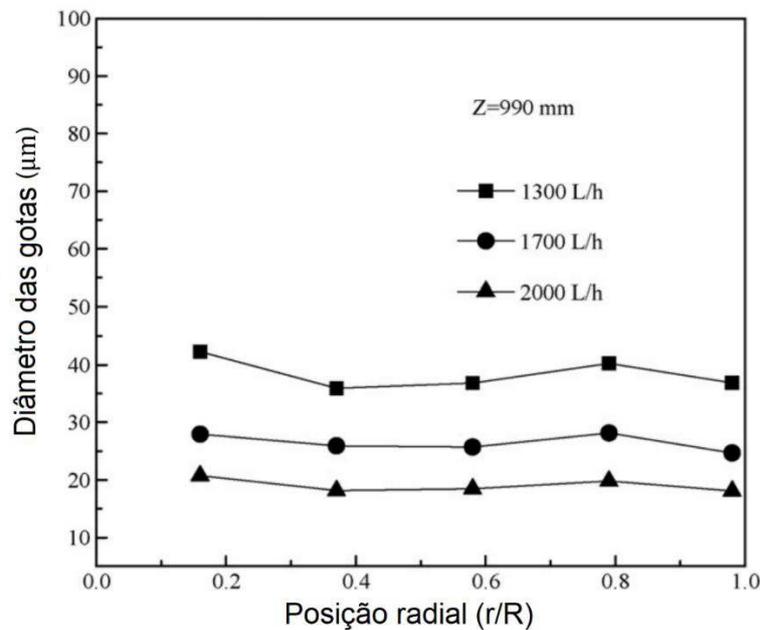


Fonte: Adaptado de Bradley (1965).

Do exposto, pode-se dizer que a complexidade do escoamento interno em hidrociclones, deve-se à presença de linhas de corrente de acentuada curvatura, forças de campo intensas, turbulência anisotrópica e fases diferentes a serem separadas (MARINS, 2007). Diante disso, diversas pesquisas se propõem a estudar a hidrodinâmica das fases presentes nesses equipamentos, e como isto afeta o desempenho no processo de separação.

De acordo com os trabalhos experimentais de Zhouet *al* (2010), notou-se que a vazão tem influência significativa na distribuição dos tamanhos das gotas de óleo, sendo possível diminuir o tamanho das gotas nas saídas do equipamento aumentando a vazão na entrada (Figura 2.19), devido ao aumento da taxa de cisalhamento, a qual proporciona a quebra das gotículas de óleo.

Figura 2.19- Relação entre tamanho de gotículas e posição radial em um hidrociclone para diferentes vazões.



Fonte: Zhou *et al.* (2010)

De acordo com Melo (2002), há uma grande influência do diâmetro do bocal de alimentação na eficiência de separação. Menores diâmetros promovem a quebra das emulsões enquanto grandes diâmetros diminuem a velocidade tangencial que gera o campo centrífugo suficiente para uma eficiência de separação satisfatória.

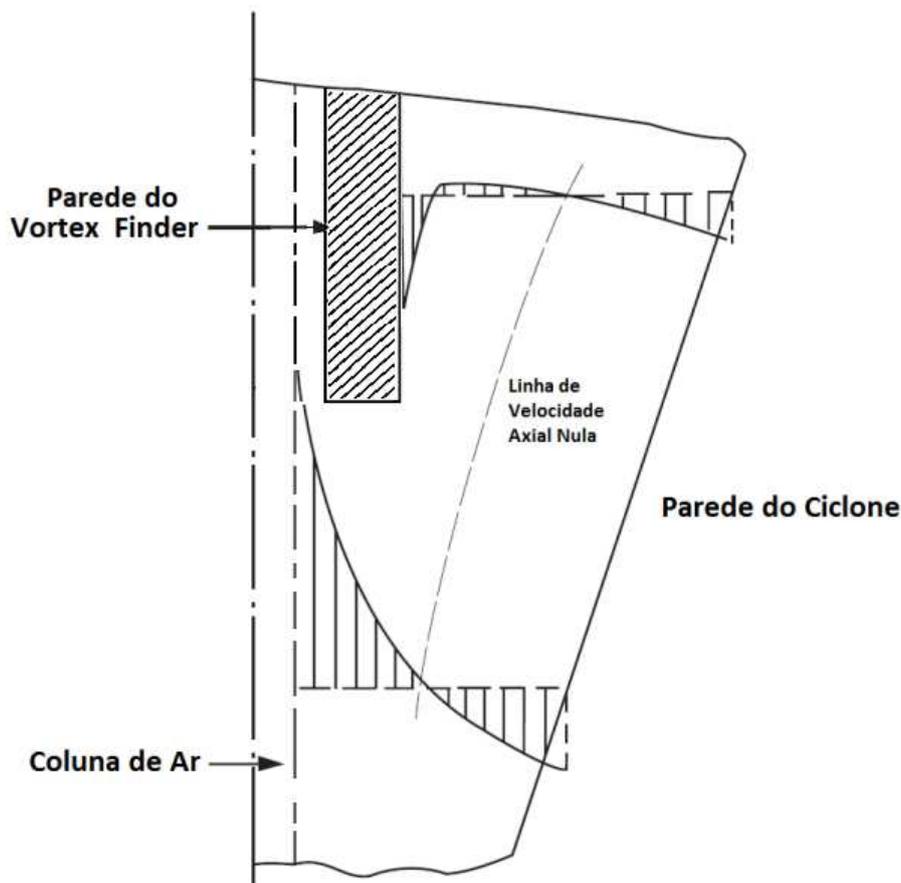
Jiet *al.* (2017) realizaram um estudo numérico da influência da densidade da partícula no escoamento multifásico e no desempenho de um hidrociclone. Em sua análise, na separação de finas partículas de carvão, os autores observaram que o tamanho do ciclone e a densidade da partícula interagem entre si, de forma que a influência do tamanho do ciclone no desempenho do equipamento é mais intensa quando as partículas têm menores densidades. Além disso, nos resultados apresentados, a razão volumétrica entre o número de partículas de mesmo diâmetro no *underflow* e na alimentação não apresenta mudança significativa nos casos simulados com as partículas mais densas (2299 kg/m³) e nos hidrociclones relativamente pequenos (300 mm e 400 mm de diâmetro da seção cilíndrica).

2.4.2 Distribuição de velocidades

São três, as componentes de velocidade em um hidrociclone: axial, radial e tangencial. Dentre elas, a mais estudada, importante e útil, é a velocidade tangencial.

(a) Velocidade axial: Conforme mencionado a respeito do vórtice descendente e o vórtice reverso, os escoamentos externos e internos possuem direções verticais opostas, criando, assim, uma região de transição intermediária na qual a velocidade vertical é nula. Kelsall (1952) realizou medições da velocidade axial e, em seus resultados, percebeu um perfil de velocidade que indica escoamento ascendente próximo ao eixo central, e também identificou a presença do curto-circuito junto à parede externa do *vortex finder*, com indicação de escoamento descendente nesta região devido às velocidades axiais negativas encontradas (Figura 2.20).

Figura 2.20- Distribuição da velocidade axial em diferentes posições verticais.



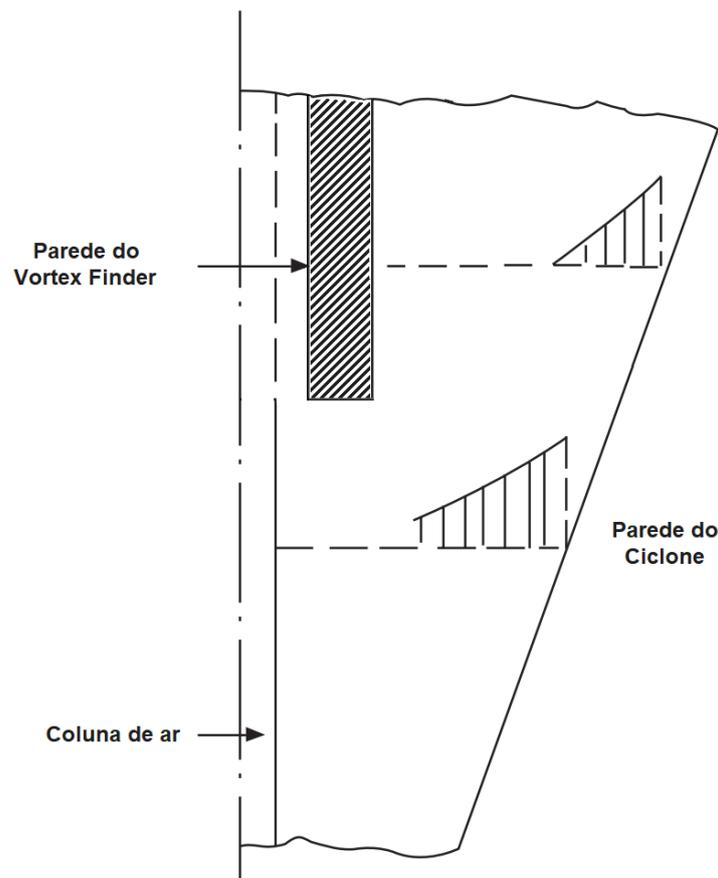
Fonte: Adaptado de Svarovsky (2000).

(b) Velocidade radial: De acordo com Svarovsky (2000), o escoamento radial interno tem sua máxima velocidade perto da parede do equipamento com valores iguais a zero na face do vórtice reverso, no entanto, esta é normalmente a de menor valor dentre as três componentes (Figura 2.21). Além disso, como é de se esperar, devido à ocorrência do curto-circuito, há presença de maiores magnitudes de velocidade radial próximo à parede superior. Proposta por Kelsall (apud Bradley, 1965), existe uma relação entre a velocidade axial (U_y) e a radial (U) na parede do cone (Equação 2.13):

$$U = \frac{U_y \tan\theta}{2} \quad (2.13)$$

em que θ é o ângulo da seção cônica.

Figura 2.21- Distribuição da velocidade radial em diferentes posições verticais.

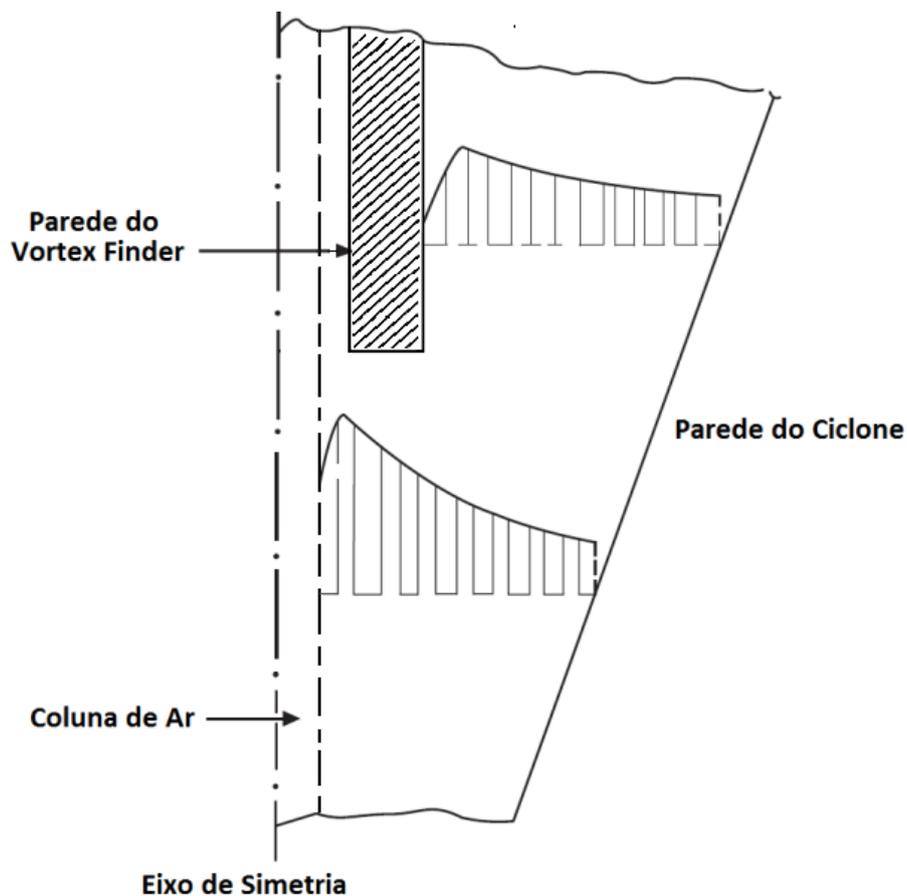


Fonte: Adaptado de Svarovsky (2000).

(c) Velocidades tangenciais: a velocidade tangencial é a componente que apresenta a maior magnitude, a qual está diretamente relacionada à vazão na entrada do equipamento (BRADLEY, 1965). De acordo com Svarovsky (2000), a magnitude da componente tangencial de velocidade (U_{θ}) em um ciclone aumenta quando o raio (r) diminui, até que, a um determinado raio (menor do que o raio do cilindro do *vortex finder*), ela volta a cair (Figura 2.22). Esta relação pode ser descrita pela Equação 2.14, em que o valor de n normalmente é $0,6 \leq n \leq 0,9$.

$$U_{\theta}r^n = cte \quad (2.14)$$

Figura 2.22- Distribuição da velocidade tangencial em diferentes posições verticais.



Fonte: Adaptado de Svarovsky (2000).

A velocidade tangencial é de grande importância por ser responsável pela geração das forças centrífugas e de cisalhamento atuantes no hidrociclone. As forças de cisalhamento mantêm a parede do equipamento livre do acúmulo de partículas enquanto as forças centrífugas estão diretamente responsáveis pelo processo de coleta das partículas. Ao se aproximar do *underflow*, a transferência de quantidade de movimento desta componente para as demais é maior, ocasionando a uma diminuição do movimento rotacional (SCHAPEL e CHASE, 1998 apud ALMEIDA, 2008).

2.4.3 Fatores que afetam a separação

Ao se analisar a Equação 2.12, é possível entender que, para uma melhor eficiência de separação, é possível agir de forma a aumentar a velocidade terminal de sedimentação das partículas/gotículas no meio fluido. Dentre as maneiras de alcançar este objetivo estão, entre outras: aumentar a magnitude do campo centrífugo, aumentar o tamanho da partícula e modificar a viscosidade do fluido (aquecendo-o).

Além disso, podem ser modificados parâmetros geométricos de modo a obter uma configuração otimizada, considerando que a eficiência do equipamento é intimamente relacionada à hidrodinâmica do escoamento interno. Alguns estudos, propõem ainda, a combinação com outros métodos de separação ou elementos que proporcionem condições físicas mais favoráveis à sedimentação de partículas.

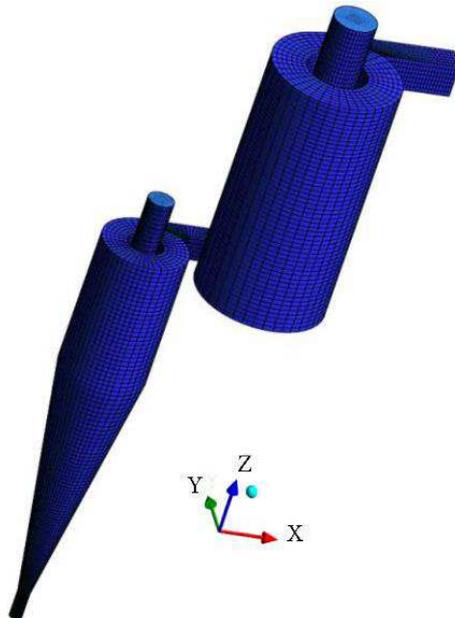
Sabbagh *et al.* (2014) realizaram análises teóricas e experimentais para estudar o desempenho de hidrociclones com base no tamanho e nas condições de operação, propondo um modelo que prediz um fator de área de sedimentação equivalente (área de um separador gravitacional que teria a mesma eficiência do separador em estudo), e serve de base de comparação entre diferentes famílias de hidrociclones (hidrociclones de Bradley e de Rietema).

Hwang *et al.* (2013) analisaram a influência do número de entradas, largura da entrada, angulação no teto da região cilíndrica e da angulação da parede superior da seção cônica no desempenho de um hidrociclone, operando sob a mesma vazão mássica, na separação de água e partículas de sílica. Os resultados mostram que o aumento do número de entradas e a diminuição da

espessura da alimentação de seção retangular aumenta a eficiência. A angulação do teto do cilindro apresentou um aumento na eficiência para partículas de menores diâmetros, por diminuir a concentração de tais partículas na região externa ao *overflow*. Por fim, os resultados também indicaram um efeito contrário em relação ao aumento do ângulo da seção cônica, que é prejudicial à eficiência devido ao fato de diminuir o tempo disponível para a sedimentação da partícula (tempo de residência) no equipamento.

Jiang *et al.* (2019) propuseram uma nova configuração geométrica de hidrociclone: o hidrociclone de dois estágios (TS), apresentado na Figura 2.23. Os autores analisaram a hidrodinâmica da separação no interior do equipamento para separação sólido-líquido e concluíram que, para esta configuração, a eficiência na recuperação de sólidos pelo *underflow* aumenta em 56,54% em comparação a uma separação em série (com dois estágios de hidrociclones). Após a separação, a corrente de *overflow* que sai do primeiro estágio do TS possui poucas partículas grossas (acima de 40 μm) e o *overflow* do segundo estágio possui poucas partículas finas. Além disso, o *underflow* do segundo estágio está livre de partículas menores do que 10 μm .

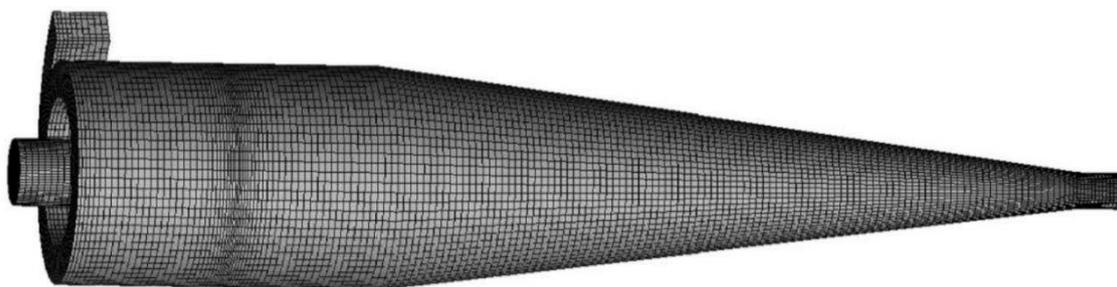
Figura 2.23- Hidrociclone de dois estágios.



Fonte: Jiang *et al.* (2019).

Zhang *et al.* (2017) estudaram numericamente a influência do raio de curvatura no desempenho de uma entrada tangencial em forma de espiral (Figura 2.24), em comparação ao formato de entrada tradicional. Os resultados indicam que os efeitos fluidodinâmicos do tipo de entrada proposta são os de garantir uma melhor distribuição radial das partículas na entrada e diminuir a ocorrência do fenômeno de curto circuito, melhorando a separação do equipamento. Além disso, para diferentes raios de curvatura, os hidrociclones que apresentam um maior desempenho são aqueles de menor raio, que aumentam a velocidade tangencial do fluido.

Figura 2.24- Malha numérica do hidrociclone com raio de curvatura na entrada.



Fonte: Zhang *et al.* (2017).

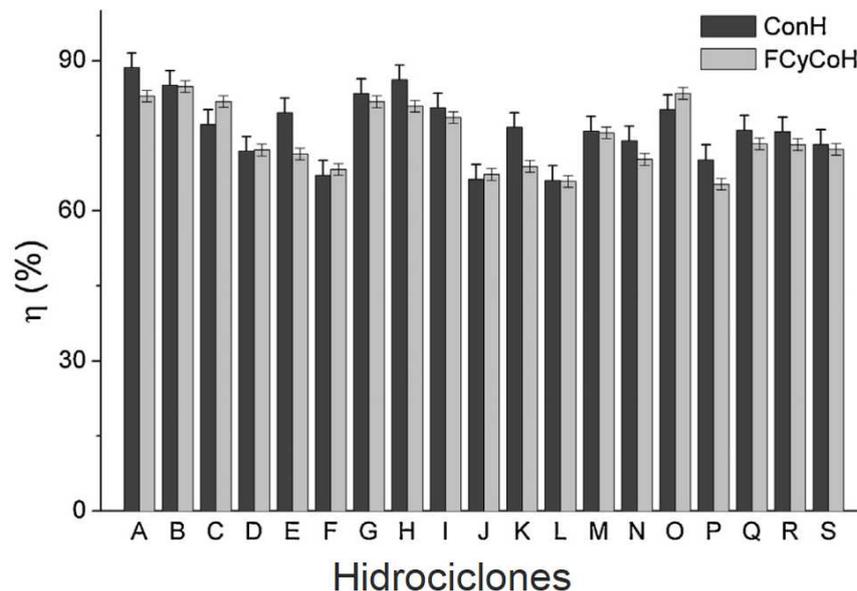
Zhao *et al.* (2010) avaliaram a influência da injeção de ar na eficiência de separação em hidrociclones, sob diferentes condições de operação. Seus resultados mostram que a injeção de ar pode, em alguns casos, aumentar a eficiência de separação, e que a injeção na primeira seção de 1/3 do cone superior apresentaram os resultados mais satisfatórios.

Liu *et al.* (2019), com o objetivo de aumentar a eficiência de separação em um hidrociclone, submeteram o equipamento em operação a um campo magnético que atua em conjunto com o campo centrífugo. Durante a separação, partículas magnéticas são introduzidas junto com o fluido e, quando submetidas aos campos centrífugo e magnético, carregam as gotas de óleo, para a região central do hidrociclone. Em seus resultados, os autores obtiveram um aumento de eficiência de 74,9% (hidrociclone convencional) para 98,1% (hidrociclone magnético – MHC).

Visando otimizar a geometria de um hidrociclone filtrante, Vieira (2006) desenvolveu um estudo formulando relações geométricas das famílias de hidrociclones mais utilizadas na indústria. Além da utilização de experimentos, o autor utilizou a Fluidodinâmica Computacional para estudar o desempenho dos equipamentos. Seus resultados permitiram concluir que a utilização de membranas para hidrociclones pode aumentar o desempenho do equipamento.

Salvador *et al.* (2019) estudaram experimentalmente a influência de se utilizar seções cônicas e cilíndricas filtrantes em um hidrociclone convencional, em suas eficiências de separação. Seus resultados, permitiram concluir que a eficiência total do hidrociclone filtrante cilíndrico-cônico (FCyCoH) podem aumentar ou diminuir em comparação com o hidrociclone convencional (ConH), em resposta à combinação dos diversos fatores geométricos estudados. A Figura 2.25 apresenta comparação de eficiência entre hidrociclones convencionais e os hidrociclones filtrantes cilíndrico-cônicos.

Figura 2.25- Eficiência de separação para diferentes fatores estudados (comparação entre hidrociclone convencional e hidrociclone filtrante-cônico).



Fonte: Salvador *et al.* (2019).

Lee e Williams (1993), realizaram experimentos com a inserção de uma haste sólida no eixo central do hidrociclone, a fim de promover a supressão do *air core*, e concluíram que tal supressão leva a uma diminuição na eficiência de separação do equipamento.

No entanto, os resultados de Chu *et al.* (2004) apresentam uma melhoria na eficiência ao se utilizar uma haste sólida e explicam que essa melhoria depende do diâmetro da haste inserida. De acordo os autores, o resultado negativo encontrado por Lee e Williams (1993) deve-se à perturbação no escoamento em razão da forma como foi realizada a fixação da haste no interior do equipamento (com a utilização de “corpos de suporte” que interferem na principal região de escoamento do equipamento).

Sripriya *et al.* (2007) confirmam estes últimos resultados ao concluir que a supressão do *air core* promove a redução do diâmetro de corte do equipamento para separação de partículas leves – e promove, conseqüentemente, o aumento na eficiência -, não apresentando, no entanto, efeito para partículas densas.

2.4.4 Separação óleo-água

De início, as aplicações de hidrociclones eram voltadas para processos de separação sólido-líquidos, mais especificamente na remoção de areia em águas (SALES *et al.*, 2013). Recentemente, ainda que os estudos para aplicação desses equipamentos em processos de separações líquido-líquido já ocorram há algumas décadas, a aplicação destes processos na indústria ocorreu apenas nas últimas décadas, tendo como principal aplicação a indústria de petróleo, com as separações óleo-água, ou água-óleo (FREITAS, 2009).

A separação líquido-líquido tem a característica de ser mais sensível, devido ao fato de que a diferença de densidade entre as fases (água/óleo) é muito menor quando comparados com hidrociclones para separação sólido-líquido. Desse modo torna-se necessário aumentar o tempo de residência da dispersão no interior do equipamento. A melhor forma de garantir o aumento do tempo de residência é aumentar a razão de aspecto do equipamento (MARINS,2007)

Ocorre ainda que, de acordo com Marins (2007), a existência de *overflow* no equipamento para separação líquido-líquido é prejudicial à eficiência do equipamento e que, diferente dos dispositivos que operam com mistura fluido/sólido, deve haver preocupação com relação à ruptura das gotículas em menores diâmetros quando sob elevadas tensões de cisalhamento.

A quebra das partículas torna o estudo de tais equipamentos mais difícil e, diante disso, Corrêa Júnior *et al.* (2018) desenvolveram um modelo matemático simplificado para a representação da quebra das gotículas de emulsões e propuseram um novo cálculo para a eficiência de separação, o qual considera a ocorrência deste fenômeno. O modelo desenvolvido por Corrêa Júnior (2018) que prevê a quebra das partículas é dado por (Equação 2.15):

$$Fv_{novo}(i) = Fv(i) \left[1 - 200 \frac{\rho_c d(i)}{2\gamma} \left(\frac{Q}{\pi R c^2} \right)^2 \right] \quad (2.15)$$

em que $Fv(i)$ e $Fv_{novo}(i)$ são as frações volumétricas de óleo de gotículas com diâmetro $d(i)$, antes e depois da quebra, respectivamente; ρ_c é a massa específica da fase contínua, γ é a tensão interfacial, Q é a vazão de entrada do equipamento, $\pi R c^2$ representa a área transversal nominal do hidrociclone.

É devido à existência de cisalhamento, que há a necessidade de se trabalhar sob uma vazão ótima, que determina o ponto de eficiência de separação ideal (MELO, 2002).

Assim, para a separação de líquidos imiscíveis, podem ser diferenciadas duas situações, que dependem das densidades da fase dispersa e da fase contínua. A primeira situação ocorre quando a fase dispersa é mais densa do que a fase contínua, a exemplo da separação de água dispersa em óleo. Nesse caso, a fração da água é recuperada de forma convencional, na saída inferior, e pelo *overflow* deve sair a maior parte do fluxo. A segunda situação, no entanto, ocorre quando há a inversão dos fluxos de saída do equipamento. A fase dispersa, possuindo menor densidade, é retirada pelo *overflow*, enquanto pelo *underflow* será drenada a fase contínua. Um exemplo disso é a separação de óleo disperso em água, para a qual, a água representará a maior parte do fluxo sendo drenado, o que deve acontecer pela saída inferior. Fica evidente com isso, que os parâmetros geométricos utilizados para os cálculos das eficiências variam para cada um destes casos.

2.4.5 Cálculo da eficiência de separação

O cálculo da eficiência de separação é feito, convencionalmente, a partir da Equação 2.16, que leva em consideração a fração mássica de sólidos que é recuperada pela saída de *underflow*, dividindo-a pela massa vazão mássica total de sólidos presente na corrente de entrada (MEDRONHO, 2004).

$$E_T = \frac{W_{SU}}{W_S} \quad (2.16)$$

Na Equação 2.16, E_T é a eficiência total, W_{SU} a vazão mássica de sólidos no *underflow* e W_S a vazão mássica de sólidos na alimentação.

De acordo com Rego (2008), essa equação, no entanto, deve ser adaptada para a separação óleo-água, considerando que a fase dispersa é menos densa do que a fase contínua, e, por isso, deve sair pelo *overflow* do equipamento. A resultante dessa adaptação é descrita pela Equação 2.17:

$$E_T = \frac{W_{DO}}{W_D} \quad (2.17)$$

onde W_{DO} é a vazão mássica de óleo no *overflow* e W_D = Vazão mássica de óleo na alimentação.

Chama-se atenção ao fato de que a Equação 2.17 utiliza apenas a vazão mássica de óleo no *overflow* para estimar a eficiência. Pela própria característica de divisão do escoamento em duas correntes (efeito de tubulação “T”), esse cálculo pode, no entanto, levar a uma aparente e equivocada eficiência de separação razoável.

Assim, de modo a considerar apenas o efeito da separação centrífuga no cálculo da eficiência, e avaliar a verdadeira performance do projeto do equipamento com base na influência do campo centrífugo, Kelsall (1952) propôs o conceito de eficiência total reduzida, que é dado pela Equação 2.18:

$$E'_T = \frac{E_T - R_f}{1 - R_f} \quad (2.18)$$

em que a razão de fluido (R_f) é compreendida como a vazão mássica da fase água (contínua) que sai no *overflow* (W_f), em relação à vazão da mesma que entra na alimentação, correspondendo à Equação 2.19:

$$R_f = \frac{W_{CO}}{W_C} = \frac{Q_o(1 - C_{vo})}{Q(1 - C_v)} \quad (2.19)$$

na qual W_{CO} é a vazão mássica da fase contínua no *overflow*, W_C é a vazão mássica da fase contínua alimentada no hidrociclone, Q_o é a vazão volumétrica do *overflow*, Q é a vazão volumétrica da alimentação, C_{vo} é a concentração volumétrica do óleo no *overflow* e C_v concentração volumétrica do óleo na alimentação.

Para pequenas concentrações de óleo disperso em água, a exemplo das águas oleosas, a eficiência total reduzida pode ser obtida também por meio da Equação 2.20:

$$E'_T = 1 - \frac{C_{vu}}{C_v} \quad (2.20)$$

Em que C_{vu} é a concentração volumétrica de óleo no *underflow*, ou (Equação 2.21):

$$E'_T = \frac{E_T - R_f}{1 - R_f} \quad (2.21)$$

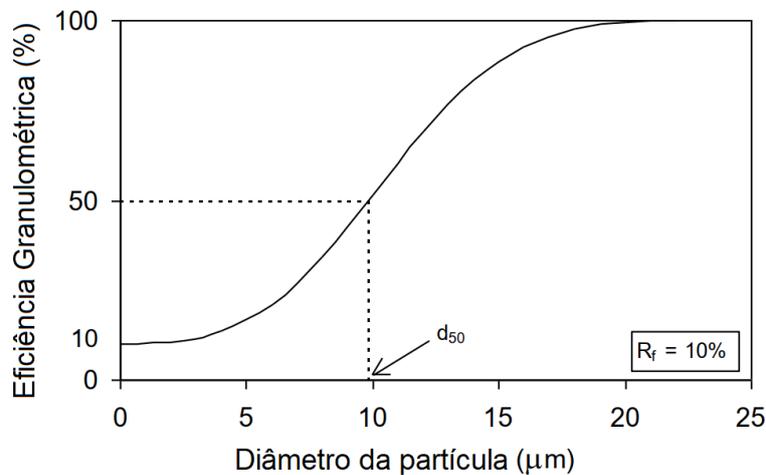
De acordo com Corrêa Júnior *et al.* (2018), a eficiência de separação está relacionada à capacidade que as gotas de líquido (no caso de separação líquido-líquido) de alcançar a região central do hidrociclone, que por sua vez, depende do seu diâmetro, como consequência da Lei de Stokes (Equação 2.12). Assim, para cada tamanho de gota, há uma eficiência chamada eficiência granulométrica (G), dada pela equação 2.22.

$$G = \frac{W_{do}}{W_d} \quad (2.22)$$

Em que W_{do} é a vazão mássica de partículas de tamanho d no *overflow* e W_d é a vazão mássica de partículas de mesmo tamanho na alimentação.

Na Figura 2.26 está ilustrada uma curva típica de eficiência granulométrica para um hidrociclone.

Figura 2.26- Distribuição de eficiência granulométrica para diferentes diâmetros de partícula, com $R_f=10\%$.



Fonte: Adaptado de Medronho (2004).

Assim, existe uma equação (Equação 2.23) que evidencia a relação existente entre variáveis, geométricas e de operação, desenvolvida por Svarovsky (2000), e utiliza os conceitos de eficiência total, eficiência granulométrica, razão de fluido e curva de distribuição de tamanhos.

$$\frac{1}{G} = 1 + \left(\frac{1}{E_T} - 1 \right) \left(\frac{dy_o}{dy_u} \right) \quad (2.23)$$

As variáveis dy_o e dy_u são as distribuições cumulativas de diâmetros de partícula “menor que” encontrados no *overflow* e no *underflow*, respectivamente.

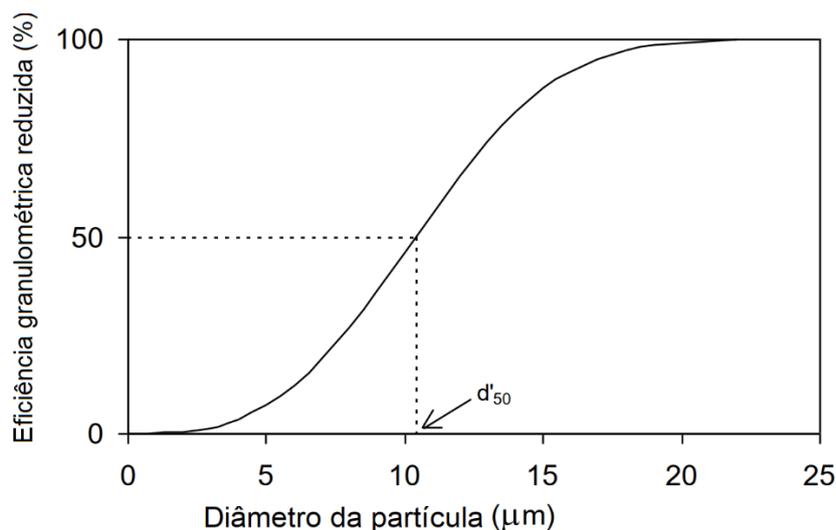
Do mesmo modo que ocorre para o cálculo da eficiência total, é necessária uma equação de eficiência granulométrica que considere apenas o

efeito da separação centrífuga do equipamento (desprezando a influência da divisão de correntes). É a chamada eficiência granulométrica reduzida (G'), a qual é definida pela Equação 2.24.

$$G' = \frac{(G - R_f)}{(1 - R_f)} \quad (2.24)$$

Diferentemente do que é apresentado na Figura 2.26, para a eficiência granulométrica, a curva da eficiência granulométrica reduzida começa da eficiência 0%, por não considerar no cálculo o efeito de tubulação 'T'. Esta curva é apresentada na Figura 2.27.

Figura 2.27- Distribuição de eficiência granulométrica reduzida para diferentes diâmetros de partícula.



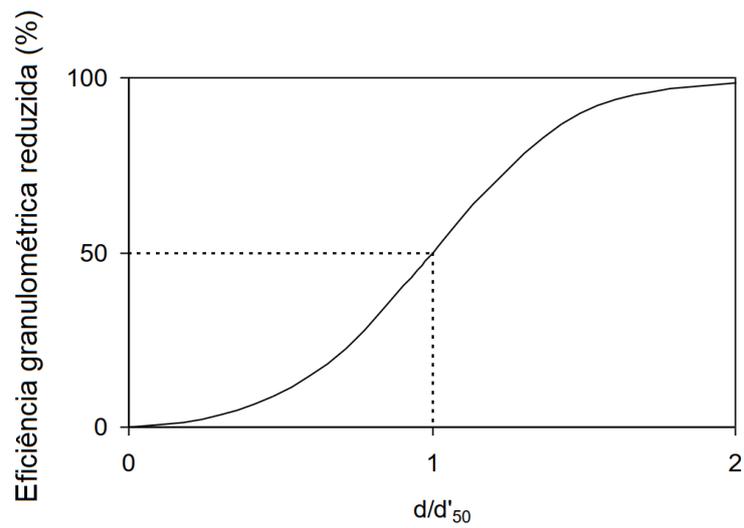
Fonte: Adaptado de Medronho (2004).

A Figura 2.28, por sua vez, apresenta a curva da eficiência granulométrica reduzida em função da razão $d/d'50$ (diâmetro de corte reduzido) e é descrita pela Equação 2.25.

O diâmetro de corte ($d'50$) é definido como o tamanho de partícula que corresponde a uma provável eficiência de separação pelo equipamento equivalente a 50% (SVAROVSKI, 2000). Com isso, pode-se dizer que quanto menor o diâmetro de corte, maior a eficiência de um equipamento para determinado diâmetro de partícula. Assim, a curva descrita pela Equação 2.24 é

uma característica do escoamento no hidrociclone em questão, sendo bastante utilizada para efeito de comparação no desempenho entre diferentes *designs* de equipamento.

Figura 2.28- Distribuição de eficiência granulométrica reduzida em função do diâmetro de corte reduzido.



Fonte: Adaptado de Medronho (2004).

$$E_T = \int_0^1 G dy \quad (2.25)$$

CAPÍTULO 3

METODOLOGIA

3.1 Descrição do problema

O problema proposto consiste no escoamento bifásico, turbulento, incompressível e isotérmico, no interior de um hidrociclone, para o qual se pretende avaliar a hidrodinâmica do escoamento e os parâmetros quantitativos do desempenho da separação óleo-água.

3.2 Fluxograma Metodológico

A Figura 4.1 apresenta um fluxograma das etapas realizadas a fim de se obter resultados de simulação numérica. O processo iniciou com elaboração de uma geometria que representasse o domínio de estudo (domínio fluido), baseado no trabalho de Marins (2007). A partir dela, foi gerada a malha numérica, que é a discretização espacial desse domínio. No pré-processamento foram configuradas as condições de contorno, propriedades físicas dos materiais, modelos matemáticos e definição de constantes. A etapa seguinte foi a de processamento, na qual ocorreu, de fato, a solução das equações diferenciais governantes, sendo possível acompanhar a evolução de gráficos informativos a respeito dos erros residuais, a fim de verificar a convergência da solução para um resultado ideal. Em seguida, realizou-se o pós-processamento. Nesta etapa, foi possível analisar os resultados de maneira detalhada, o que possibilitou a formulação de conclusões a respeito do problema e a tomada decisões sobre a necessidade de se aprimorar o refino de malha ou modificar os parâmetros definidos durante o pré-processamento. Uma vez que se obtém resultados ideais, não há mais a necessidade de se realizar uma nova etapa de processamento.

$$\frac{\partial}{\partial t}(f_{\alpha}\rho_{\alpha}) + \nabla \cdot (f_{\alpha}\rho_{\alpha}\vec{U}_{\alpha}) = \sum_{B=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\beta} + S_{M\alpha} \quad (3.1)$$

onde α e β são as fases envolvidas na mistura, \vec{U} é o vetor velocidade ($\vec{U} = (U_x, U_y, U_z)$), f é a fração volumétrica ρ é a massa específica, S_M é o termo fonte de massa e $\Gamma_{\alpha\beta}$ é o termo de difusividade mássica entre as fases envolvidas.

3.3.2 Conservação do momento linear

A equação da conservação da quantidade de movimento, também conhecida como equação da conservação do momento linear, é obtida pelo somatório das forças que atuam em um elemento do volume de controle. Quando aplicada à fase α do escoamento, tem-se a Equação 3.2:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(f_{\alpha}\rho_{\alpha}U_{\alpha})}{\partial t} + \nabla \cdot [f_{\alpha}(\rho_{\alpha}\vec{U}_{\alpha} \otimes \vec{U}_{\alpha})] = -f_{\alpha}\nabla\vec{p}_{\alpha} + \\ \nabla \cdot \{f_{\alpha}\mu_{ef}[\nabla\vec{U}_{\alpha} + (\nabla\vec{U}_{\alpha})^T]\} + \sum_{B=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+\vec{U}_{\beta} - \Gamma_{\alpha\beta}^-\vec{U}_{\alpha}) + S_{M\alpha} + \vec{M}_{\alpha} \end{aligned} \quad (3.2)$$

onde p é a pressão, S_M representa as forças externas atuando sobre o sistema por unidade de volume, $\Gamma_{\alpha\beta}^+$ corresponde ao fluxo mássico por unidade de volume entre as fases e \vec{M}_{α} é o termo que representa as forças interfaciais por unidade de volume.

O termo $\sum_{B=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+\vec{U}_{\beta} - \Gamma_{\alpha\beta}^-\vec{U}_{\alpha})$ descreve a transferência de momento induzida pela transferência de massa interfacial.

Ocorrem forças interfaciais agindo em cada fase, em decorrência da interação entre elas. A força total devido a esta interação é o termo M_{α} , que obedece a Equação 3.3.

$$M_{\alpha\beta} = \sum_{\alpha \neq \beta} \vec{M}_{\alpha\beta} = \vec{M}_{\alpha\beta}^D + \vec{M}_{\alpha\beta}^L + \vec{M}_{\alpha\beta}^{LUB} + \vec{M}_{\alpha\beta}^{VM} + \vec{M}_{\alpha\beta}^{TD} + \vec{M}_S \dots \quad (3.3)$$

Os termos do lado direito da Equação 3.3 representam a força de arraste ($\vec{M}_{\alpha\beta}^D$), força de sustentação ($\vec{M}_{\alpha\beta}^L$), força de lubrificação da parede ($\vec{M}_{\alpha\beta}^{LUB}$), força de massa virtual ($\vec{M}_{\alpha\beta}^{VM}$), força de dispersão turbulenta ($\vec{M}_{\alpha\beta}^{TD}$) e força de pressão do sólido (\vec{M}_S).

A força de arrasto da fase contínua é dada pela Equação 3.4, como segue:

$$\vec{M}_{\alpha\beta}^D = C_{\alpha\beta}^{(d)}(\vec{U}_\beta - \vec{U}_\alpha) \quad (3.4)$$

na qual o coeficiente $C_{\alpha\beta}^{(d)}$ é calculado a partir do coeficiente de arrasto C_D , de acordo com a Equação 3.5:

$$C_{\alpha\beta}^{(d)} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d_p} f_\beta \rho_\alpha |\vec{U}_\beta - \vec{U}_\alpha| \quad (3.5)$$

onde d_p é o diâmetro da partícula e C_D é o coeficiente de arrasto para escoamento turbulento e viscoso.

3.3.3 Modelo de turbulência da fase contínua RNGk-ε

Nos modelos de duas equações, geralmente são empregadas duas equações diferenciais de transporte de propriedades, k e ε , que representam energia cinética turbulenta, e a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta por unidade de massa, respectivamente.

A energia cinética turbulenta (k) e a taxa de dissipação (ε) são obtidas a partir das seguintes equações de transporte (Equações 3.6 e 3.7):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U} k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{kRNG}} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon \quad (3.6)$$

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\varepsilon_{kRNG}} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1RNG} P_k - C_{\varepsilon 2RNG} \rho \varepsilon) \quad (3.7)$$

onde μ é a viscosidade dinâmica, ρ é a massa específica e μ_t é a viscosidade turbulenta, a qual é dada pela Equação 3.9:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.8)$$

em que C_μ é uma constante empírica.

O coeficiente $C_{\varepsilon 1RNG}$ é dado por (Equação 3.9):

$$C_{\varepsilon 1RNG} = 1,42 - \frac{\eta \left(1 - \frac{\eta}{4,38} \right)}{1 + \eta^3 \beta_{RNG}} \quad (3.9)$$

sendo:

$$\eta = \sqrt{\frac{P_k}{\rho \varepsilon C_{\mu RNG}}} \quad (3.10)$$

em que P_k é o termo de produção de energia cinética turbulenta por efeito de cisalhamento, que é dado por (Equação 3.11):

$$P_k = \mu_t \nabla \vec{U} \cdot (\nabla \vec{U} + \nabla \vec{U}^T) + P_{kb} \quad (3.11)$$

em que P_{kb} é o termo de produção de flutuação, definido pela Equação 3.12:

$$P_{kb} = - \frac{\mu_t}{\rho \sigma_\rho} g \cdot \nabla \rho \quad (3.12)$$

onde g é o vetor aceleração gravidade e σ_ρ é o Número de Prandtl turbulento.

As constantes de turbulência utilizadas para o modelo RNG k- ε são: $\sigma_{kRNG} = 0,7179$, $\sigma_{\varepsilon RNG} = 0,7179$, $C_{\varepsilon 1RNG} = 1,92$, $C_{\varepsilon 2RNG} = 1,68$, $\beta_{RNG} = 0,012$, e $C_{\mu RNG} = 0,085$.

3.3.4 Modelo matemático proposto

As condições tomadas para a aplicação das equações de conservação de massa e de momento linear, foram as seguintes:

- escoamento em regime permanente;
- presença de duas fases fluidas (água e gotículas de óleo) incompressíveis;
- escoamento interno turbulento;
- escoamento isotérmico a 25°C;
- condição de não deslizamento (as componentes do vetor velocidade do fluido próximo à parede são iguais a zero);
- consideração do efeito da gravidade (na direção de y^- , com o equipamento na posição vertical);
- paredes rugosas do equipamento (0,045 mm);
- fenômenos de quebra e coalescência da fase dispersa não são considerados;
- desconsideração de forças de não arraste;
- não ocorrência de fonte de massa ($S_{m\alpha} = 0$);
- coeficiente de arrasto (C_D) igual a 0,44;
- sem transferência de massa interfacial ($\sum_{B=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+ \vec{U}_\beta - \Gamma_{\alpha\beta}^- \vec{U}_\alpha) = 0$).

Com isso, as Equações 3.1 e 3.2 reduzem-se às Equações 3.13 e 3.14:

$$\rho_\alpha \nabla \cdot (f_\alpha \vec{U}_\alpha) = 0 \quad (3.13)$$

$$\nabla \cdot [f_\alpha (\rho_\alpha \vec{U}_\alpha \otimes \vec{U}_\alpha)] = -f_\alpha \nabla \vec{p}_\alpha + \nabla \cdot \left\{ f_\alpha \mu_{ef} \left[\nabla \vec{U}_\alpha + (\nabla \vec{U}_\alpha^T) \right] \right\} + \vec{M}_\alpha \quad (3.14)$$

Diante dessas considerações, o modelo de turbulência RNG $\kappa-\varepsilon$ modificado para a fase contínua apresentado (Equações 3.6 e 3.7) se resume às Equações 3.15 e 3.16, para a energia cinética turbulenta (k) e a taxa de dissipação (ε). Para a modelagem da turbulência da fase dispersa, adotou-se o modelo de zero equação, definido pela Equação (3.17).

$$\nabla \cdot (\rho \vec{U} k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{kRNG}} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon \quad (3.15)$$

$$\nabla \cdot (\rho \vec{U} \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\varepsilon RNG}} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1 RNG} P_k - C_{\varepsilon 2 RNG} \rho \varepsilon) \quad (3.16)$$

$$\mu_{t,d} = \left(\frac{\rho_d}{\rho_c} \right) \frac{\mu_{t,c}}{\sigma} \quad (3.17)$$

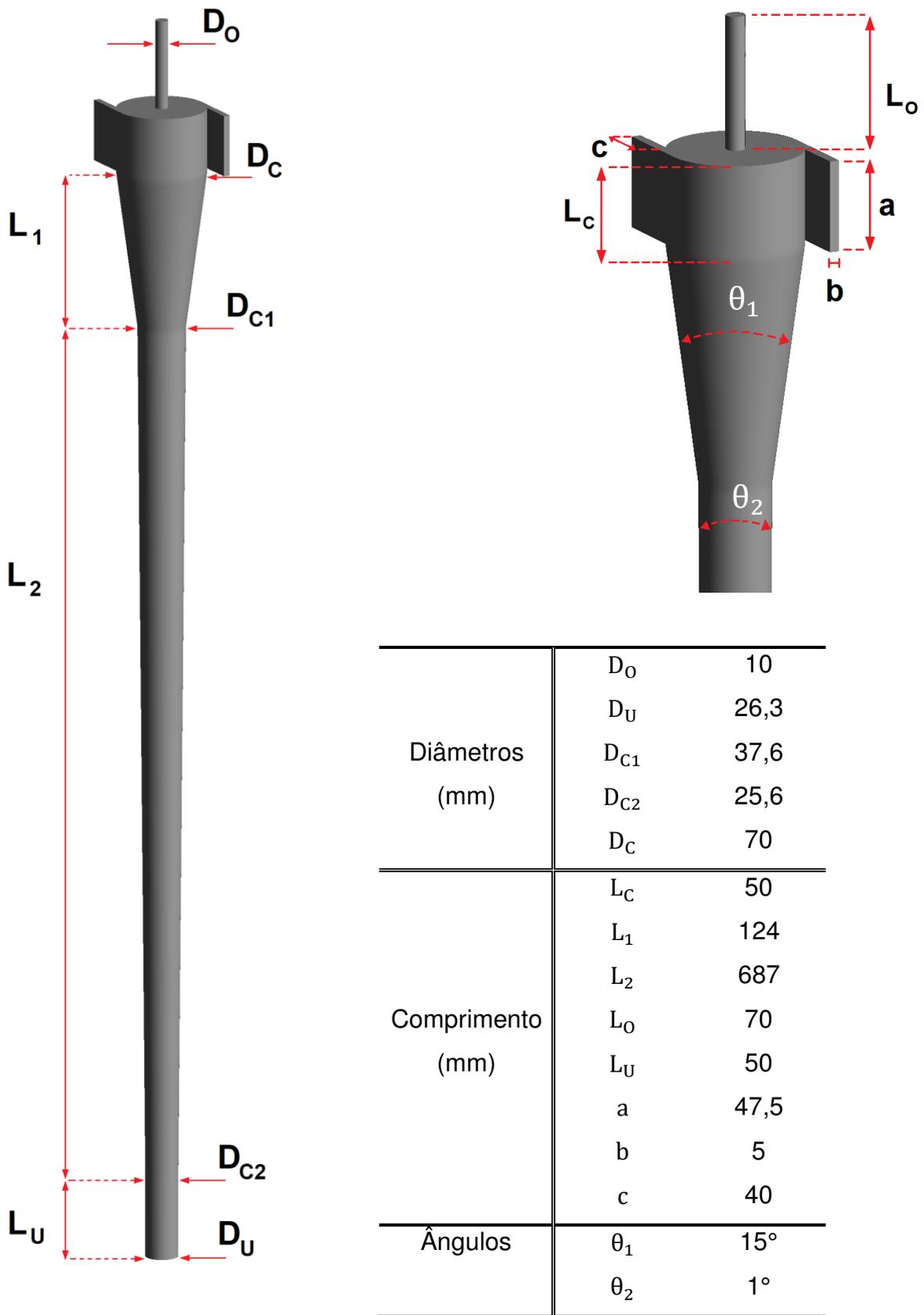
3.4A geometria

A geometria definida para o hidrociclone baseou-se no equipamento utilizado no trabalho experimental de Marins (2007). Suas características e dimensões geométricas foram definidas de acordo com a Figura 3.2, chamando atenção para o fato de que se trata de um modelo com duas entradas de seção retangular, sem *vortex finder*, composto por duas seções cônicas no corpo do equipamento.

A construção da geometria utilizada para a execução deste trabalho se deu com o auxílio de dois *softwares*: o *Inventor*, da empresa *AutoDesk*, e o *Design Modeler*, do pacote *Ansys*.

No modelo utilizado por Marins (2007), as entradas são paralelas ao *overflow* do equipamento e se conectam a câmaras convergentes tangenciais à seção cilíndrica, de área de passagem retangular e seção transversal decrescente conforme se aproxima do corpo do equipamento. No entanto, objetivando simplificar a construção geométrica do volume fluido, optou-se pela substituição por duas entradas tangenciais de seção retangular, conforme apresentado. Tais simplificações também foram adotadas por Barbosa (2011) e Raposo (2008).

Figura 3.2- Aspectos geométricos do hidrociclone usado na pesquisa.



3.5 Malha numérica

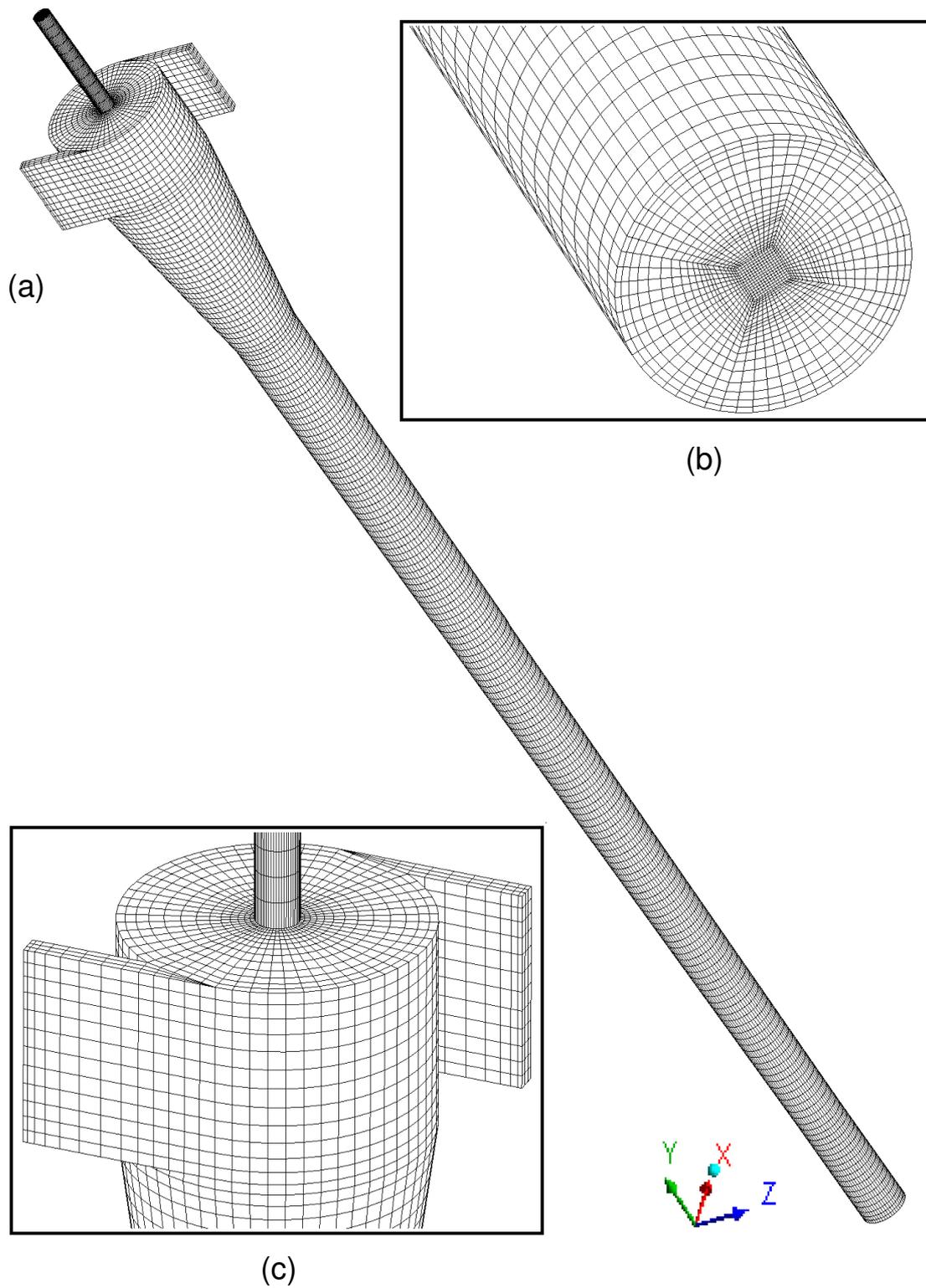
Para a discretização do domínio fluido, foi construída uma malha numérica, usando o programa ICEM CFD, integrante da plataforma Ansys, que, de acordo com Lopes (2018), constitui em um gerador de malha versátil, oferecendo ao usuário um domínio completo dos parâmetros da mesma. Ele é especialmente útil na construção das malhas hexaédricas estruturadas exigidas no estudo fluidodinâmico em hidrociclones. Elementos hexaédricos apresentam vantagem de alinhar-se com o escoamento interno ao hidrociclone, permitindo melhores aproximações numéricas para os resultados (PATANKAR, 1980).

A malha foi construída de forma estruturada inicialmente na seção cilíndrica e, a partir disso, projetada em direção às seções cônicas, e às saídas. Esta metodologia é comum na construção de malhas em hidrociclones, de acordo com a literatura (SLACK *et al.*, 2004; HUANG, 2005; RAPOSO, 2008).

Em determinadas regiões do domínio, ocorrem intensos gradientes, a exemplo da região central do equipamento (em decorrência do vórtice reverso), e das regiões próximas às suas paredes (devido à condição de não deslizamento, em que a velocidade do fluido imediatamente em contato com a parede é igual a 0) e nas entradas e saídas do equipamento. Diante disso, de modo a garantir uma solução mais precisa em tais regiões, adotou-se o aumento do refino da malha.

A Figura 3.3 (a) apresenta uma visão geral da malha hexaédrica construída para o estudo numérico. Na Figura 3.3 (b), tem-se, ainda, uma vista da malha na saída inferior do hidrociclone e, na Figura 3.3 (c), a vista da malha na região da seção cilíndrica e entradas do equipamento.

Figura 3.3- Malha numérica do hidrociclone: (a) visão geral; (b) saída inferior; (c) seção cilíndrica e entradas de seção retangular.



3.6 Condições de contorno

As condições de contorno utilizadas nas simulações foram configuradas de acordo com a Tabela 3.1.

Tabela 3.1- Condições de contorno para as simulações.

Velocidade na entrada	Prescrita (Tabela 3.4)
Pressão no <i>overflow</i>	1 atm
Pressão no <i>underflow</i>	1 atm
Rugosidade da parede	0,045 mm
Velocidade na parede	0 (condição de não-deslizamento)

3.7 Propriedades físico-químicas das fases

Parâmetros e propriedades físico-químicas da separação utilizadas na simulação no presente trabalho apresentam-se na Tabela 3.2.

Tabela 3.2- Propriedades físico-químicas.

Parâmetro	Fase	
	Água	Óleo
Massa específica (kg/m ³)	997	860
Viscosidade (kg/m.s)	0.0008899	0,013

3.8 Casos estudados

De modo a garantir a não interferência da malha numérica nos resultados simulados, foi realizado inicialmente um teste de malha, para o qual foram elaboradas três malhas diferentes, com números de elementos crescentes. As malhas foram, então, utilizadas em simulações com parâmetros operacionais idênticos, conforme apresentados na Tabela 3.3.

No incremento de elementos para a construção de uma malha mais refinada, foi obedecido um acréscimo médio de 10% do número de elementos

em cada aresta de blocagem de malha, respeitando as regiões de refinamento a serem preservadas (que apresentam elevados gradientes).

Tabela 3.3- Número de elementos e parâmetros operacionais utilizados no teste.

Malhas	Número de elementos	Velocidade de entrada (m/s)	Fração volumétrica de óleo	Diâmetro de partícula (μm)
Malha 1	193 mil	1,5	0,01	100
Malha 2	283 mil	1,5	0,01	100
Malha 3	373 mil	1,5	0,01	100

A partir daí, utilizando a malha 2, também foram simulados casos variando os valores de velocidade de entrada, de fração volumétrica de óleo na alimentação e de diâmetro de partícula, de acordo com a relação da Tabela 3.4.

Tabela 3.4- Casos simulados.

Casos	Velocidade de entrada (m/s)	Fração volumétrica de óleo	Diâmetro de partícula (μm)
Caso 1	5,0	0,01	100
Caso 2	3,0	0,01	100
Caso 3	1,5	0,01	100
Caso 4	5,0	0,001	100
Caso 5	3,0	0,001	100
Caso 6	1,5	0,001	100
Caso 7	5,0	0,001	75
Caso 8	3,0	0,001	75
Caso 9	1,5	0,001	75

Esta pesquisa foi desenvolvida no Laboratório Computacional de Térmica e Fluidos – LCTF, da Unidade Acadêmica de Engenharias Mecânica, do Centro

de Ciências e Tecnologia da Universidade Federal de Campina Grande. A configuração da máquina utilizada para realização das simulações é a seguinte:

- processador Intel Core I5 de 2.2 GHz;
- 8 GB de memória RAM;
- 1 TB de memória física (HD);
- ambiente Windows 10;
- sistema operacional de 64 bits;

No presente trabalho, utilizou-se o modelo de turbulência RNG $k - \epsilon$ modificado (apresentados nas Equações 3.6 a 3.12) proposto por Spalart e Shur (1997), diante dos melhores resultados obtidos por Barbosa (2011), quando comparado a outros modelos, em relação aos resultados experimentais. Devido à complexidade do escoamento turbulento, foi considerada a precisão dupla (as grandezas são armazenadas com o dobro de algarismos significativos).

O critério de convergência adotado para as variáveis foi 10^{-6} , e o acompanhamento da convergência se deu com o auxílio de monitores da queda de pressão, que é calculada pela Equação 3.15.

$$DPR = \frac{\bar{P}_{\text{alimentação}} - \bar{P}_{\text{rejeito}}}{\bar{P}_{\text{alimentação}} - \bar{P}_{\text{fundo}}} \quad (3.15)$$

3.9 Eficiência de separação

A eficiência do equipamento foi calculada de acordo com a Equação 2.24, que se refere à eficiência granulométrica reduzida (para o diâmetro de partícula simulado em cada caso).

CAPÍTULO 4

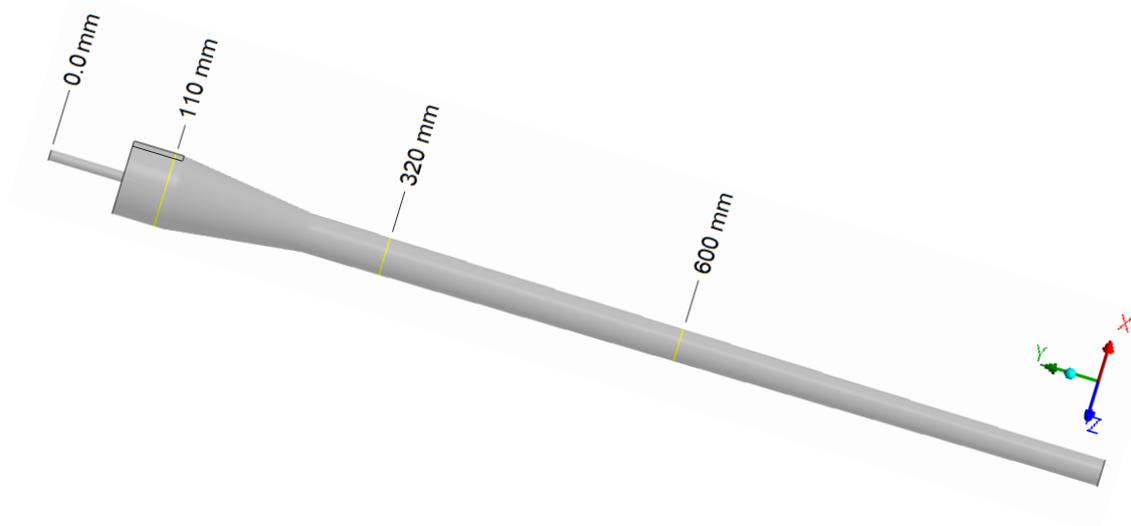
RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Teste de independência de malha

A malha gerada para um estudo específico é um fator determinante na qualidade e confiabilidade dos resultados numéricos obtidos em uma simulação. Seu nível de interferência é estabelecido, dentre outros fatores, pelo tamanho do elemento em relação ao elemento de referência (fator de expansão de malha), da quantidade de elementos e refinamento da malha (CAVALCANTE, 2018).

Os resultados obtidos para as três malhas testadas foram analisados ao longo do hidrociclone sobre linhas específicas geradas (cotas 110 mm, 320 mm e 600 mm). Para isto, foram gerados gráficos de velocidade axial e velocidade tangencial (principais componentes do escoamento em hidrociclones), conforme indicado na Figura 4.1.

Figura 4.1- Cotas utilizadas para geração de resultados no teste de malha



Para a análise, foram gerados gráficos de velocidade axial em função da coordenada X (Figuras 4.2 a 4.4), nas posições de Y igual a -110 mm, -320 mm e -600 mm.

Figura 4.2- Velocidade axial ao longo da posição x, à altura y= -110 mm, para diferentes malhas.

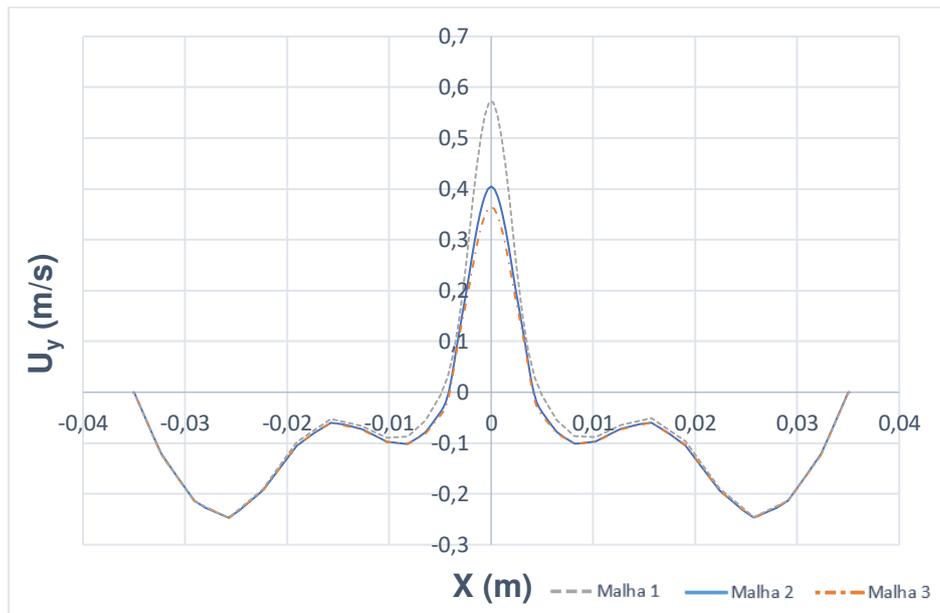


Figura 4.3- Velocidade axial ao longo da posição x, à altura y= -320 mm, para diferentes malhas.

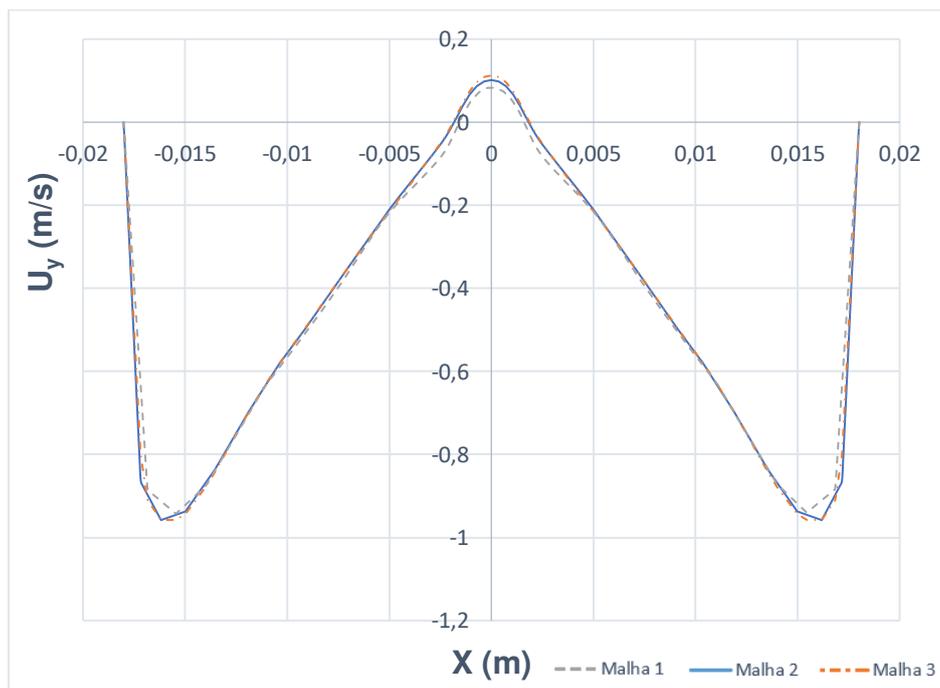
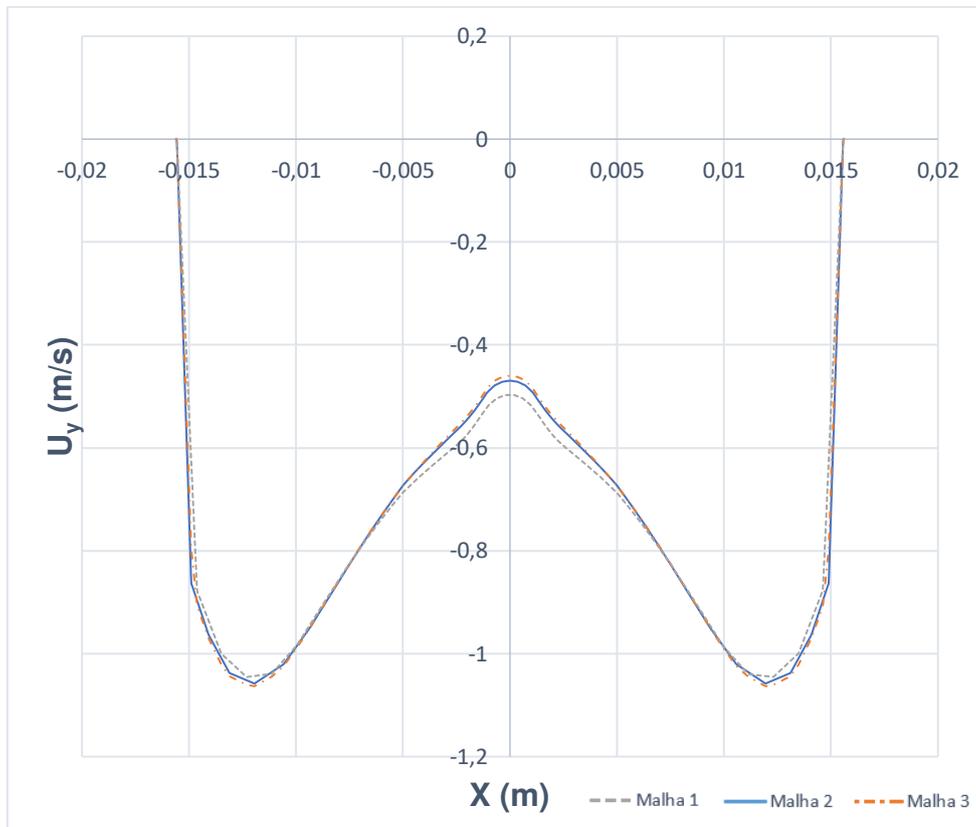


Figura 4.4- Velocidade axial ao longo da posição x , à altura $y = -600$ mm, para diferentes malhas.



Da análise destes gráficos verifica-se proximidade de resultados entre a malha 2 e 3, especialmente na previsão do comportamento da componente na região próxima ao eixo central do dispositivo.

Da mesma forma, para o teste de malha analisando os resultados de velocidade tangencial, foram gerados os gráficos representados nas Figuras 4.5 a 4.7, sobre as linhas nas posições Y igual a -110 mm, -320 mm e -600 mm, respectivamente.

Figura 4.5-Velocidade tangencial ao longo da posição x , à altura $y = -110$ mm, para diferentes malhas.

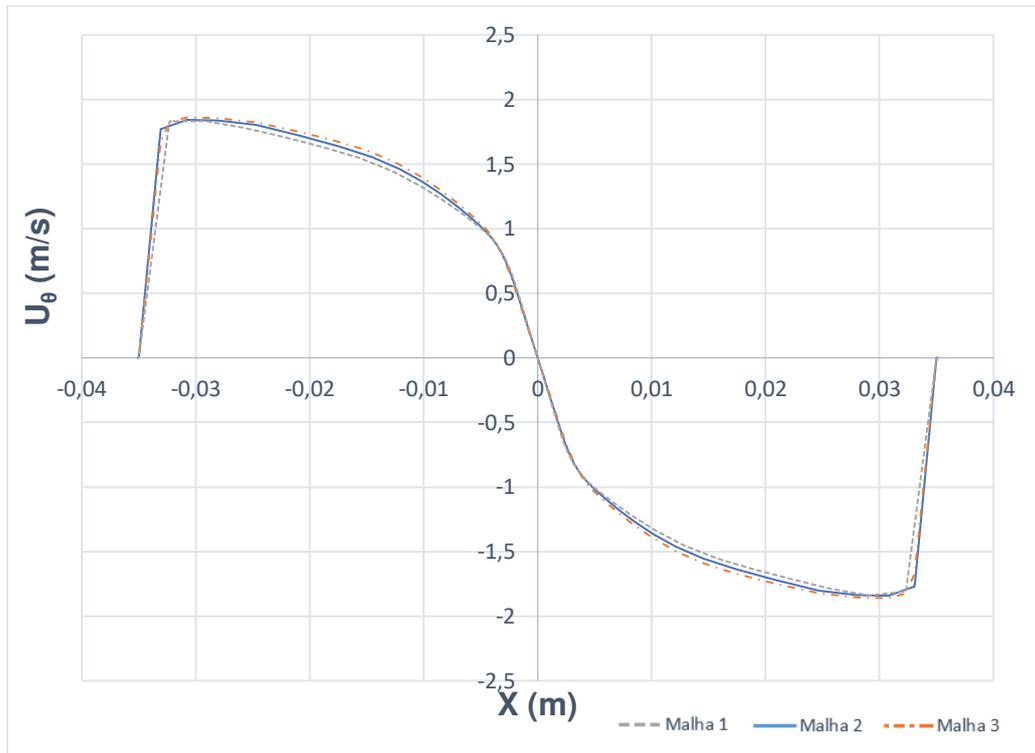


Figura 4.6-Velocidade tangencial ao longo da posição x , à altura $y = -320$ mm, para diferentes malhas.

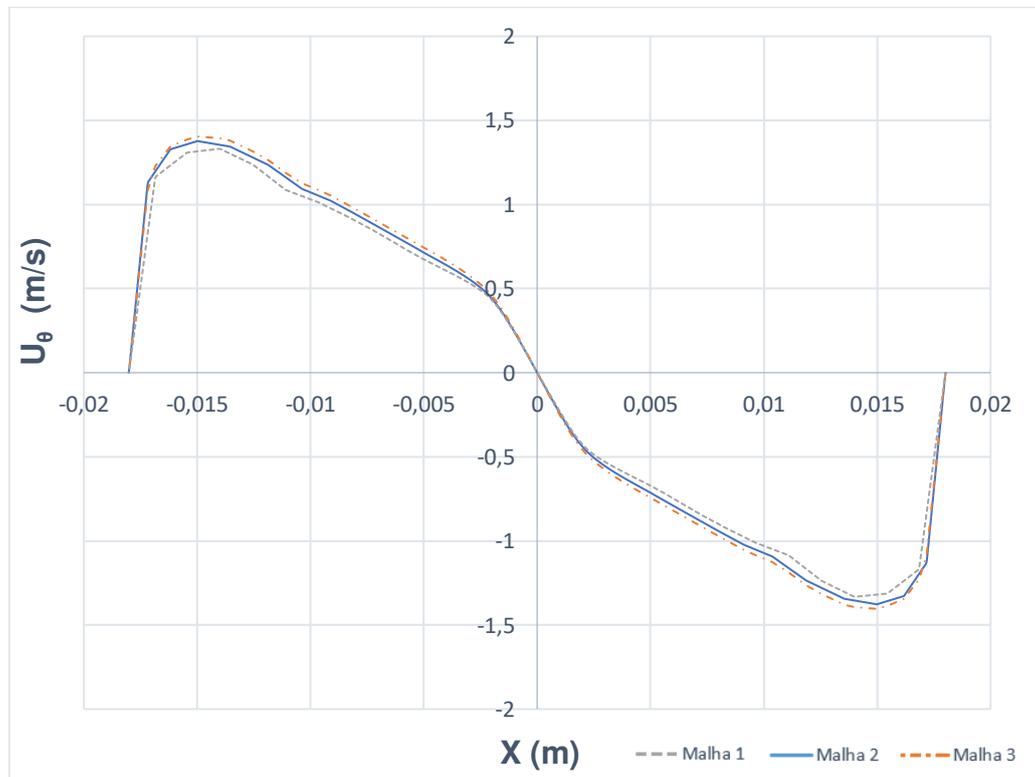
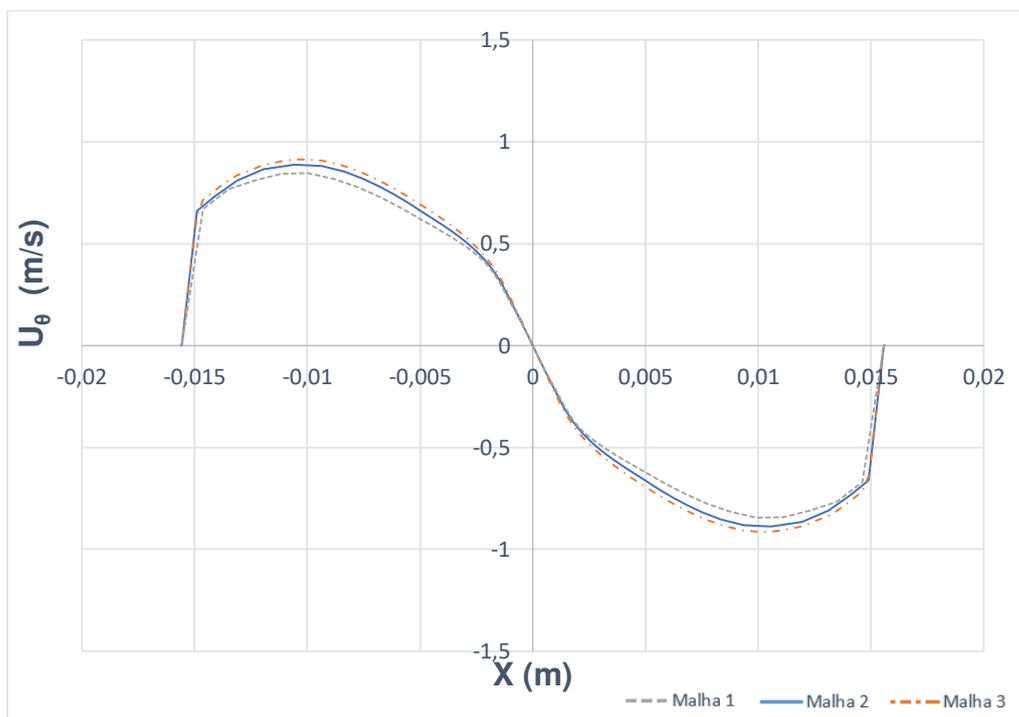


Figura 4.7-Velocidade tangencial ao longo da posição x , à altura $y= -600$ mm, para diferentes malhas.



Da análise destas figuras, observa-se uma elevada semelhança de resultados obtidos com as malhas 1, 2 e 3, nas três diferentes cotas analisadas. No entanto, para as malhas 2 e 3 foram obtidos valores mais aproximados, especialmente na região média do escoamento, entre a parede do dispositivo e seu eixo central.

Assim, tomando por base a aproximação de resultados das velocidades axial e tangencial entre as malhas 2 e 3, optou-se por utilizar a malha 2 para o estudo da hidrodinâmica do escoamento bifásico óleo-água no hidrociclone, pelo fato desta exigir menos esforço e tempo computacional no processamento dos dados simulados.

4.2 Hidrodinâmica do hidrociclone

4.2.1 Performance de separação

Foram realizados cálculos de eficiência granulométrica reduzida (Equação 2.24) de separação, para os casos simulados, e os resultados obtidos estão representados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1- Resultados de eficiência de separação

Casos	Velocidade de entrada (m/s)	Fração volum.de óleo	Diâmetro de partícula (μm)	Eficiência de separação
Caso 1	5	0,010	100	0,99889
Caso 2	3	0,010	100	0,99877
Caso 3	1,5	0,010	100	0,99732
Caso 4	5	0,001	100	0,99809
Caso 5	3	0,001	100	0,99793
Caso 6	1,5	0,001	100	0,99653
Caso 7	5	0,001	75	0,98301
Caso 8	3	0,001	75	0,98088
Caso 9	1,5	0,001	75	0,98032

Da análise dos resultados presentes na Tabela 4.1, percebe-se que a velocidade de entrada da mistura no equipamento, a fração volumétrica das fases e o diâmetro de partícula influenciam na eficiência de separação.

Fixando-se os outros parâmetros de simulação, tem-se que a velocidade da mistura na alimentação atua de forma direta na eficiência de separação. Quanto maior a velocidade na entrada, maior a eficiência de separação, portanto, os casos com velocidade de entrada de 5 m/s (casos 1, 4 e 7) apresentaram eficiências mais elevadas. Isto deve-se ao fato de que a vazão volumétrica de entrada influencia na velocidade tangencial interna ao dispositivo, e esta é a componente responsável pela geração do campo centrífugo, que interfere diretamente na coleta das fases pela diferenciação entre elas.

Da mesma forma, para a fração volumétrica de óleo na corrente de alimentação, a eficiência de separação obtida para os casos 1, 2 e 3 (com fração volumétrica de óleo de 1%) mostrou-se superior aos casos 4, 5 e 6 (com fração volumétrica de óleo igual a 0,1%), respectivamente.

Por fim, a diminuição do diâmetro da partícula de 100 μm para 75 μm (nos casos 7, 8 e 9), promoveu uma diminuição da eficiência, de acordo com o que é previsto pela Lei de Stokes (Equação 2.12), na qual a diminuição do tamanho da

fase dispersa reduz a velocidade terminal e, conseqüentemente, a eficiência de separação.

De todos os resultados obtidos, o melhor resultado de eficiência foi aquele para maior velocidade de entrada, maior fração volumétrica e maior diâmetro de partícula (Caso 1). No entanto, em todos os casos, a eficiência de separação granulométrica reduzida obtida superou 98%, evidenciando que se trata de um hidrociclone adequado e de alta performance. Os resultados em geral indicam que, ao se alterar as condições operacionais, a eficiência de separação do equipamento se mantém elevada, indicando que estes parâmetros têm reduzida influência nesta configuração geométrica, na faixa operacional estudada nesta pesquisa.

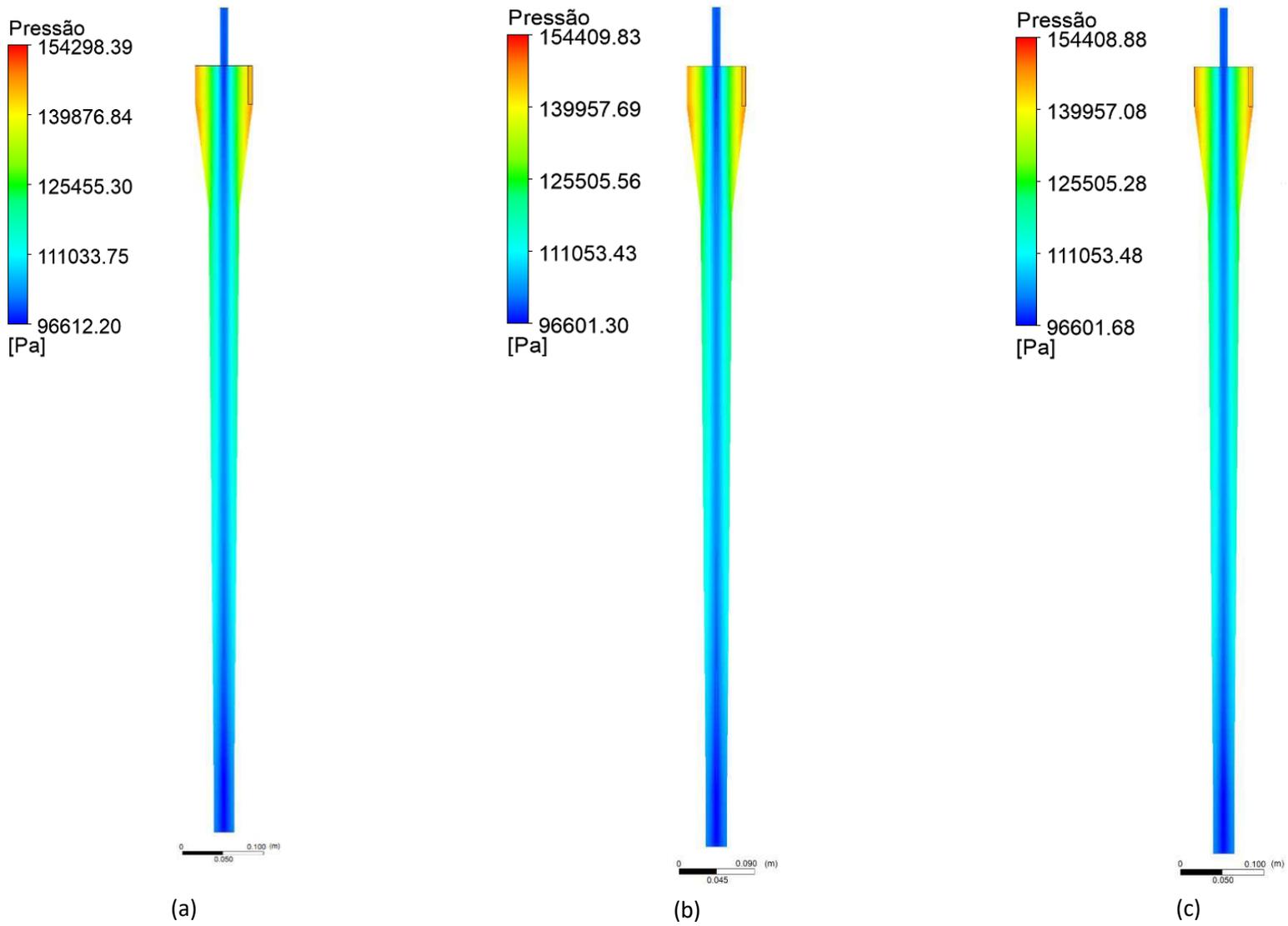
4.2.2 Parâmetros hidrodinâmicos

4.2.2.1 Campos de pressão

As Figuras 4.8 (a), (b) e (c) representam o perfil de pressão no plano XY, para os casos 1, 4 e 7, respectivamente, (casos em que a velocidade de entrada da mistura é igual a 5 m/s). Da análise destas figuras, verifica-se pressões mais elevadas em regiões mais distantes do eixo central do hidrociclone, e menores à medida que se aproxima deste. Esse comportamento é provocado pela ação do campo centrífugo, que promove o choque das partículas do fluido (atrato) contra as paredes laterais do equipamento, resultando em maiores pressões nestas regiões.

Este fenômeno (amplitude nos valores de pressão) é mais acentuado com a redução da concentração de óleo na corrente de alimentação (Casos 2 e 3) e, conforme observado nos resultados de Maciel (2013), explica-se pelo aumento da força centrífuga e pelo incremento do momento angular, pela redução das perdas por atrito.

Figura 4.8- Campos de pressão no plano XY: (a) caso 1; (b) caso 4; e (c) caso 7



Nas Figuras 4.9 (a), (b), (c) e (d) a 4.11 (a), (b), (c) e (d) estão representados os campos de pressão em diferentes alturas do equipamento para os casos 1, 4 e 7 na saída do *overflow*, na altura da parede superior e na altura da base da sua seção cilíndrica, e na saída do *underflow*, respectivamente. Tais resultados evidenciam o comportamento radial da pressão no interior do equipamento, desde sua saída superior, passando por todo o comprimento do hidrociclone, até sua saída inferior. Este comportamento radial da pressão está presente em todos os casos analisados.

Figura 4.9-Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 1: (a) na saída do *overflow*, em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm.

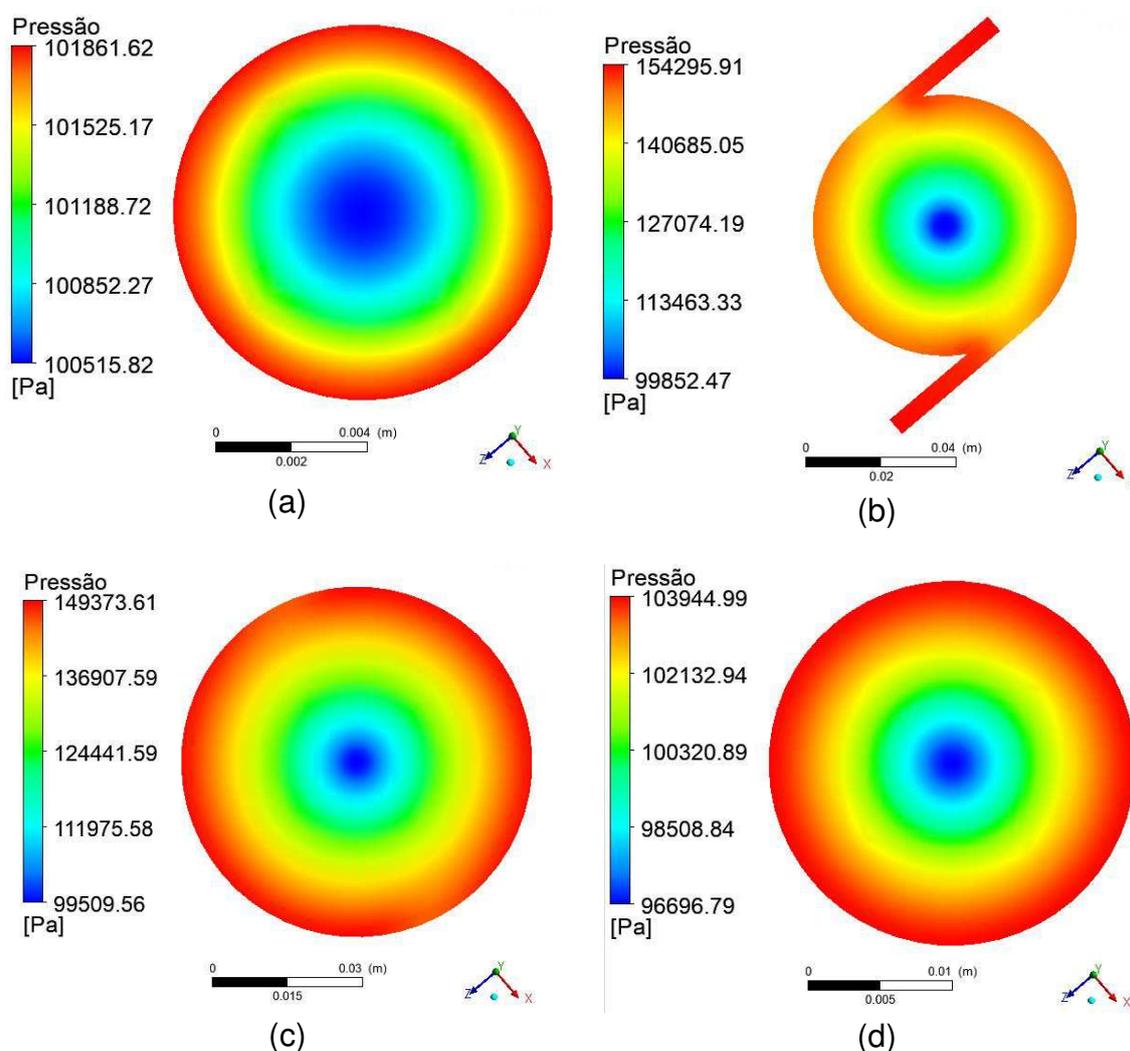


Figura 4.10-Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 4: (a) na saída do *overflow*, em $y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm.

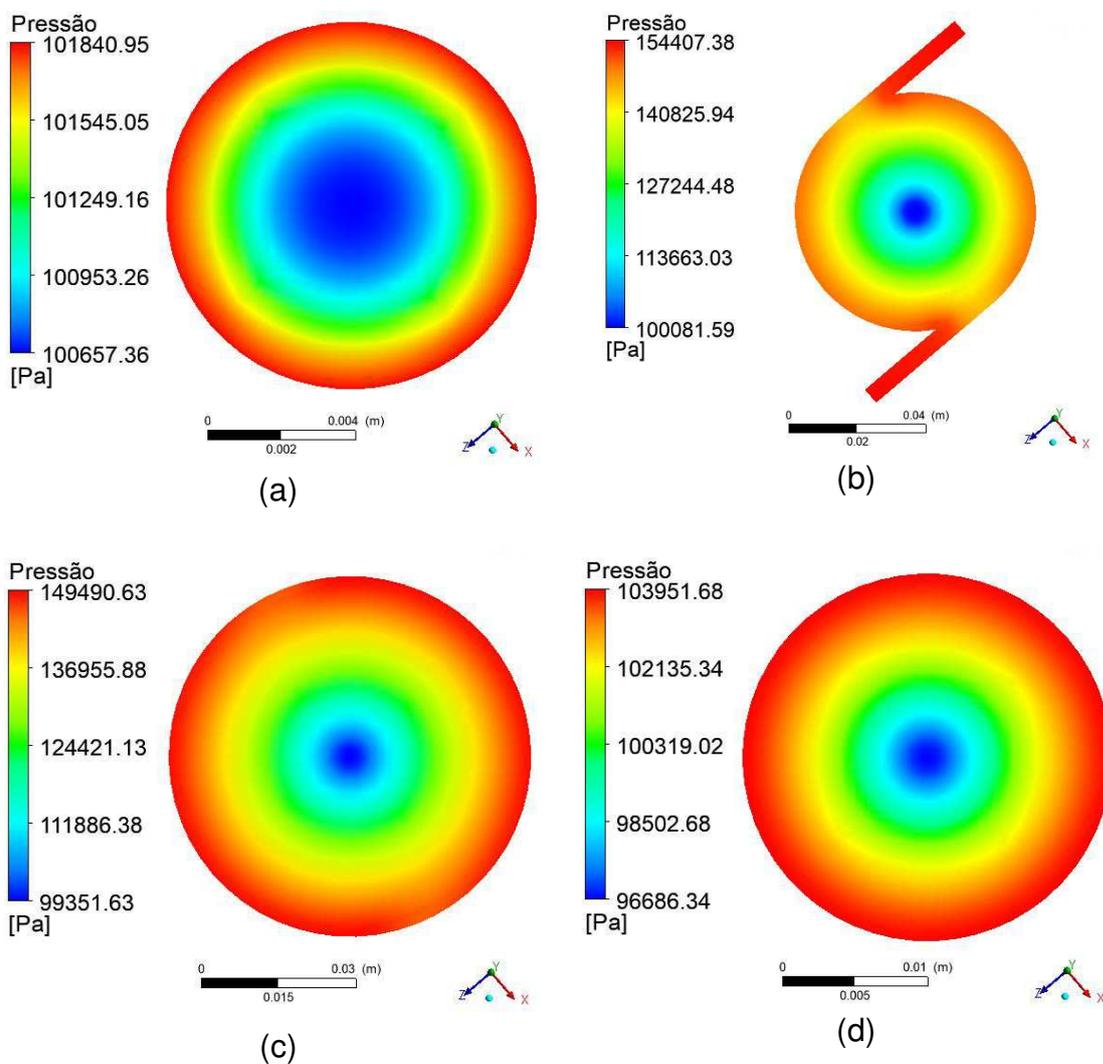
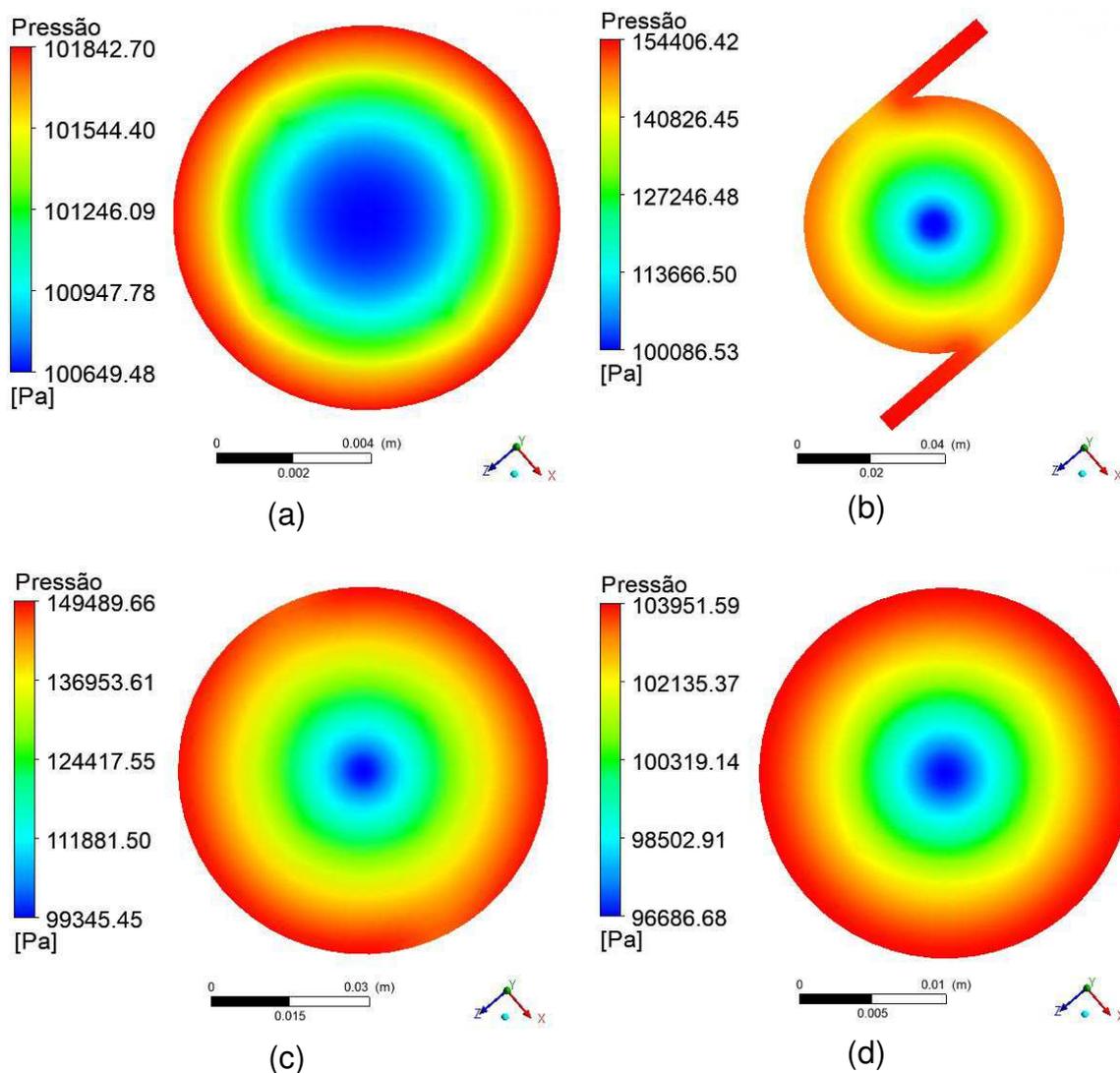


Figura 4.11: Campos de pressão em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 7: (a) na saída do *overflow*, em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm .



No entanto, na altura da seção cilíndrica, onde se encontra a alimentação do dispositivo, é que foram obtidas as maiores pressões na parede devido às elevadas velocidades tangenciais do fluido encontradas. Uma vez que, durante o escoamento pelo interior do dispositivo, o fluido sofre dissipação da sua energia dinâmica, devido ao choque de suas partículas entre si e com as paredes do equipamento, os índices de velocidade tangencial e de pressão tendem a ser menores em regiões próximas às saídas do hidrociclone. Este comportamento da pressão nas paredes está representado nas Figuras 4.12 a 4.14 para os casos 1, 4 e 7, respectivamente.

Figura 4.12-Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 1.

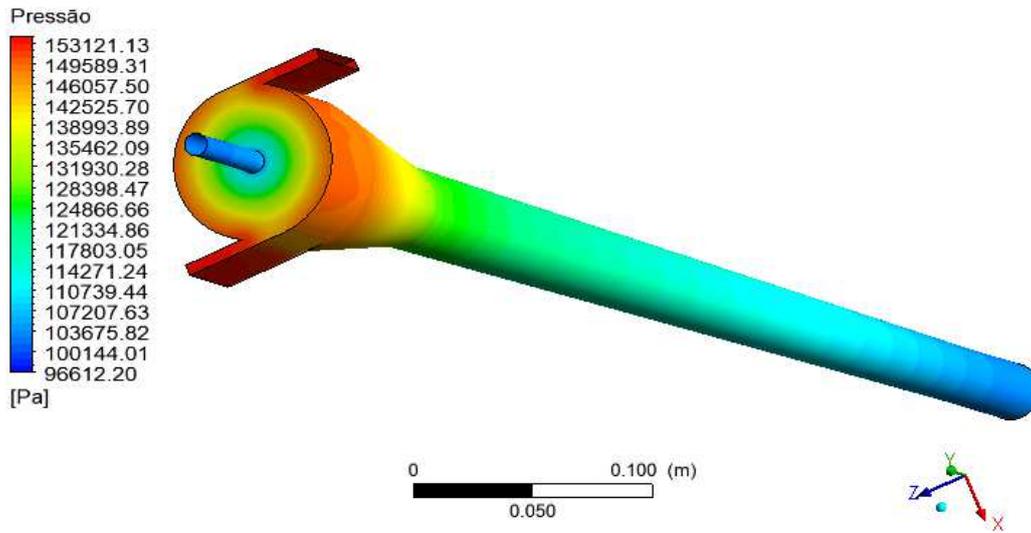


Figura 4.13-Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 4.

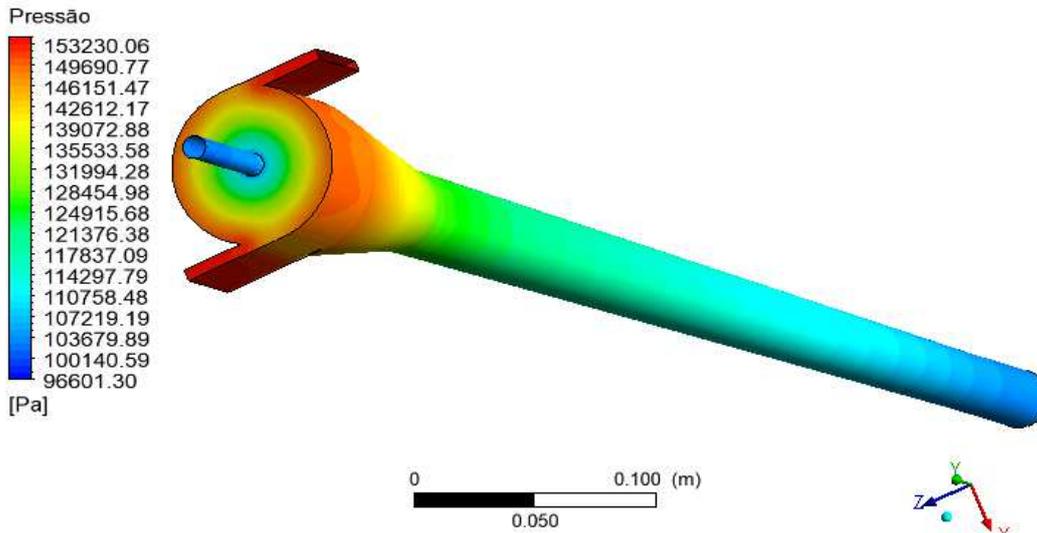
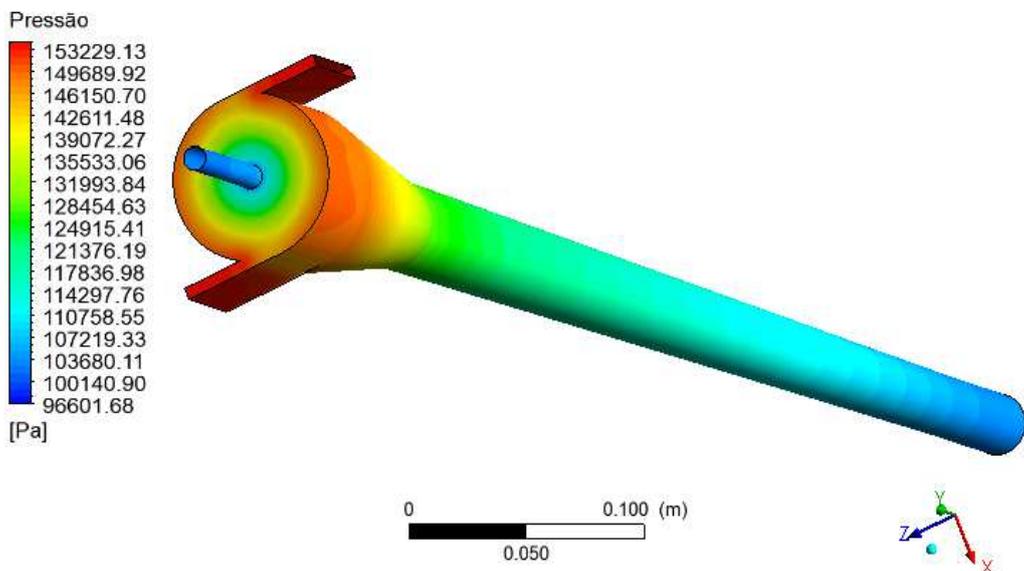


Figura 4.14-Campo de pressão nas paredes do hidrociclone para o caso 7.



4.2.2.2 Perfis de fração volumétrica

Sobre a linha à cota de 320 mm, foram gerados gráficos de fração de óleo, conforme apresentados nas Figuras 4.15 a 4.17, para todos os casos estudados. De acordo com análise dos resultados, pode-se verificar que a redução da fração de óleo na corrente de alimentação proporciona uma redução da fração de óleo na região central do equipamento (comparação entre as Figuras 4.15 e 4.16), enquanto a redução no diâmetro da partícula proporciona um aumento da concentração de óleo nesta região (comparação entre as Figuras 4.16 e 4.17).

Os perfis de fração volumétrica no plano XY para casos 1, 2 e 3, estão ilustrados na Figura 4.18 (a), (b) e (c), respectivamente. Para os casos 4, 5 e 6, estão representados nas Figuras 4.19 (a), (b) e (c), respectivamente. Para os casos 7, 8 e 9, os resultados obtidos estão representados nas Figuras 4.20 (a), (b) e (c). Da análise destas figuras, verifica-se que há uma concentração de óleo na área central do equipamento, a qual se prolonga até pouco abaixo do término de sua seção cônica superior, tomando uma região menor que 30% da extensão vertical do equipamento (desconsiderando o comprimento do *overflow*), diferente do que foi apresentado por Grady *et al.* (2003). Esta concentração de óleo próximo ao eixo central é esperada para um hidrociclone, devido ao efeito do campo centrífugo que, em razão das menores pressões associadas, promove a migração da fase menos densa para esta região.

A comparação de resultados sob diferentes condições de velocidade de entrada indica pouca variação sobre o comportamento da fração de óleo para maiores velocidades, há uma maior concentração de óleo no eixo central do equipamento e no interior do tubo de *overflow*, como resultado de uma separação mais eficiente devido à intensificação do campo centrífugo em razão de maiores vazões na alimentação.

Os casos 4 a 6, que foram simulados com fração volumétrica de óleo reduzida na entrada (em comparação aos casos 1 a 3), apresentaram menores concentrações de óleo na região central do equipamento, como consequência de uma menor quantidade de óleo emulsionado a ser recuperado.

Os casos simulados com menor diâmetro de partícula para a fase óleo (casos 7 a 9), por sua vez, apresentaram maiores concentrações nesta região central, se comparados aos demais. Ou seja, diante do aumento da dificuldade de segregação entre as fases pela redução do diâmetro da fase dispersa, uma considerável concentração de óleo ainda está emulsionado na água quando a mistura adentra a segunda seção cônica, onde deve ocorrer parte da separação centrífuga entre óleo e água. Isto pode ser identificado pela nítida diferenciação entre as fases do escoamento aí presente.

Figura 4.15- Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 1, 2 e 3.

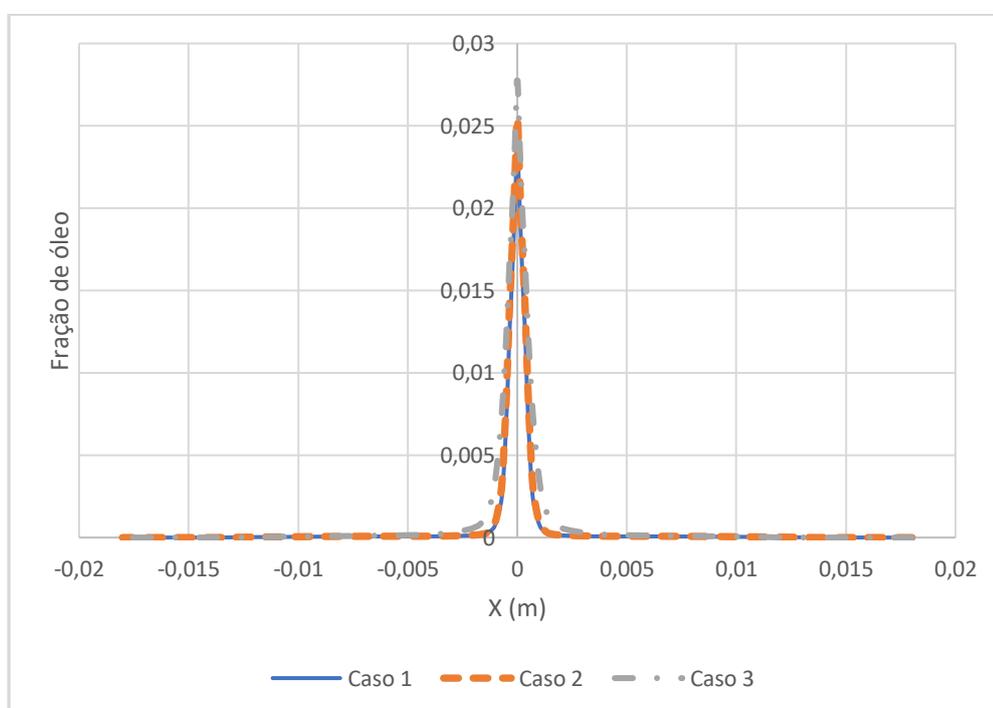


Figura 4.16- Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 4, 5 e 6.

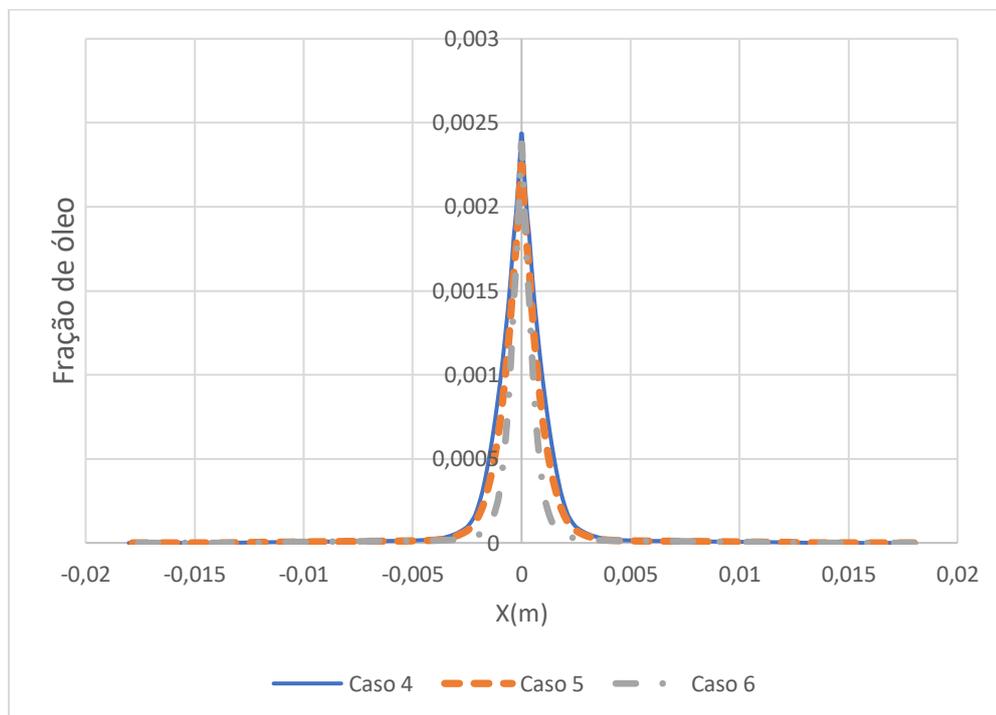


Figura 4.17- Fração volumétrica de óleo à altura $z=-320$ mm, para os casos 7, 8 e 9.

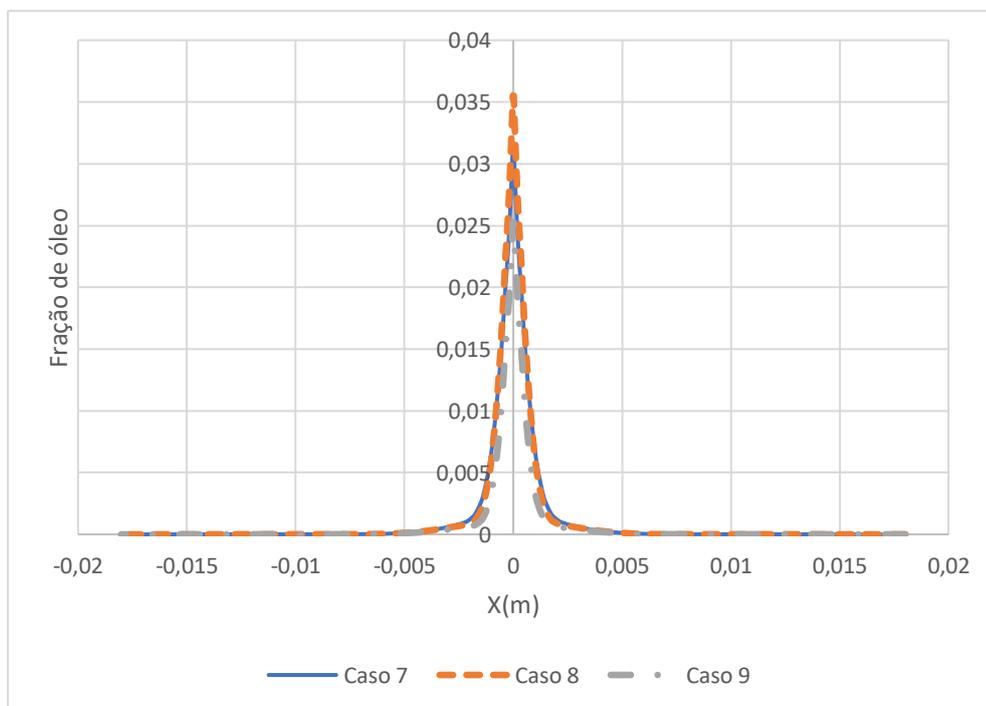


Figura 4.18- Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 1; (b) caso 2 e (c) caso 3.

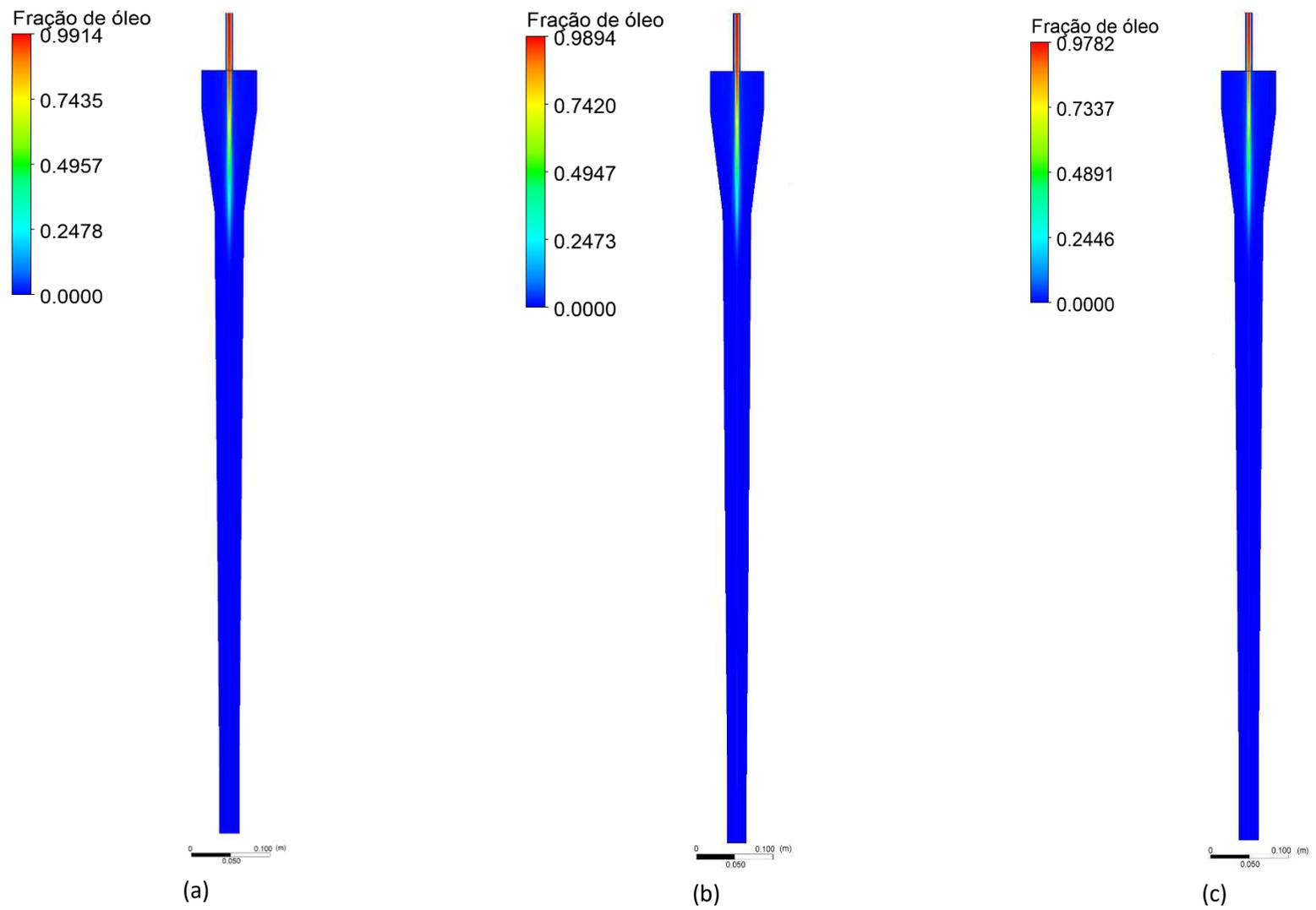


Figura 4.19- Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 4; (b) caso 5 e (c) caso 6.

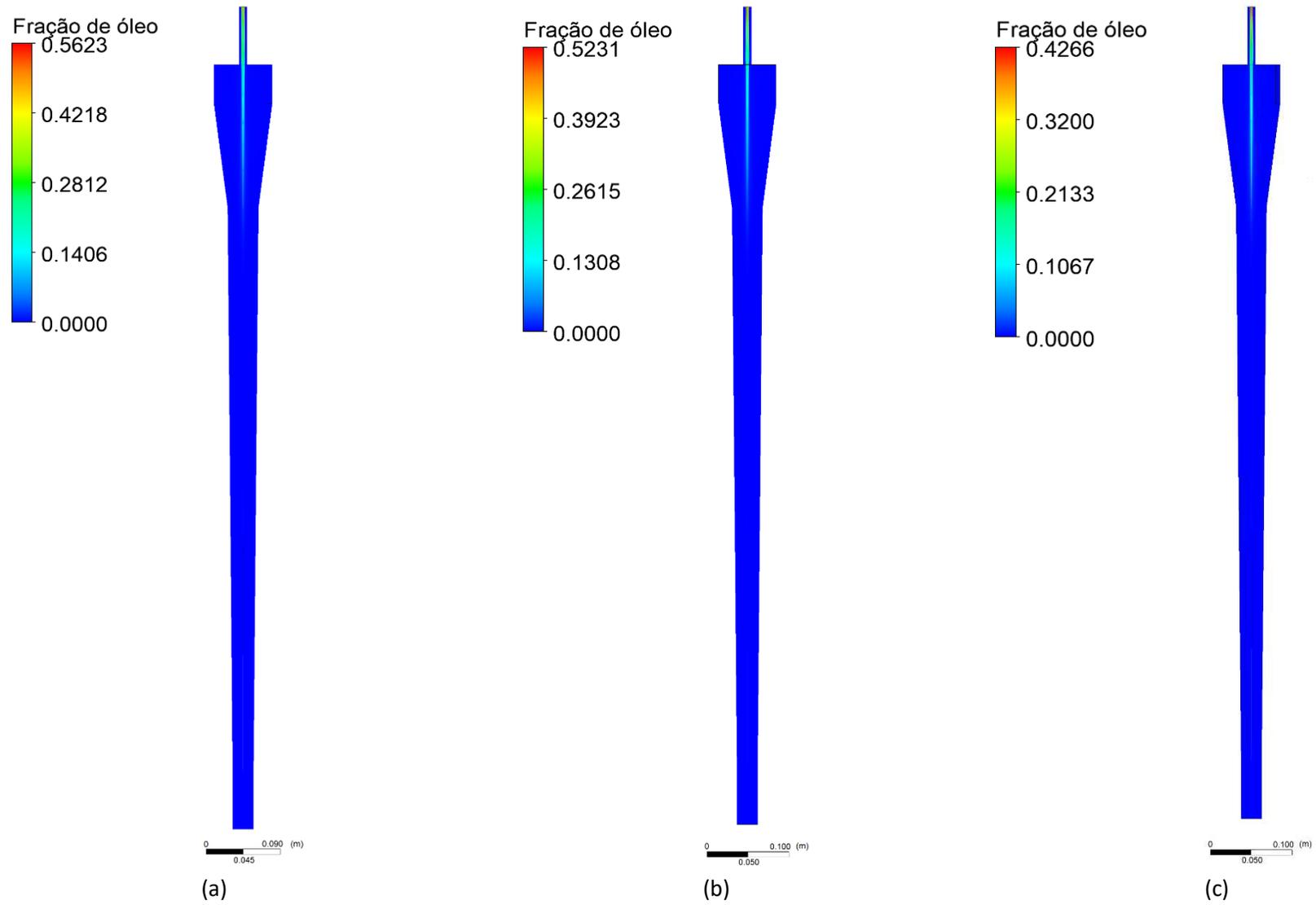
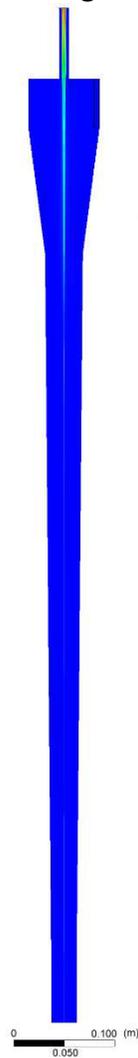
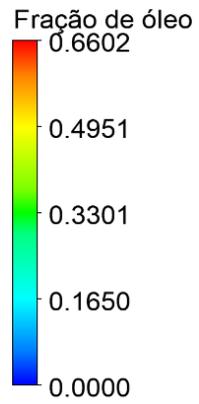
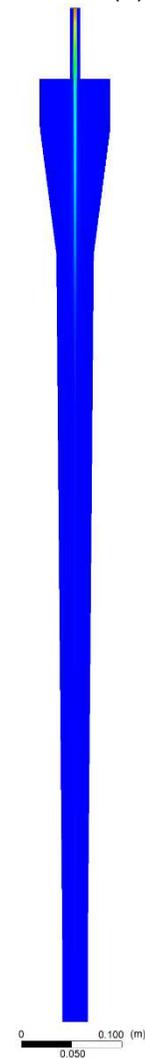
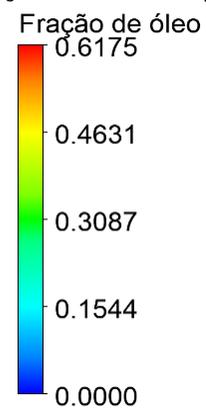


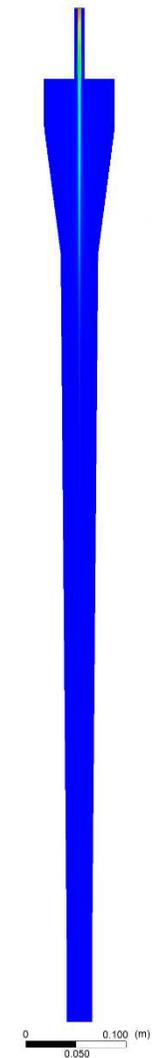
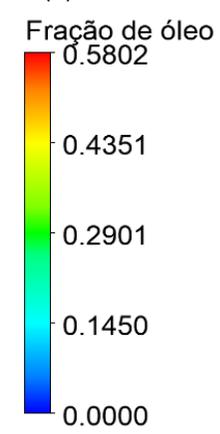
Figura 4.20- Perfis de fração de óleo no plano XY: (a) caso 7; (b) caso 8 e (c) caso 9.



(a)



(b)



(c)

As Figuras 21 (a), (b), (c) e (d) a 23 (a), (b), (c) e (d) representam perfis de fração volumétrica na saída do *overflow*, na altura da parede superior e na altura da base da seção cilíndrica do hidrociclone, na saída do *underflow*, respectivamente, e reforçam o comportamento radial desses perfis. A concentração de óleo diminui com o aumento do raio, de maneira inversa ao que ocorre com a pressão, como discutido anteriormente.

Figura 21- Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 1: (a) na saída do *overflow*, em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm .

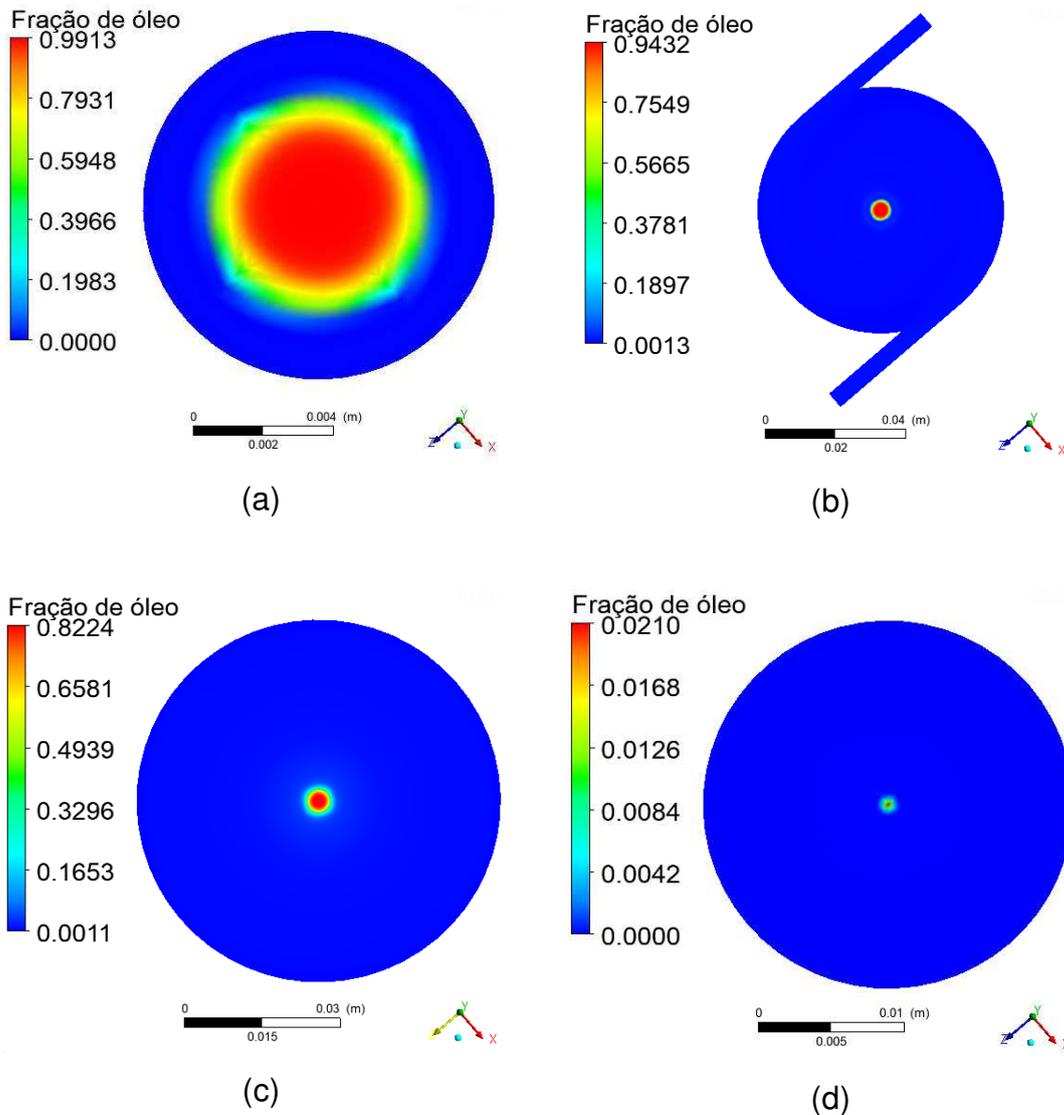


Figura 22- Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 4: (a) na saída do *overflow*, em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm .

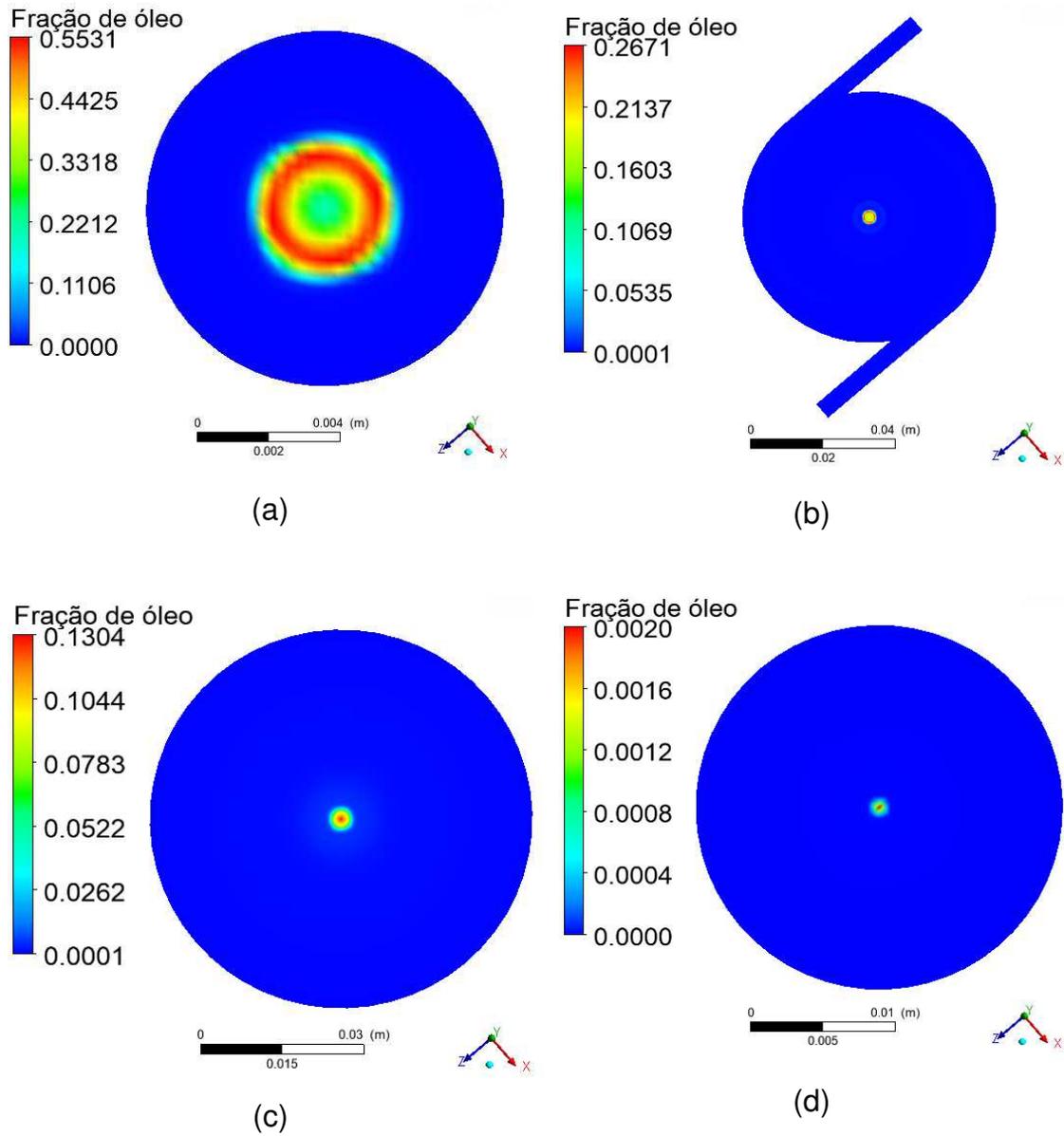
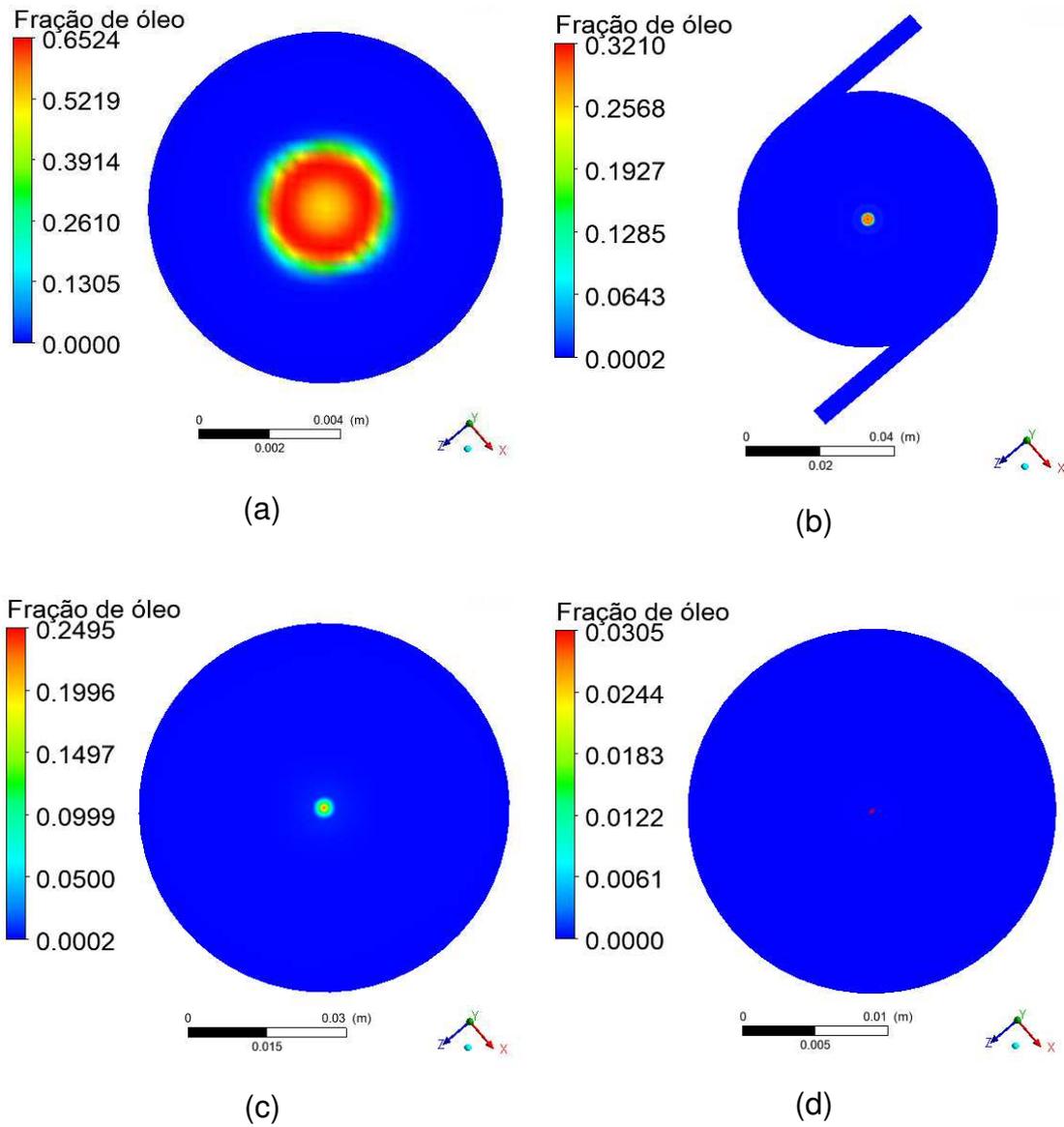


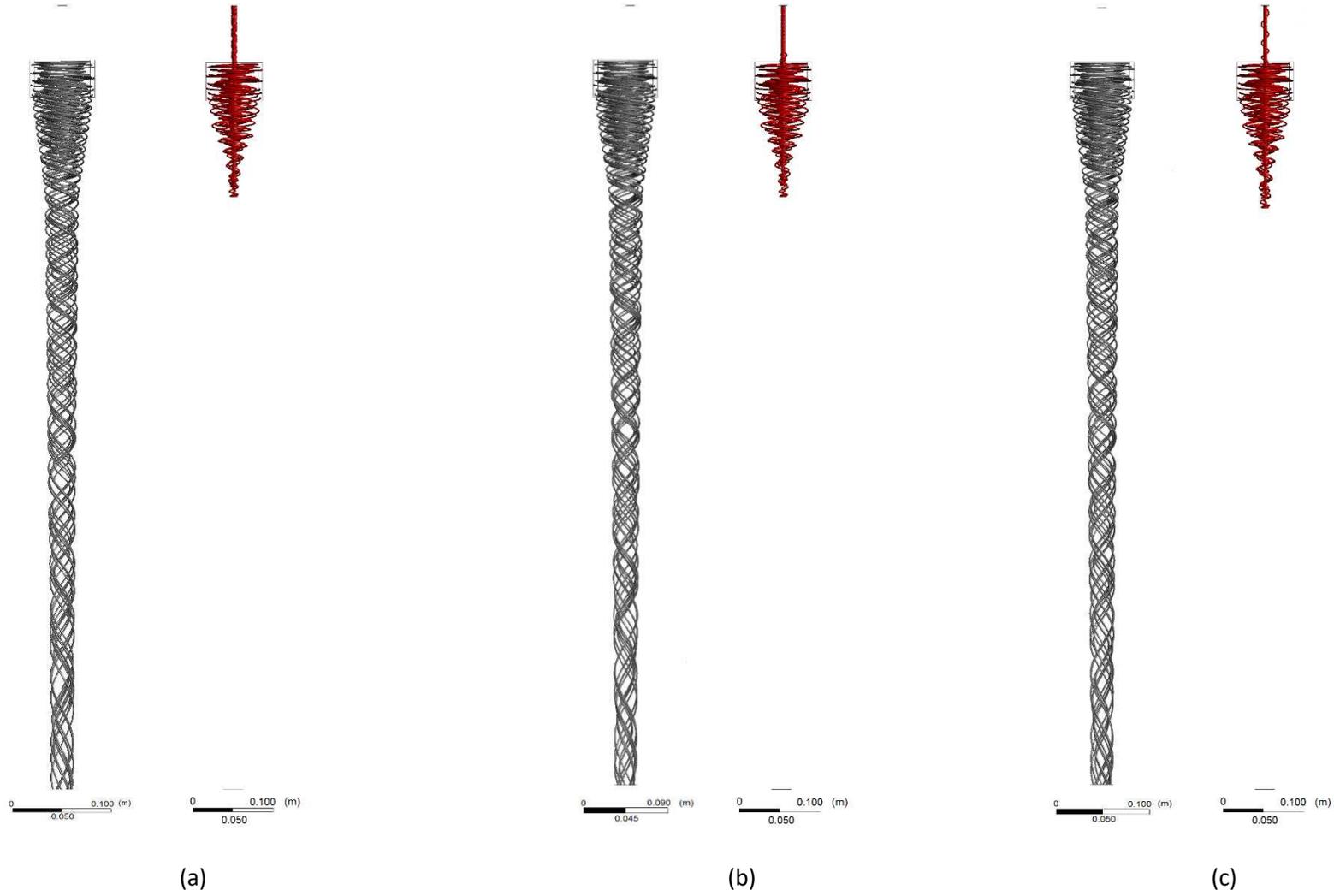
Figura 23- Campo de fração de óleo em diferentes alturas do hidrociclone para o caso 7: (a) na saída do *overflow*, em $Y = 0$ mm; (b) na altura da parede superior da seção cilíndrica, em $Y = -70$ mm; (c) na altura da base da seção cilíndrica, em $Y = -120$ mm; e (d) na saída do *underflow*, em $Y = -930$ mm.



4.2.2.3 Linhas de corrente

Nas Figuras 4.24(a), (b) e (c) estão representadas as linhas de corrente no interior do equipamento, tanto para a fase água, como para a fase óleo, respectivamente, para os casos 1, 4 e 7 (velocidade de entrada de 5 m/s). Estes resultados evidenciam a tendência da fase água de se deslocar por regiões mais próximas à parede do equipamento, enquanto a fase óleo tende a migrar para o centro deste, à medida que ocorre a separação das duas fases presentes. Tal comportamento foi verificado em todos os casos simulados, nos quais pôde-se observar que a migração do óleo para a região central do dispositivo facilita sua captura pelo *overflow*, promovendo, assim, a composição do vórtice reverso (ascendente e interno ao escoamento) por uma porção de fluido composta predominantemente pela fase óleo. Além disso, é possível notar que as linhas de fluxo da fase água, à medida que se aproximam da saída inferior, têm seu movimento rotacional reduzido devido à dissipação da quantidade de movimento provocado pela componente tangencial para as demais componentes presentes na ação do campo centrífugo.

Figura 4.24- Linhas de corrente de água (cor cinza) e óleo (cor vermelha): (a) caso 1; (b) caso 4; e (c) caso 7.



4.2.2.4 Campos de vetor velocidade

Nas Figuras 4.25 (a) e (b) a 4.27 (a) e (b) estão representados os campos vetoriais de velocidade para as fases água e óleo sobre o plano XY, para os casos 1, 4 e 7. Nestes resultados, é possível identificar detalhes da reversão dos fluxos (descendente, mais externo, e ascendente, interno), a qual permite o direcionamento de uma porção de fluido mais concentrada em óleo para a saída superior do equipamento.

O campo vetorial de velocidade da fase óleo possui uma maior quantidade de vetores inclinados e até horizontalizados, direcionados à região central do equipamento, evidenciando a migração da fase dispersa, enquanto a fase água apresenta um campo vetorial verticalizado, com vetores majoritariamente voltados em sentido ao *underflow*, ainda que seja possível identificar o arrasto de pequena fração da fase água para o *overflow*, pela fase óleo.

Os resultados indicam que o hidrociclone apresenta uma região (até pouco abaixo de sua primeira seção cônica) onde ocorre a recuperação do óleo, pela formação do vórtice reverso para que este seja direcionado ao *overflow*. A partir daí (abaixo da reta pontilhada vermelha nas Figuras 4.25 a 4.27), o óleo não é mais recuperado, fato que contribui para sua saída pelo *underflow* e consequente redução na eficiência do equipamento.

Ainda, para as duas fases, é possível identificar uma região em que há uma tendência do fluido de realizar o escoamento de curto circuito (destacado em vermelho nas Figuras 4.25 a 4.27), pela presença, próximo à seção de entrada, de vetores direcionados à parede superior do equipamento e, a partir daí, ocorre o direcionamento do fluido ao *overflow*. Isto permite inferir que este “atalho” para o fluido é prejudicial, uma vez que esta porção da mistura composta predominantemente por água, recebe menor influência da força centrífuga que atua na separação, fato que reduz o potencial de recuperação de óleo “limpo” pela saída superior.

Figura 4.25-Campo de vetor velocidade para o caso 1: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.

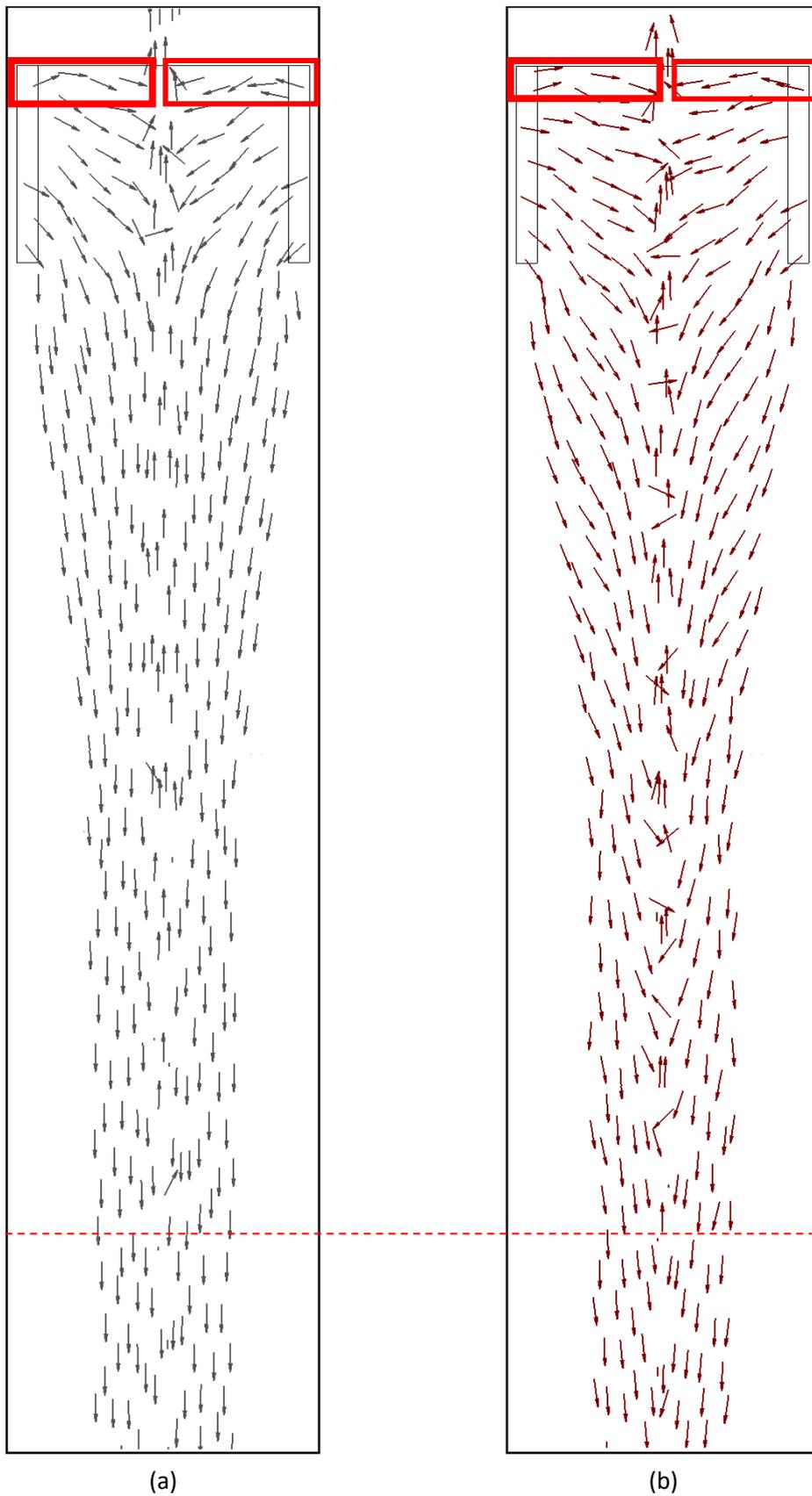


Figura 4.26- Campo de vetor velocidade para o caso 4: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.

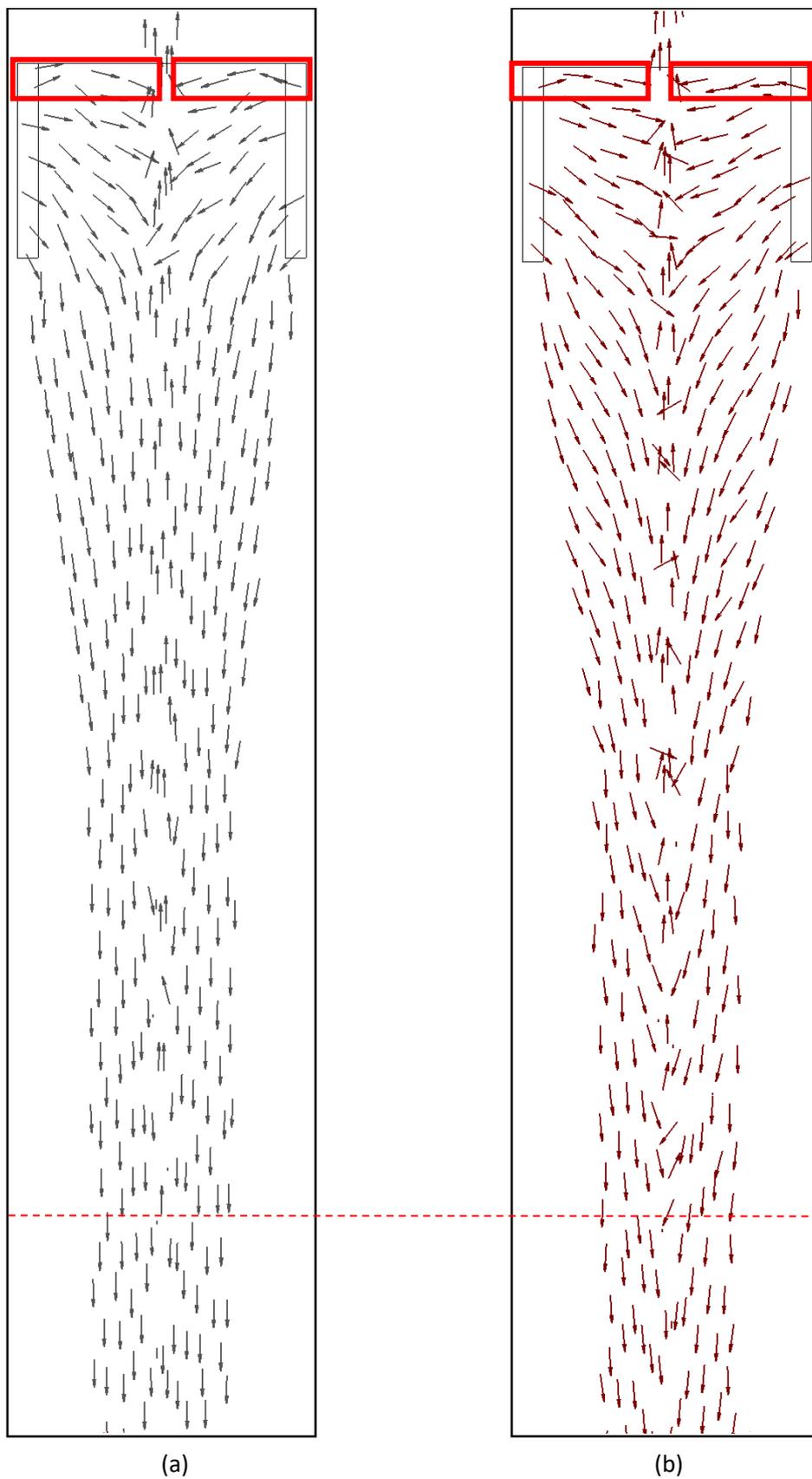
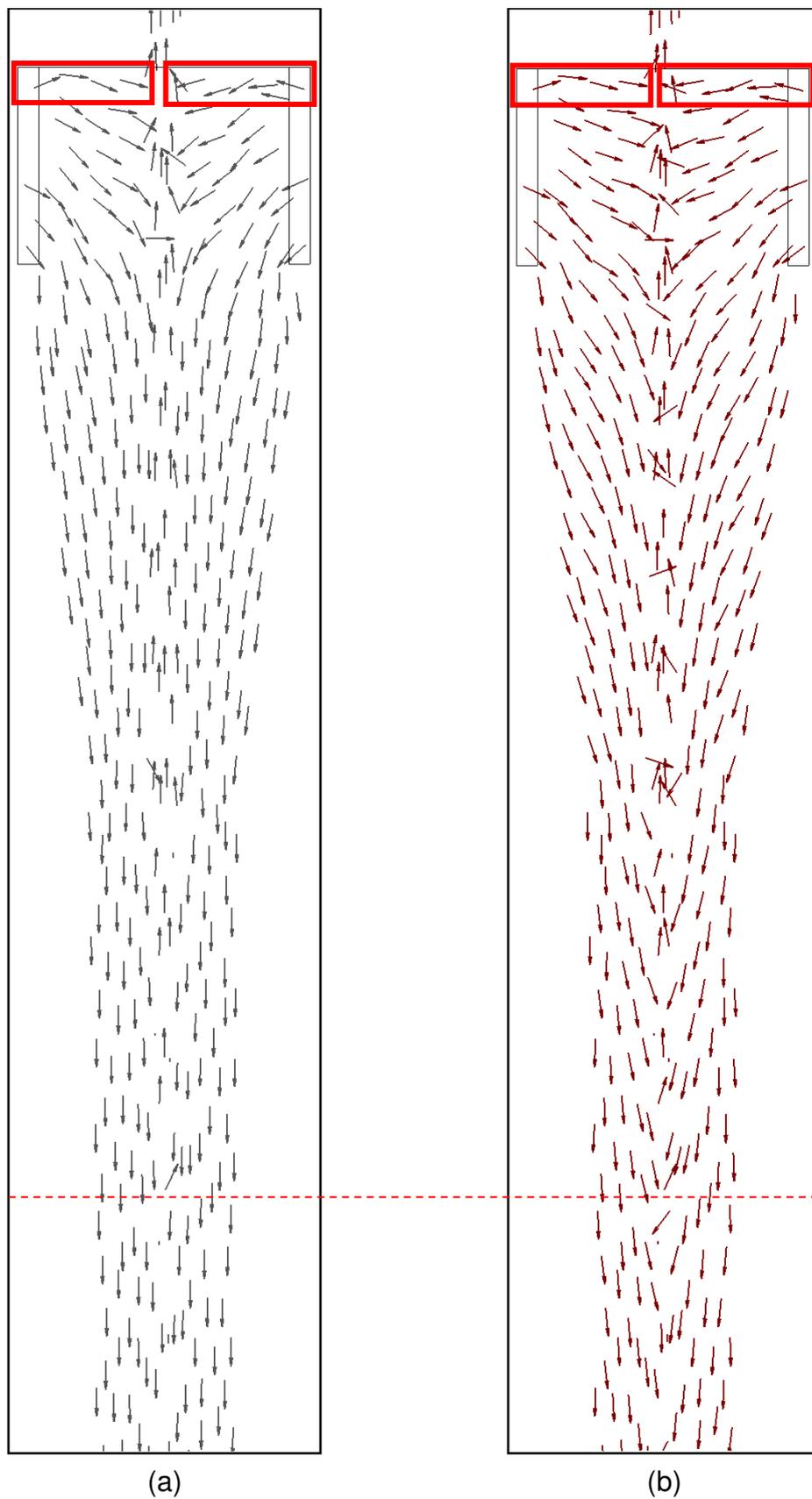


Figura 4.27- Campo de vetor velocidade para o caso 7: (a) da fase água; e (b) da fase óleo.



CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

5.1 Conclusões

A partir da análise de resultados obtidos, pode-se concluir que:

- a) O modelo proposto foi capaz de prever a hidrodinâmica do processo de separação óleo-água, sendo possível construção dos campos de pressão e fração volumétrica, dos vetores de velocidade dos fluidos e das linhas de corrente, os quais possibilitaram a compreensão do comportamento tridimensional do escoamento;
- b) Diante das altas eficiências obtidas (acima de 98%) para diferentes situações de operação, é possível concluir que se trata de um dispositivo de alto desempenho.
- c) A velocidade de entrada (vazão do equipamento) tem influência direta na separação óleo-água, de forma que um aumento da velocidade provoca um aumento na eficiência;
- d) A fração volumétrica de óleo na alimentação tem influência na eficiência da separação, na qual em maiores concentrações de óleo presentes na água produzida, obtém-se maiores eficiências, para a faixa operacional estudada;
- e) O diâmetro da gota, em concordância com o previsto pela lei de Stokes, influencia na eficiência de separação do equipamento, tendo o aumento do diâmetro provocado o aumento na eficiência de separação, para a faixa operacional estudada.

5.2 Sugestões para futuras pesquisas

Como Sugestões para futuros trabalhos, pode-se citar:

- a) Realizar o estudo do processo em regime transiente;
- b) Realizar o estudo considerando a existência do *air core*;

- c) Analisar o processo de separação do hidrociclone na presença de efeitos térmicos;
- d) Analisar o efeito da geometria no processo de separação;
- e) Analisar a operação arranjada em série com o dispositivo estudado, com o objetivo de verificar o desempenho, considerando sua elevada performance de separação, ainda em baixas frações de óleo.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, C. A. K. de. **Comportamento do hidrociclone filtrante frente às modificações no diâmetro do *underflow* e no tubo de *vortex finder*.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Química). Faculdade de Engenharia Química. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia. Brasil, 2008.

ALVES, J. V. B. **Hidrociclone para a Separação do Óleo Residual de Água em Refinarias.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Química). Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Brasil, 2012.

ARAÚJO, C. A. O.; SCHEID, C. M.; KLEIN, T. S.; LOUREIRO, J. B. R.; MEDRONHO, R. A. **Eficiência de separação de hidrociclones para a separação de mistura óleo-água com alto teor de óleo: comparação entre resultados simulados e experimentais.** XXXVII ENEMP -Congresso brasileiro de sistemas particulados, São Carlos, Paulo, Brasil, 2015.

BARBOSA, E.S. **Aspectos geométricos e hidrodinâmicos de um hidrociclone no processo de separação de sistemas multifásicos: aplicação à indústria do petróleo.** Tese (Doutorado no programa de pós-graduação de Engenharia de Processos) – Centro de Ciências e Tecnologia. Universidade Federal de Campina Grande. Brasil, 2011.

BELAIDI, A.; THEW, M. T. **Effect of oil and gas content on the controllability and separation in a de-oiling hydrocyclone.** Institution of Chemical Engineers, v. 81, n. 3, p. 305-314. 2003.

BENNET, M. A.; WILLIAMS, R. A. **Monitoring the operation of an oil/water separation using impedance tomography.** Minerals Engineering. v. 17, n. 5, p. 605-614. 2004.

BRADLEY, D. **The hydrocyclone.** Oxford: Pub. Pergamon Press, 1965.

BRASIL, N.I do, ARAÚJO, M.A.S., DE SOUSA, E.C.M. **Processamento de Petróleo e Gás**. Rio de Janeiro: LTC, 2011.

CAVALCANTE, D. C. de M. **Estudo da fluidodinâmica do processo de separação partícula sólida/água via hidrociclone filtrante: modelagem e simulação**. Tese (Doutorado em Engenharia de Processos). Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Processos. Centro de Ciências e Tecnologia. Universidade Federal de Campina Grande. Brasil, 2017.

CASTIÑEIRA, P. P. **Otimização do posicionamento de manifolds submarinos através de algoritmos genéticos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa de Engenharia – COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2014.

CHU, L. Y.; YU, W.; WANG, G. J.; ZHOU, X. T.; CHEN, W. M.; DAI, G. Q. **Enhancement of hydrocyclone separation performance by eliminating the air core**. Chemical Engineering and Processing, v. 43, n. 12, p. 1441-1448. 2004.

CHU, L. Y.; CHEN, W. M.; LEE, X. Z. **Effect of structural modification on hydrocyclone performance**. Separation and Purification Technology, v. 21, n. 1-2, p. 71-86. 2000.

CORRÊA JUNIOR, C. de A.; CORRÊA, R. A. P.; QUINTELLA, E. F.; NUNES, G. C. **Modelagem computacional da eficiência de separação entre água e óleo em um hidrociclone**. Encontro de ciência e tecnologia de materiais. Instituto federal fluminense. Búzios, Rio de Janeiro. 2018.

CREMASCO, M. A. **Operações unitárias em sistemas particulados e fluidomecânicos**. São Paulo, SP. Blucher. 2012.

ESTEVES, B. F. **O processo de eletrocoalescência na separação de água e óleo em emulsões modelo e de petróleo**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química,

Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa de Engenharia – COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2016.

FREITAS, A. G. B. **Modelagem e simulação do tratamento de água oleosa usando hidrociclones**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) – Núcleo de Pós-graduação em Engenharia Química. Universidade Federal de Sergipe. São Cristóvão. Brasil, 2009.

GILLIES, R., SUN, R., SHOOK, C., 2000. **Laboratory investigation of inversion of heavy oil emulsions**. The Canadian Journal of Chemical Engineering. V. 78, n. 4, p. 757–763. 2000.

GRADY, S. A.; WESSON, G. D.; ABDULLAH, M.; KALU, E. E. **Prediction of 10-mm Hydrocyclone efficiency Using Computational Fluid Dynamics**. Filtration & Separation, v. 40, n. 9, p. 41-46. 2003.

HEYES, W. C.; CARROLL, W. C.; FOTHERGILL, D. W. J. **Hydrocyclones for Treating oily water: development and field testing in bass strait**. Offshore Technology Conference, Houston, Texas. 1985.

HUANG, S. **Numerical simulation of oil-water hydrocyclone using Reynolds-stress for Eulerian multiphase flows**. Canadian Journal of Chemical Engineering, v. 83, n. 5, p. 829-834. 2005.

HUSVEG, T.; RAMBEAU, O.; DRENGSTIG, T.; BILSTAD, T. **Performance of a deoiling hydrocyclone during variable flow rates**. Minerals Engineering. v. 20, n. 4, p. 368–379. 2007.

HWANG, K. J.; HWANG, Y. W.; YOSHIDA, H. **Design of novel hydrocyclone for improving fine particle separation using computational fluid dynamics**. Chemical Engineering Science, v. 85, p.62–68, 2013.

JI, L.; KUANG, S.; QI, Y. CHEN, J.; YU, AIBING. **Computational analysis and optimization of hydrocyclone size to mitigate adverse effect of particle density.** Separation and purification technology, v. 174, n.1, p. 251-263, 2017.

JIANG, L.; LIU, P.; ZHANG, Y.; YANG, X.; WANG, H. **The Effect of Inlet Velocity on the Separation Performance of a Two-stage Hydrocyclone.** Minerals, v. 9,n. 4, 2019.

KELSALL, D.F. **A study of the motion of solid particles in a hydraulic cyclone.** Transactions of the Institute of Chemical Engineers, v. 30, p. 87–107 1952.

KRAWCZYK, M. A.; WASAN, D. T.; SHETTY, C. S. **Chemical demulsification of petroleum emulsions using oil-soluble demulsifiers.** Industrial & Engineering Chemistry Research, v. 30, n. 2, p. 367–375. 1991.

KREBS, T.; SCHROËN, C.G.P.H.; BOOM, R.M. **Separation kinetics of an oil-in-water emulsion under enhanced gravity.** Chemical Engineering Science, v. 71, n. 3, p. 118-125, 2012.

LACERDA, A. F. **Estudo dos efeitos das variáveis geométricas no desempenho de ciclones convencionais e filtrantes.** Dissertação, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. Brasil, 2007.

LEE, M.S.; WILLIAMS, R. A. **Performance Characteristics Within A Modified Hydrocyclone.** Minerals Engineering, v. 6, n. 7, p. 743-751. 1993.

LIU, L.; ZHAO, L.; YANG, X.; WANG, Y.; XU, B.; LIANG, B. **Innovative design and study of an oil-water coupling separation magnetic hydrocyclone,** Separation and purification technology, v. 213, p. 389-400. 2019.

LOPES, B. O. **Análise numérica do processo de separação de partículas minerais em hidrociclone via CFD.** Dissertação (Mestrado em Engenharia

Mecânica) - Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Centro de Ciência e Tecnologia. Universidade Federal de Campina Grande. Campina Grande. Brasil, 2018.

MACIEL, S. M. S. **Efeito da influência de parâmetros operacionais no processo de separação óleo água via hidrociclone**. Dissertação (Mestrado em engenharia Química) – Programa de pós-graduação em Engenharia Química. Centro de Ciências e Tecnologia. Universidade Federal de Campina Grande. Brasil, 2013.

MACIEL, N. R. **Desenvolvimento de emulsões múltiplas cosméticas contendo óleo de girassol e óleo de gergelim: estudos de estabilidade físico-química**. 2012. 105 f. Tese (Doutorado) - Faculdade de Ciências Farmacêuticas de Ribeirão Preto, Universidade de São Paulo. Ribeirão Preto, São Paulo. 2012.

MARINS, L. P. M. **Caracterização experimental do escoamento no interior de um hidrociclone sem núcleo gasoso**. Dissertação (Mestrado em Ciências em Engenharia Mecânica) – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e Pesquisa de Engenharia – COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro. 2007.

MEDRONHO, R. A. **Hidrociclones**. Apostila. Rio de Janeiro. UFRJ, 2004.

MEDRONHO, R. A.; SVAROVSKY, L. **Tests to verify hydrocyclones scale-up procedures**. Proceedings of the 2nd International Conference on hydrocyclones. Inglaterra, 1984.

MELDRUN, N. **Hydrocyclones: a Solution to produced-water treatment**. SPE Production Engineering, v. 3, n. 4, p. 669-676. 1987.

MELO, M. V. **Tratamento de águas oleosas por flotação**. Tese (Doutorado em Engenharia Química) - Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-graduação e

Pesquisa de Engenharia – COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Brasil, 2002.

MORAES, C. A. C.; MARINS, L. P. M.; DE MELO, D. C.; SILVA, F. S.; OLIVEIRA JUNIOR, J. A. A.; DE SOUZA, M. A.; BARCA, L. F.; DE SOUZA, A. M. R. F.; ALMEIDA, C. S. **Desenvolvimento de hidrociclones para altos, médios e baixos teores de óleo**. Boletim técnico da Produção de Petróleo, Rio de Janeiro, v. 3,n. 2, p. 259-287. 2009.

MOTIN, A.; TARABARA, V. V.; PETTY, C. A.; BÉNARD, A. **Hydrodynamics within flooded hydrocyclones during excursion in the feed rate: Understanding of turndown ratio**. Separation and Purification Technology, v. 185, p. 41-53. 2017.

MOTTA, A. R. P. de; BORGES, C. P.; KIPERSTOK, A.; ESQUERRE, K. P.; ARAÚJO, P. M.; BRANCO, L. P. N. **Tratamento de água produzida de petróleo para remoção de óleo por processos de separação por membranas: revisão**. Engenharia Sanitaria e Ambiental, v.18, n. 1, p. 15-26. 2013.

NOROOZI, S.; HASHEMABADI, S. H. **CFD analysis of inlet chamber body profile effects on de-oiling hydrocyclone efficiency**. Chemical Engineering Research and Design, v. 89, n.7, p. 968-977. 2011.

OIL SANDS MAGAZINE, **Centrifuges explained**. Acessado em abril de 2019. Disponível em: <<https://www.oilsandsmagazine.com/technical/mining/froth-treatment/naphthenic/centrifuges>>

PATANKAR, S. V. **Numerical heat transfer and fluid flow**. Ed. Hemisphere Pub. Co. Boca Raton, 1980

PETROBRAS. **Processamento Primário De Petróleo**. Universidade PETROBRAS. Escola de Ciências e Tecnologias E&P. 2007.

RAPOSO, G. M. **Simulação numérica do escoamento em hidrociclone destinado a aplicações de alto teor de óleo.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Rio de Janeiro. Brasil, 2008.

REGO, F. C. A. **Estudo do hidrociclone cilíndrico de uma unidade de flotação centrífuga com auxílio de Fluidodinâmica Computacional.** Dissertação (Mestrado em Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos). Programa de Pós-graduação em Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos – Escola de química. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Brasil. Brasil, 2008.

REQUENA, G.; RODRÍGUEZ, M. **Diseño y evaluación de separadores bifásicos y trifásicos.** Tese (Licenciatura) - Universidad Central de Venezuela, UCV. Venezuela, 2006.

SABBAGH, R.; KOCH, C. R.; LIPSETT, M. G.; NOBES, D. S. **Theoretical and experimental study of hydrocyclone performance and equivalent settling area.** International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Canada, 2014.

SCHRAMM, L. L. **Petroleum emulsions: basic principles.** In: Fundamentals and applications in the petroleum industry, Advanced Chemistry Series 231. Washington: ACS, 1992. p. 79-129.

SALES, C. R. S.; ARAÚJO, I. R.; AZEVEDO, L. B.; CORTES, J. M. R. **Análise da redução de custos com a implantação de hidrociclones em uma plataforma da Bacia de Campos.** IX Congresso Nacional de Excelência em Gestão. Brasil, 2013.

SALVADOR, F. F.; BARROZO, M. A. S.; VIEIRA, L. G. M. **Filtering cylindrical-conical hydrocyclone.** Particuology, 2019.

SCHAPPEL, S. C.; CHASE, G. G. **Modeling of hydrocyclone flows with permeable walls.** Advances in Filtration and Separation Technology, v. 11, p. 33-36. 1998.

SLACK, M.D.; PORTE, S.D.; ENGELMAN, M.S. **Designing automated computational fluid dynamics modelling tools for hydrocyclone design.** Minerals Engineering, v. 17, n. 5, p. 705–711. 2004.

SPALART, P. R.; SHUR, M. **On the sensitization of turbulence models to rotation and curvature.** Aerospace Science and Technology, v. 1, n. 5, p. 297 – 302, 1997.

SRIPRIYA, R.;KAULASKAR, M.D.; CHAKRABORTY, S.; MEIKAP, B.C. **Studies on the performance of a hydrocyclone and modeling for flow characterization in presence and absence of air core,** Chemical Engineering Science, v. 62, n. 22, p. 6391-6402.2007.

SVAROVSKY, L. **Solid-liquid Separation.** Butterworth Heinemann,Ed. 4. 2000.

TIAN, J.; NI, L.; SONG, T.; OLSON, J. ZHAO, J. **An overview of operating parameters and conditions in hydrocyclones for enhanced separations.** Separation and Purification Technology, v. 206, p. 268-285. 2018.

TAYLOR, S. **Investigations into the electrical and coalescence behavior of water-in-crude oil emulsions in high voltage gradients.** Colloids and Surfaces, v. 29,n. 1, p. 29–51. 1988.

THOMAS, J. E. **Fundamentos de Engenharia de Petróleo.** 2 ed. Rio de Janeiro: Interciência, 2004.

VIEIRA, V. M. **Modelo de avaliação do gerenciamento da água produzida em operações de produção de petróleo em bacias terrestres brasileiras.** Tese

(Doutorado em Geologia). Programa de Pós-graduação em Geologia. Universidade Federal da Bahia. Salvador. Brasil, 2016,

ZHANG, C.; WEI, D.; CUI, B.; LI, T.; LUO, N. **Effects of curvature radius on separation behaviors of the hydrocyclone with a tangent-circle inlet.** Powder Technology, v. 305, p.156–165, 2017.

ZHAO, L.; JIANG, M.; LI, F. **Experimental study on the separation performance of air-injected de-oil hydrocyclones.** Chemical Engineering Research and Design, v. 88, n. 5-6, p. 772-778. 2010.

ZHOU, N.; GAO, Y.; AN, W.; YANG, M. **Investigation of velocity field and oil distribution in an oil–water hydrocyclone using a particle dynamics analyzer.** Chemical Engineering Journal, v. 157, n. 1, p. 73 – 79. China, 2010.