

# INVESTIGAÇÃO COM FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DE UM HIDROCICLONE PARA SEPARAÇÃO DE ÁGUA DISPERSA EM ÓLEO.

João Pedro Souza de Oliveira

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos, EPQB, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos.

Orientadores: Ricardo de Andrade Medronho Tânia Suaiden Klein

Rio de Janeiro Março de 2019

# INVESTIGAÇÃO COM FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DE UM HIDROCICLONE PARA SEPARAÇÃO DE ÁGUA DISPERSA EM ÓLEO.

### João Pedro Souza de Oliveira

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PROCESSOS QUIMÍCOS E BIOQUÍMICOS DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA DE PROCESSOS QUÍMICOS E BIOQUÍMICOS.

Orientado por:	
	Prof. Ricardo de Andrade Medronho, D.Sc.
	Prof. Tânia Suaiden Klein, D.Sc.
Examinado por:	
	Prof. Ricardo de Andrade Medronho, D.Sc.
	Prof. Luiz Fernando Lopes Rodrigues Silva, D.Sc.
	Prof. Claudia Míriam Scheid, D.Sc.
	Prof. Marco Antonio de Souza Barrozo. D Sc

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL MARÇO DE 2019 Oliveira, João Pedro Souza de

Investigação com Fluidodinâmica Computacional e Planejamento Experimental de um Hidrociclone para Separação de Água Dispersa em Óleo./João Pedro Souza de Oliveira. – Rio de Janeiro: UFRJ/Escola de Química, 2019.

XXI, 123 p.: il.; 29,7cm.

Orientadores: Ricardo de Andrade Medronho Tânia Suaiden Klein

Dissertação (mestrado) — UFRJ/Escola de Química/Programa de Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 114 – 118.

1. Hidrociclone. 2. CFD. 3. Planejamento Experimental. 4. Separação Água/Óleo. I. Medronho, Ricardo de Andrade *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola de Química, Programa de Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos. III. Título.

Dedico este trabalho aos meus pais, Adriana e Manoel, cujo apoio se mostrou indispensável para sua conclusão.

"Never say, 'I tried it once and it did not work.'"

Ernest Rutherford

# Agradecimentos

Agradeço aos meus orientadores por compartilharem seus conhecimentos comigo, por nunca duvidarem de meu potencial e sempre acreditarem em mim. Seu incentivo foi fundamental para a conclusão deste projeto.

Agradeço aos meus pais por tudo. Esta caminhada não seria possível se não fossem por Adriana e Manoel, a quem eu devo tudo e tenho muito orgulho de ser filho.

Agradeço aos meus amigos e professores do laboratório de Fluidodinâmica Computacional da Escola de Química. Rodrigo, Tatiane, Matheus, Carol, Leandro, Nathalia, Wenna, João Victor, Fábio e Luiz. O labCFD é um excelente ambiente para se trabalhar e todos estão sempre dispostos a ajudar.

Também agradeço aos amigos que fiz durante a graduação e pós-graduação. Os momentos de distração e trabalho foram todos muito importantes. Obrigado, Helena, Lucas, Carol, Andre, Nathália, Rafael, Felipe, Gabi e Matheus.

Agradeço ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPQ) pela bolsa de mestrado concedida e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Proessos Químicos e Bioquímicos (EPQB).

Resumo da Dissertação apresentada ao EPQB/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

# INVESTIGAÇÃO COM FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DE UM HIDROCICLONE PARA SEPARAÇÃO DE ÁGUA DISPERSA EM ÓLEO.

João Pedro Souza de Oliveira

Março/2019

Orientadores: Ricardo de Andrade Medronho Tânia Suaiden Klein

Programa: Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos

O presente trabalho consiste na investigação de um hidrociclone para o processamento de dispersões de água em óleo. Sua contextualização se trata da busca por soluções de equipamentos e demais dispositivos para composição de unidades de separação submarina de fluidos produzidos, foco de parte expressiva dos desenvolvimentos tecnológicos na área de exploração e produção. Considera-se a aplicação em campos petrolíferos de operação mais recente como os da província do Pré-Sal, o que orienta a determinação das propriedades do sistema hipotético formado por óleo leve e água salgada empregado no estudo. A definição do design do separador partindo-se de uma geometria básica pertencente à família Bradley e a avaliação do desempenho do hidrociclone então selecionado constituem os objetivos principais. Complementarmente, debruça-se sobre a caracterização fluidodinâmica do escoamento desenvolvido. As etapas seguidas para consecução dos propósitos representam a combinação da técnica de planejamento experimental de delineamento composto central com simulações de fluidodinâmica computacional. Considerando uma dispersão com gotículas de água de 50 μm, 10% de teor volumétrico e sendo alimentada com velocidade de 6 m.s<sup>-1</sup>, especificaram-se os diâmetros de overflow e underflow em 1,55 cm e 1,26 cm retornando maior extensão do processo separativo, respectivamente. Simulações variando o tamanho das gotas entre 10 µm e 120 µm levaram à obtenção da curva de eficiência granulométrica, cujo ajuste com a correlação de Plitt forneceu o parâmetro desta sendo calculado em 3,05, bem como o valor de diâmetro de corte reduzido, em 52  $\mu$ m. Simulações e análises adicionais foram realizadas para avaliar a consistência das modelagens multifásica (Euler-Euler) e de turbulência (Gibson & Launder — RSM) utilizadas. A última envolveu a comparação com modelos a duas equações derivados do  $k-\varepsilon$  padrão. Foram verificados registros qualitativamente esperados de atenuação do campo de velocidade com a diminuição do tamanho da gotícula e que a inclusão da condição realizable e da correção de curvatura acarretam a predição de comportamentos mais afastados do movimento de rotação de corpo rígido para o escoamento em vórtice estabelecido, previsto pelo modelo  $k-\varepsilon$  padrão às custas de um exacerbado caráter dissipativo manifestado por distribuições radiais de elevadas viscosidades turbilhonares nas diferentes alturas tomadas.

Abstract of Dissertation presented to EPQB/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

# INVESTIGATION WITH COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS AND DESIGN OF EXPERIMENTS OF A HYDROCYCLONE FOR SEPARATION OF WATER DISPERSED IN OIL.

João Pedro Souza de Oliveira

March/2019

Advisors: Ricardo de Andrade Medronho Tânia Suaiden Klein

Department: Chemical and Biochemical Process Engineering

The present work consistis in the investigation of an hydrocyclone for water-in-oil dispersions processing. It's contextualization is the search for equipment and other devices solutions for produced fluids subsea separation facilities, the major focus of technological developments in the exploration and production area. It is considered the application in early operated oil fields as the ones based at Pre Salt province, which guides the determination of the properties of the hypothetical system formed by light oil and brine used in the study. The design of the separator starting from a basic geometry belonging to the Bradley family and the evaluation of the performance of the then selected hydrocyclone are the main objectives. In addition, it deals with the fluid dynamic characterization of the developed flow. The steps followed to achieve the purposes represent the combination of the central composite design and computational fluid dynamics techniques. Considering a dispersion with water droplets of  $50\mu m$ , 10% volumetric content and being fed at velocity of 6 m.s<sup>-1</sup>, the diameters of overflow and underflow at 1.55 cm and 1.26 cm, providing higher efficiency, respectively. Simulations varying the droplet size between 10  $\mu$ m and 120  $\mu$ m resulted in a particle size curve with a Plitt correlation parameter calculated at 3.05 and a reduced cut-off diameter value of 52  $\mu$ m. Simulations and additional analyzes were performed to evaluate the consistency of the multiphase (Euler-Euler) and turbulence (Gibson & Launder-RSM) models used. The latter involved comparing models with two equations derived from  $k-\varepsilon$  approach. Consistent records of velocity field attenuation with decreasing droplet size have been verified and that the inclusion of the realizable condition and the curvature condition

leads to the prediction of behaviors furthest from rigid body rotation predicted by the  $k-\varepsilon$  model, at the expense of an exarcebated dissipative character manifested as high eddy viscosity distributions at different heights taken.

# Sumário

Li	sta d	le Figu	ıras	xiii
Li	sta d	le Tab	elas	xvi
1	Inti	roduçã	io .	1
2	Fun	damei	ntação Teórica	4
	2.1	Petról	leo e O Pré-Sal	4
		2.1.1	Pré-Sal	5
	2.2	Dispe	rsões Água-Óleo	7
		2.2.1	Processamento Primário de Petróleo	9
		2.2.2	Sistemas de Separação Submarina	9
	2.3	Hidro	ciclones	13
		2.3.1	Sistemas Particulados: Caracterização e Eficiência de Separação	13
		2.3.2	Hidrociclones: Funcionamento e Fluidodinâmica	19
		2.3.3	Hidrociclones para Separação Líquido-Líquido	23
	2.4	Escoa	mento Multifásico	25
		2.4.1	Definição Geral	26
		2.4.2	Escoamentos de Fase Dispersa	27
		2.4.3	Modelagem Matemática	34
	2.5	Turbu	ılência	42
		2.5.1	O Fenômeno da Turbulência	42
		2.5.2	Estatísticas Turbulentas	44
		2.5.3	Lei de Parede	46
		2.5.4	Modelos a Duas Equações	48
		2.5.5	$Modelo \ RSM-Gibson \ \& \ Launder \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ $	51
		2.5.6	Modulação Turbulenta	54
	2.6	Fluide	odinâmica Computacional	55
		2.6.1	Aspectos Gerais	55
		2.6.2	Etapas da Solução CFD	57
		2.6.3	Método FVM	60

$\mathbf{A}$	$\mathbf{Art}$	igo	119
Re	eferê	ncias Bibliográficas	114
5	Con	aclusão	111
	4.6	Comparativo de Modelos de Turbulência em Hidrociclones	105
		4.5.2 Distribuição e Influência do Disperso	103
		4.5.1 Campos de Pressão e Velocidade Tangencial	101
	4.5	Avaliação Fluidodinâmica	100
		4.4.1 Novas Condições	99
	4.4	Desempenho do Hidrociclone Selecionado	96
		4.3.3 Reaplicação do Planejamento Experimental	94
		4.3.2 Evolução Temporal	
		4.3.1 Convergência Residual	
	4.3	Análise de Convergência e Regime de Escoamento	
		4.2.3 Otimização Simultânea	
		4.2.2 Razão de Fluido	
	1.4	4.2.1 Eficiência Granulométrica	
	4.1	Planejamento Experimental	
<b>-</b>	4.1	Teste de Malha	
4	Ros	ultados e Discussão	79
		3.3.1 Etapas do Estudo	77
	3.3	Simulações	75
		3.2.2 Geometrias	
		3.2.1 Matriz de Experimentos	
	3.2	Planejamento Experimental	
		3.1.4 Teste de Malha	
		3.1.3 Geometria	
		<ul><li>3.1.1 Seleção e Descrição</li></ul>	
	3.1	O Hidrociclone Base	
3		todologia	68
	3.5		0.0
		2.7.4 Delineamento Composto Central	
		2.7.3 Planejamento Fatorial	
		2.7.2 Análise de Variância	
	۷.1	2.7.1 Introdução	
	2.7	Planejamento Experimental	
		2.6.4 Algoritmo de Solução	61

# Lista de Figuras

2.1	A província do Pré-Sal. Fonte: MME[1]	5
2.2	Disposição entre as camadas pós-sal, sal e pré-sal. Fonte:	
	$https://www.estudopratico.com.br/a-camada-pre-sal/\ (2017).\ .\ .\ .\ .$	5
2.3	Gráfico da evolução da produção anual nos reservatórios do pré-sal	
	entre 2010 e 2016. Fonte: MME [1]	6
2.4	Entupimento de tubulação devido à formação de hidrato. Fonte: Ku-	
	nert et al. [9]	7
2.5	Estação submarina ilustrativa da Statoil Subsea Factory. Adaptado	
	de: Økland et al. [11]	12
2.6	Exemplos de distribuições de tamanhos por frequência e cumulativas	
	maior e menor que dado tamanho. Fonte: Svarovsky [3]	14
2.7	Esquema de um separador típico com uma entrada e duas saídas	16
2.8	Curvas de eficiência granulométrica ideal e real. Adaptado de: Portal	
	Laboratório Virtual de Processos Químicos (2016)	17
2.9	Geometria e escoamento típicos em hidrociclones. Adaptado de:	
	Braga [12]	19
2.10	Dimensões características de um hidrociclone. Adaptado de: ME-	
	DRONHO, SCHUETZE E DECKWER(2005)	20
2.11	Representação esquemática de dois regimes típicos: filme líquido e	
	gotas/bolhas dispersas	27
2.12	Esquematização da cascata de energia	43
2.13	Registro típico da velocidade em um ponto em um campo turbulento.	45
2.14	Perfil universal de velocidade. Adaptado de Versteeg and Malalase-	
	kera [5]	47
2.15	Exemplos de malhas computacionais. Adaptado de: Ferziger and	
	Peric [41]	58
2.16	Algoritmo pressure-based. Adaptado de: Ansys [35]	62
2.17	Esquema de tratamentos de um planejamento fatorial completo do	
	tipo 2-2. Adaptado de: Hammes et al. (2015)	66
2.18	Esquema de um delineamento composto central rotacional	67

3.1	Esquema da geometria base do hidrociclone	68
3.2	Geometria do hidrociclone base	71
3.3	Porção superior da malha 2	72
3.4	Locais de avaliação do perfil de velocidades (linhas amarelas)	73
3.5	Representação das condições de contorno	76
4.1	Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 1. $$ .	80
4.2	Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 2. $$ .	80
4.3	Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 3. $$ .	80
4.4	Indicativos de confiabilidade estatística	84
4.5	Diagrama de Pareto para eficiência granulométrica	84
4.6	Superfície de resposta para eficiência granulométrica	85
4.7	Indicativos de confiabilidade estatística	87
4.8	Diagrama de Pareto para razão de fluido	87
4.9	Superfície de resposta para razão de fluido	88
4.10	Aplicação da função desirability	89
4.11	Geometria e malha do hidrociclone dimensionado	90
4.12	Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios	
	e baixos resíduos na Linha 1	92
4.13	Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios	
	e baixos resíduos na Linha 2	92
4.14	Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios	
	e baixos resíduos na Linha 3	92
4.15	Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução es-	
	tacionária (SS) na linha 1	93
4.16	Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução es-	
	tacionária (SS) na linha 2	94
4.17	Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução es-	
	tacionária (SS) na linha 3	94
4.18	Reaplicação da função desirability	95
4.19	Curva de eficiência granulométrica reduzida	97
4.20	Regressão linear para obtenção do parâmetro n	98
4.21	Distribuição de eficiência total reduzida em função da distribuição	
	granulométrica da alimentação.	99
4.22	Perfil de pressão no plano sobre o eixo central do hidrociclone	101
4.23	Perfil de velocidade tangencial no plano sobre o eixo central do hi-	
	drociclone	102
4.24	Linhas de corrente relativas à fase primária (óleo) partindo das seções	
	de entrada.	102

4.25	Distribuições de fração volumétrica da fase dispersa na porção supe-
	rior do hidrociclone
4.26	Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 1 para os tamanhos
	de gota de 10, 50 e 90 micrômetros
4.27	Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 2 para os tamanhos
	de gota de 10, 50 e 90 micrômetros
4.28	Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 3 para os tamanhos
	de gota de 10, 50 e 90 micrômetros
4.29	Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbu-
	lência testados na linha 1
4.30	Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbu-
	lência testados linha 2
4.31	Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbu-
	lência testados linha 3
4.32	Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equa-
	ções testados na linha 1
4.33	Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equa-
	ções testados linha 2
4.34	Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equa-
	ções testados linha 3
A.1	The basic hydrocyclone
A.2	Reduced granulometric efficiency curve of the optimized hydrocyclone. 123

# Lista de Tabelas

2.1	Famílias de hidrociclones. Adaptado de: Araújo [15]	21
2.2	Coeficientes do modelo $k-\varepsilon$ padrão	49
2.3	Coeficientes do modelo $k-\varepsilon$ realizable	50
2.4	Coeficientes para função de correção de curvatura	51
2.5	Constantes do modelo RSM de Gibson & Launder[36]	53
3.1	Valores das variáveis geométricas do hidrociclone base	69
3.2	Condições operacionais para design	69
3.3	Cenários modificados de avaliação do hidrociclone projetado	70
3.4	Malhas utilizadas no teste de independência	71
3.5	Níveis dos fatores para o delineamento	73
3.6	Desenho experimental	74
4.1	Teste de malha: eficiência de separação e razão de fluido	79
4.2	Matriz de experimentos após as corridas	82
4.3	Análise de efeitos para eficiência granulométrica	82
4.4	ANOVA do modelo para G	83
4.5	Coeficientes do modelo de regressão para G	84
4.6	Análise de efeitos para razão de fluido	85
4.7	ANOVA para o modelo de $R_f$	86
4.8	Coeficientes do modelo de regressão para $R_f$	86
4.9	Índices de "desejabilidade"para eficiência granulométrica	89
4.10	Índices de "desejabilidade"para razão de fluido	89
4.11	Níveis resultantes	90
4.12	Valores de eficiência granulométrica e razão de fluido para as simula-	
	ções comparadas	93
4.13	Matriz de experimentos DCCR após as corridas	95
4.14	Comparativo entre os níveis selecionados para os planejamentos com	
	alto e baixo nível residual	96
4.15	Distribuição de eficiência de granulométrica para o hidrociclone sele-	
	cionado.	97

4.16	Cenários de condições para a dispersão alimentada	100
4.17	$G$ e $R_f$ obtidos para as simulações com os modelos de turbulência	
	avaliados	11(
A.1	Matrix of experiments	12:

## Nomenclatura

## **Siglas**

DNS	Direct	Num	erical	Sim u	lation
- טווע	17111601	IVUIII	$er_{t}cu_{t}$	$\mathcal{D}tHtu$	$\iota u \iota \iota \iota \iota \iota \iota \iota \iota$

DPM Discrete Parcel Model

LES Large Eddy Simulation

NS Equações de Navier-Stokes

RANS Média de Reynolds das equações de Navier-Stokes

SI Sistema Internacional

### Letras Gregas

- $\alpha$  Fração volumétrica
- $\Delta$  Operador para indicação de encerramento de dada extensão do sistema
- $\mu$  Viscosidade
- $\nabla$  Operador gradiente
- $\nu$  Viscosidade cinemática
- $\phi$  Propriedade genérica em base volumétrica
- $\rho$  Densidade
- au Escala de tempo
- $ec{ec{\delta}}$  Delta de Kronecker

### Letras Romanas

- $\varepsilon$  Taxa de dissipação de energia cinética turbulenta
- $\vec{\vec{R}}$  Tensor de Reynolds

Concentração volumétrica da dispersão  $c_v$ dDiâmetro da partícula  $E'_t$ Eficiência total reduzida  $E_t$ Eficiência total de separação GEficiência de separação por tamanho ou granulométrica G'Eficiência granulométrica reduzida kEnergia cinética turbulenta LEscala de comprimento característica Parâmetro do modelo RRB indicativo do espalhamento da distribuição cummulativa medParâmetro do modelo RRB representativo da mediana de uma distribuição de tamanhos NNúmero de partículas nDenisdade numérica de particulado QVazão volumétrica Razão de fluido  $R_f$ ReNúmero de Reynolds Desvio-padrão das flutuações turbulentas rms $T_i$ Intensidade de turbulência Magnitude do campo de velocidade uVEscala de velocidade característica VVolume de uma das fases ou da mistura Frequência de um tamanho de partícula em uma distribuição xFrequência cumulativa até um tamanho de partícula em uma distribuição yCarregamento de uma mistura

 $\vec{b}$ 

Campo de forças

z Frequência cumulativa a partir de um tamanho em um distribuição

## **Superescritos**

- a Identificação da fase aquosa da dispersão
- o Identificação da fase oleosa da dispersão
- T Operação de transposição

#### **Subscritos**

- 0 Elemento de volume de menor tamanho para validade da hipótese do contínuo
- b Campo de forças
- c Fase contínua
- d Fase dispersa
- ext Propriedade externa ao sistema ou partícula tomada
- f Escalas características do escoamento
- H Escalas relativas a processos de troca térmica
- int Propriedade avaliada na interface
- m Escalas relativas a processos de troca mássica
- m Mistura das fases
- o Identificação a corrente de saída overflow
- p Propriedade relativa a cada partícula
- ph Propriedade referente a uma das fases
- S Propriedade para um sistema de partículas
- SC Propriedade avaliada na superfície de controle
- T Propriedade reerente ao campo de escoamento turbulento
- u Identificação a corrente de saída underflow
- v Escalas relativas a processos de troca de momentum
- VC Propriedade para um volume de controle

## Outros Símbolos

- · Representação de taxa temporal
- $\langle \rangle_E$  Média de conjunto
- = Média volumétrica
- " Propriedade por unidade de volume
- " Propriedade por unidade de área
- ' Contrbuição flutuante para uma propriedade instantânea
- Média temporal

# Capítulo 1

# Introdução

De acordo com dados do boletim anual de exploração e produção de petróleo e gás natural do Ministério das Minas e Energia[1], no ano de 2016, ultrapassou-se a marca de 1 milhão de barris de petróleo para a média de produção diária relativa aos reservatórios situados na província do Pré-Sal. Para a exploração de óleo e gás nos campos da camada pré-sal, foram necessários robustos desenvolvimentos tecnológicos para superação os enormes desafios inerentes à extração de hidrocarbonetos em elevadas lâminas d'água.

Os atuais rumos da progressão científico-tecnológica atrelada à produção de petróleo e gás natural apontam para a consolidação de técnicas e metodologias que viabilizem a implantação de sistemas de processamento *subsea* em extensões cada vez mais amplas. Procura-se, neste âmbito, promover a transferência dos procedimentos que caracterizam o chamado processamento primário dos fluidos produzidos de instalações na superfície marítima ou terrestre para o solo marinho. Esta transferência visa a expandir as fronteiras da atividade extrativa de óleo e gás, de modo a se alcançarem reservatórios em áreas mais remotas, em águas ultra profundas e a grandes distâncias da costa.

A trajetória que se estabelece no sentido da implementação das tecnologias de processamento submarino passa pela utilização de equipamentos responsáveis por conduzir as operações necessárias que sejam compactos e apresentem altos desempnho e confiabilidade. Neste sentido, têm-se os equipamentos ciclônicos constituindo opções de grande potencial para etapas de separação gás-líquido e líquido-líquido necessárias à obtenção dos hidrocarbonetos produzidos. Em comparação aos tradicionais tanques de separação gravitacional empregados em instalações na superfície, hidrociclones possuem demandas substancialmente inferiores de área da planta de processo como consequência dos reduzidos tempos de residência vinculados à sua operação, o que, por sua vez, decorre do princípio de funcionamento no qual se pautam – a separação de fases explorando a diferença de densidades por meio da aplicação de um campo centrífugo milhares de vezes superior ao campo gravita-

cional. Além disto, o referido equipamento não dispõe de partes móveis, sendo de simples construção e operação, não requerendo manutenções frequentes. (Silva [2], Svarovsky [3])

O advento de ferramentas de Fluidodinâmica Computacional (CFD), em conjunto com o aumento da velocidade de processamento e da capacidade de armazenamento, levou ao estabelecimento de uma nova via para o tratamento de problemas que envolvam escoamentos por intermédio do uso de abordagens numéricas, exibindo uma vasta gama de aplicações, incluindo o projeto de equipamentos para processos industriais. (Patankar [4], Versteeg and Malalasekera [5])

O presente trabalho apresenta como principal finalidade investigar um hidrociclone para o processamento de dispersões do tipo água em óleo no contexto de composição de sistemas de separação submarina instalados em campos de exploração novos. Para a consecução de tal objetivo, foram empregadas simulações numéricas de CFD representativas da execução de ensaios que seguem a aplicação de um método de delineamento experimental concernente à especificação geométrica do equipamento em questão em relação a seus parâmetros de desempenho, os quais determinam sua capacidade separativa. Complementarmente, uma vez definida a geometria do dispositivo, visou-se a avaliar características fluidodinâmicas e de operação.

No Capítulo 2, segue a fundamentação teórica do trabalho desenvolvido. Inicialmente, têm-se apontamentos relativos à contextualização do emprego do equipamento a ser projetado: exploração e produção petrolífera em campos de óleo e gás subsea. Discorre-se a respeito de dispersões do tipo água-em-óleo e seus impactos negativos na cadeia produtiva da indústria do petróleo, campos do Pré-Sal e da caracterização de unidades de processamento submarino. Segue-se com as conceituações mais relevantes quanto a sistemas particulados e ao funcionamento de hidrociclones, abragendo tópicos de caracterização de tais sistemas e de desempenho e aplicações. Descrições a respeito de fluidodinâmica computacional, turbulência e escoamento multifásico, especialmente para elucidação das modelagens utilziadas no estudo, são apresentadas na sequência. Por fim, reunem-se as principais definições relativas a planejamento experimental que subsidiam a metodologia utilizada, bem como as análises estatísticas sucedidas.

O Capítulo 3 trata dos materiais e métodos empregados para conduzir-se a investigação realizada. São, assim, descritas as metodologias seguidas para procedência do teste de independência de malha, da aplicação da técnica de delineamento composto central rotacional para definição geométrica do hidrociclone e avaliação de desempenho do separador, que envolve o levantamento da curva de eficiência granulométrica e o cálculo de eficiência total para distintos cenários. Ainda, indicam-se simulações executadas em complementação para aprofundamento acerca da adequa-

ção e avaliação das modelagens numérica e fenomenológicas empregadas, especialmente quanto à convergência numérica e modelos de turbulência.

No Capítulo 4, são apresentados e discutidos os resultados de todas as simulações desempenhadas. Finalmente, no Capítulo 5, tem-se a conclusão e os desdobramentos futuros para o trabalho.

# Capítulo 2

# Fundamentação Teórica

## 2.1 Petróleo e O Pré-Sal

O petróleo consiste em uma mistura de hidrocarbonetos e de compostos orgânicos nitrogenados, sulfurados e oxigenados, contendo frações de organometálicos e de matéria inorgânica. Sua formação se processa no decorrer de extensos períodos temporais, atingindo-se a ordem de milhões de anos, a partir do acúmulo de matéria orgânica de origem animal e vegetal submetida a condições de ampla severidade localizado em camadas mais internas da crosta terrestre. Denominados de rochas reservatório, exibindo uma estrutura porosa, os depósitos naturais de óleo e gás se situam sob terra ou mar, onde o petróleo ocorre, majoritariamente, na forma líquida. (do Brasil et al. [6])

Quando dos processos de exploração petrolífera, em face às expressivas quedas de pressão experimentadas ao longo do trajeto em direção à superfície, sofrendo perdas de carga adicionais devido a distintos acidentes existentes (como válvulas), componentes de baixo peso molecular solubilizados no petróleo migram para a fase gasosa. Apesar de não se tratarem de constituintes intrínsecos da mistura petrolífera, água, na realidade, solução salina (ou salmoura), a qual se encontra presente no próprio reservatório ou decorre de reinjeções no campo exploratório como mecanismo de recuperação secundária de óleo, e sedimentos, oriundos das formações rochosas ou de processos de corrosão e incrustação, acompanham a produção de óleo e gás inevitavelmente. Desta maneira, as correntes obtidas a partir dos poços produtores de petróleo carreiam compostos que se apresentam nos estados sólido, líquido e gasoso, o que gera dispersões sujeitas a intensos graus de agitação durante a recuperação. (do Brasil et al. [6])

O petróleo se exibe com diferentes aspectos a depender do campo do qual provém, o que reflete distintas propriedades físico-químicas, as quais, por sua vez, se devem às variadas proporções dos tipos de compostos presentes. Alguns ocorrem com coloração mais escura, altamente viscosos e densos e liberando pouco o nenhum gás ao passo que outros, mais claros, com reduzidas viscosidade e densidade e emanando quantitativos significativos de gás. (Thomas [7])

## 2.1.1 Pré-Sal

A chamada província do Pré-Sal consiste em uma área situada no litoral entre os estados do Espírito Santo e Santa Catarina, compreendendo um polígono com cerca de 800 km de extensão por 200 km de largura. Na Figura 2.1, encontra-se representada a região. Em tal zona, ocorrem as rochas capazes de gerar e armazenar petróleo na então descrita camada pré-sal.

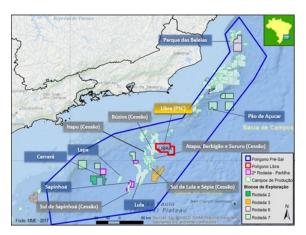


Figura 2.1: A província do Pré-Sal. Fonte: MME[1].

A Figura 2.2 ilustra a conformação existente entre as camadas Pós-Sal, Sal e Pré-Sal no interior da crosta terrestre.

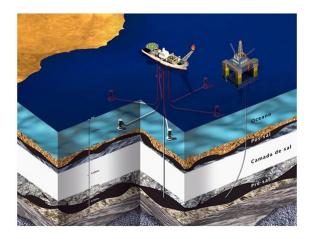


Figura 2.2: Disposição entre as camadas pós-sal, sal e pré-sal. Fonte: https://www.estudopratico.com.br/a-camada-pre-sal/ (2017).

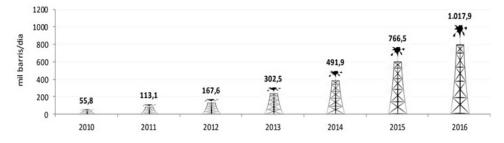
Impulsionando de maneira expressiva o desenvolvimento tecnológico no segmento industrial de energia, a descoberta do pré-sal, camada geológica constituída de acú-

mulos de óleo leve, com alta qualidade e valor de mercado, e as subsequentes explorações através dos poços perfurados acarretaram elevados níveis de produção apesar dos desafios intrínsecos. Estes se associam aos fatores dificultadores inerentes à atividade exploratória de petróleo e gás em águas profundas e ultra profundas, onde se situam os campos da província do Pré-Sal. Vislumbrando a elucidação no que concerne aos aspectos relacionados ao cenário vivenciado pela indústria de óleo e gás brasileira quanto à camada pré-sal, apresentam-se dados e constatações disponibilizados pela Petrobrás (2017) em seu sítio eletrônico.

A partir da primeira descoberta da ocorrência de petróleo na camada pré-sal, que se deu no campo de Lula, localizado na bacia de Santos, atingiu-se a cifra de 1 milhão de barris de petróleo diários em um período inferior a uma década, em que se passou de 55,8 mil de barris por dia em 2010 para 1.017,9 mil ao final de 2016 (Figura 2.3). A Petrobrás havia alcançado, anteriormente, a mesma marca somente após 45 anos desde quando iniciou suas operações. (Petrobrás [8])

Ainda, é notável que a produção mencionada adveio das extrações realizadas em 52 poços nos campos do pré-sal, valor consideravelmente reduzido se comparado à produção diária de 500 mil barris por dia a partir das atividades em mais de 4 mil poços em 1984 pela companhia. Tem-se, nos dias atuais, uma média de volume explorado de 25 mil barris por dia nos poços do pré-sal na bacia de Santos. Vale também ressaltar as substanciais diminuições experimentadas pelo custo médio unitário de produção de petróleo de tal camada, variando de U\$ 9,1 por barril de óleo equivalente em 2014 para a marca de U\$ 8 no primeiro trimestre de 2016. (Petrobrás [8])

O conjunto de resultados apontados revelam uma crescente elevação da produtividade de óleo e gás na camada pré-sal, configurando a consequência dos esforços, parcerias e investimentos direcionados aos avanços e inovações tecnológicas que permitem uma progressiva superação dos grandes desafios envolvidos na extração e produção nos referidos campos de petróleo.



**Figura 2.3:** Gráfico da evolução da produção anual nos reservatórios do pré-sal entre 2010 e 2016. Fonte: MME [1].

## 2.2 Dispersões Água-Óleo

Em decorrência das condições requisitadas para a exploração e da configuração apresentada pela distribuição de fases nos reservatórios, tem-se não somente a produção de hidrocarbonetos (óleo e gás), mas também de água e sedimentos, incluindo areia e particulados oriundos de incrustações e corrosões nas linhas produtivas. A água constitui a impureza que acompanha a produção petrolífera que incorre em maiores prejuízos para o processo exploratório e em etapas subsequentes do processamento de óleo e gás iniciadas pelo refino. (Kunert et al. [9])

Em particular, a parcela aquosa dos fluidos obtidos não possui valor econômico e contém contaminantes, tais quais sais diversos, micro-organismos e sólidos inorgânicos, solubilizados ou em suspensão, os quais exibem elevado potencial de ocasionar danos aos dutos de produção e transporte, bem como a equipamentos e instrumentos instalados em unidades de armazenamento e refino, induzindo processos corrosivos, deposição de sólidos e formação de hidratos, em que a última, exemplificada na Figura 2.4 a seguir, se dá em condições de baixas temperaturas e altas pressões a partir de vapor d'água em combinação a  $CO_2$  e hidrocarbonetos de baixa massa molar. (Kunert et al. [9])



Figura 2.4: Entupimento de tubulação devido à formação de hidrato. Fonte: Kunert et al. [9].

São duas as fontes da água produzida em combinação às correntes de hidrocarbonetos. Têm-se a água de formação, de ocorrência natural nos reservatórios de petróleo, e a água introduzida em função da aplicação de métodos de recuperação secundária de óleo e gás, como a injeção de vapor d'água ou água líquida para manutenção do nível de pressão de um reservatório. O conteúdo de água produzida define um relevante indicador acerca da maturidade dos poços de produção. Ao longo do tempo de operação de um poço petrolífero, os níveis de água se apresentam pouco expressivos no início da exploração, passando a representar a quase totalidade da produção fluida ao final de sua vida útil. (Thomas [7])

Originalmente separados nos reservatórios de petróleo, óleo e água dão origem a dispersões uma vez iniciado o processo exploratório de um reservatório. A intensa agitação provocada pelo bombeamento durante o processo de elevação e a forte despressurização decorrente das perdas de carga sofridas proporcionam expressivos graus de mistura às fases líquidas em questão, o que contribui para criarem-se condições favoráveis à formação de emulsões. (Thomas [7])

Atribui-se a denominação de emulsão à mistura que resulta do íntimo contato ocasionado por uma forte agitação de fases imiscíveis, em que uma passa a se encontrar sob a forma de gotículas (ou bolhas) dispersas na outra. Na indústria do petróleo, ocorrem, frequentemente, os tipos de emulsão/dispersão: óleo-em-água (O/A) e água-em-óleo (A/O). Vale apontar que a presença de espécies químicas conhecidas como agentes emulsificantes figura como uma condição imperativa para a formação e, principalmente, estabilização de uma emulsão. Na sua ausência, as gotas da fase dispersa tendem a se aglutinar de modo a se gerarem fases completamente segregadas, estado termodinamicamente mais favorável, dada a imiscibilidade das fases. (Kunert et al. [9])

Emulsificantes dispõem de um caráter anfifilico, isto é, hidrofílico e lipofílico simultaneamente como consequência da estrutura molecular que possuem, contendo porções eletricamente carregada ou polarizada e apolar na forma de longas cadeias hidrocarbônicas, que exibem afinidade pelas fases aquosa e oleosa, respectivamente. Acontece, assim, sua migração para a interface água-óleo recobrindo a fase dispersa pela formação do que se define como película ou filme interfacial. Na composição do petróleo, há substâncias que desempenham a função descrita na estabilização de dispersões e emulsões, que se tratam dos asfaltenos e das resinas. (Kunert et al. [9])

As metodologias de quebra de emulsões/dispersões se baseiam no aprimoramento de condições que facilitam a progressão dos mecanismos de desestabilização, que se traduzem nos processos de floculação (formação de agregados), coalescência (ampliação de tamanho) e sedimentação das gotículas dispersas. A partir das relações expressas na lei de Stokes (Equação 2.1), identificam-se os princípios em que se fundamentam as principais técnicas para separação de emulsões/dispersões. O uso de agentes desemulsificantes e o aumento do teor de disperso constituem medidas que favorecem a coalescência, o que leva à ampliação do diâmetro das gotas, que sedimentam mais prontamente. O aquecimento da mistura reduz a viscosidade da fase contínua, permitindo o alcance de maiores taxas de decantação. O emprego de campos elétricos ou centrífugos promovem a segregação pela intensificação do campo de força através do qual as gotículas sedimentam. (Kunert et al. [9])

$$\nu = \frac{(\rho_{\rm a} - \rho_{\rm o})d^2}{18\mu} |\vec{b}| \tag{2.1}$$

#### 2.2.1 Processamento Primário de Petróleo

Define-se o processamento primário como a reunião de etapas de tratamento às quais se submetem as correntes de fluidos produzidos nas atividades de exploração de óleo e gás que precedem os processos de maior complexidade conduzidos nas refinarias. Conforme já mencionado anteriormente, além de componentes não hidrocarbonetos presentes em diversos derivados em teores variados a depender da proveniência do petróleo considerado, têm-se, em combinação ao óleo cru, porções gasosas e sólidas, bem como uma fase aquosa (livre, emulsionada e dissolvida). Dada a ocorrência intrínseca de tais impurezas, torna-se essencial a execução do chamado processamento primário de petróleo. (do Brasil et al. [6])

Com a aplicação do processamento primário, objetiva-se tratar as correntes de óleo, água e gás produzidas adequando-as aos requisitos de qualidade que se impõem às respectivas destinações na cadeia produtiva da indústria petrolífera. Em particular, uma vez separadas, a corrente de gás natural necessita sofrer remoção de impurezas tais quais gás sulfídrico, dióxido de carbono e vapor d'água, além de compressão para ajuste dos níveis de pressão para armazenamento e transporte, a corrente de petróleo requer um tratamento fino para retirada de água emulsionada e dos sais nela solubilizados, e a corrente aquosa precisa ter seu nível de óleos e graxas corrigido em consonância às exigências regidas por regulamentações ambientais específicas no que se refere ao seu descarte e injeção em poços. (Kunert et al. [9])

## 2.2.2 Sistemas de Separação Submarina

Os sistemas de separação submarinos, alternativamente designados subsea ou no fundo do mar, se encontram atrelados a uma das categorias tecnológicas que compõem a área de pesquisa e desenvolvimento em exploração de óleo e gás offshore concernente ao processamento e produção subsea. Visando ao estabelecimento de uma definição, toma-se tais sistemas como o conjunto de etapas de processos empregados com a finalidade de, em extensão mais ampla ou diminuta, submeter a produção fluida advinda dos reservatórios marítimos a quaisquer níveis de processamento ou condicionamento em instalações situadas no solo marinho, precedendo eventuais tratamentos a jusante em estruturas topside offshore, isto é, plataformas fixas ou flutuantes na superfície do mar, ou, até mesmo, substituindo-as.[10]

O atual cenário exploratório mundial se traduz na busca pela viabilização técnica e econômica das tecnologias submarinas de produção. Tal quadro constitui uma consequência da crescente depleção das reservas petrolíferas associadas a menores lâminas d'água e distâncias à costa, o que confere relevância aos esforços para

os desenvolvimentos tecnológicos relacionados à extração de óleo em águas mais profundas, em condições mais drásticas, bem como para incrementar a eficiência econômica e ambiental da exploração nos campos já em operação.

Em concordância ao elencado por Marjohan[10] e Silva[2], têm-se as tecnologias apresentadas a seguir compondo o conjunto de processos englobados no que se entende por processamento submarino. Cumpre ressaltar o caráter incipiente da maior parte de tais desenvolvimentos, ainda sendo objeto de numerosas pesquisas desempenhadas por parcerias entre companhias do setor de energia e o meio acadêmico, que objetivam consolidar técnicas economicamente viáveis e ambientalmente seguras.

- Sistemas de separação gás-líquido: contêm separadores responsáveis por segregar a fração gasosa da corrente de produção a partir dos poços, destinando-a à exportação, aplicação em gas lift ou injeção em reservatórios e encaminhando a porção líquida a uma instalação topside.
- Sistemas de separação água-óleo: por meio de uma sequência de procedimentos, executa-se a separação primária das três principais fases, gasosa, oleosa e de água e sedimentos, da corrente produzida nas dependências da própria facilidade submarina; conduzem-se os efluentes hidrocarbônicos resultantes diretamente à exportação no caso de os tratamentos específicos das fases individuais ocorrerem na unidade subsea ou para o condicionamento em uma instalação superficial fixa ou flutuante.
- Compressão e tratamento do gás: dispositivos e compressores empregados para adequação do nível de pressão e ajuste composicional da corrente gasosa, permitindo seu direcionamento para seus usos finais.
- Sistemas de bombeamento: equipamentos de bombeamento em conjunção às linhas de produção e injeção promovendo a transferência das correntes de produção e provenientes do tratamento submarino sofrido entre os poços, unidade subsea e facilidade topside, sendo projetados para impulsionar fluxos monofásicos ou multifásicos.
- Injeção de água do mar ou água produzida: captação e tratamento de água do mar para injeção em reservatórios ou reinjeção de água produzida como mecanismo de manutenção da pressão do reservatório, assegurando a produção.

Com fundamentação nos apontamentos de Økland et al.[11], identificam-se os principais aspectos motivadores da implementação de sistemas de produção submarinos analisando os focos de aplicação separadamente no tangente à maturidade do campo, em que vantagens distintas se vinculam ao seu emprego em reservatórios já em exploração (brown fields) e novos campos petrolíferos (green fields).

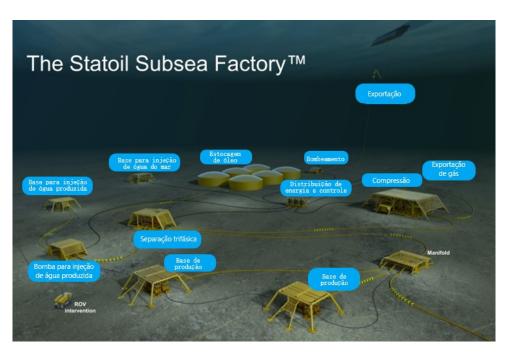
- Em campos maduros, nos quais a produção de água já alcança níveis expressivos, a adoção dos sistemas de processamento submarino, valendo-se de uma ou mais tecnologias correspondentes, leva ao prolongamento da vida útil dos reservatórios e das unidades de produção construídas. Tal benefício decorre do fato de que, em meio a um sistema de separação subsea, se torna possível segregar as frações não desejadas da corrente produzida, incluindo água produzida e sedimentos, evitando: (i) a sobrecarga dos equipamentos de bombeamento; (ii) a contrapressão nos poços produtores pela reinjeção da fase aquosa separada nos reservatórios e/ou gas lift nos poços; (iii) o comprometimento das linhas de produção e injeção em consequência de processos corrosivos e de formação de hidratos, ambos associados ao carreamento de água salgada através dos dutos utilizados na unidade produtiva; e (iv) a saturação dos módulos na instalação topside empregados no tratamento de água oleosa.
- No que se refere aos novos campos, o advento tecnológico submarino em análise expande as fronteiras relativas à exploração de hidrocarbonetos. As vantagens introduzidas pela separação subsea abrem caminho para a extração de óleo em campos localizados em águas profundas e ultra profundas, com lâminas d'água superiores a 3 mil metros, e a maiores distâncias da costa, assim como em regiões mais remotas, de difícil acesso, dada a necessidade reduzida ou completamente mitigada de efetivo em plataformas para a operação destes sistemas, que se dará sob monitoramento e controle em bases onshore.

Tal qual para os aspectos favoráveis à adesão dos sistemas submarinos de produção de óleo e gás, é imperativo que se pontuem os principais desafios a serem vencidos ao longo da trajetória percorrida no sentido da implantação e vigência das tecnologias em consideração nas atividades de exploração e produção offshore. Conforme destacado por Silva (2013), as barreiras impostas ao processamento submarino contemplam compromissos de:

- Tamanho e confiabilidade dos equipamentos. Requerem-se dispositivos de construção e operação suficientemente simplificadas, com dimensões compactas e para os quais se assegure funcionamento sem a necessidade de interrupções para manutenção e reparo por períodos extensos o bastante dada a elevada profundidade a qual se situam as unidades submarinas.
- Segurança operacional. Abrange-se tanto os operadores, que não mais se encontrariam em instalações topside, quanto os ambientes marinho e terrestre adjacentes, implementando-se medidas de operação segura para evitar falhas no processo, cujos danos eventualmente causados exibem elevado potencial de originar impactos socioambientais irreversíveis.

• Controle de processos, ponto crucial para viabilização técnica da utilização de sistemas *subsea*, sendo de absoluta relevância a definição de estratégias de controle promissoras, capazes de regular a operação de modo a evitar falhas e garantir os níveis estabelecidos de produtividade, suportando as condições oscilatórias e abruptas da alimentação das correntes produzidas.

Na Figura 2.5, fornece-se uma representação esquemática de uma estação de processamento e produção de óleo e gás situada no leito marinho. Descrevendo-a, observam-se: poços submarinos conectados a um manifold através de dutos correspondentes a linhas de produção, que carreiam os fluidos produzidos a partir dos respectivos reservatórios, e/ou linhas de injeção, no interior das quais encaminhamse fluidos de qas lift ou para reinjeção como mecanismo de recuperação secundária; seção de separação trifásica da produção reunida e equalizada pelo manifold nas três principais fases que a compõem, gás, óleo e água com sedimentos; sistema de bombeamento da água produzida segregada para o poço de injeção associado visando à manutenção da pressão dos reservatórios explorados, o que também se consegue em função da injeção de água do mar diretamente após um condicionamento; tanques de armazenamento e dispositivos de bombeamento da fase oleosa obtida para unidades fixas ou flutuantes na superfície para ajuste fino ou diretamente à destinação a jusante do processamento primário; e sistemas de compressão e tratamento da corrente gasosa, disponibilizando-a à exportação e/ou emprego na própria estação subsea para auxiliar a recuperação de hidrocarbonetos.



**Figura 2.5:** Estação submarina ilustrativa da Statoil Subsea Factory. Adaptado de: Økland et al. [11]

## 2.3 Hidrociclones

Os conceitos e equacionamentos apresentados na presente seção se encontram atrelados à descrição da operação e projeto dos equipamentos pertencentes à categoria dos então chamados hidrociclones. Inicia-se explanando concisamente em relação aos sistemas particulados, levantando-se aspectos relativos à sua caracterização e à avaliação de desempenho dos processos de separação envolvendo-os. Procede-se centrando a análise nos hidrociclones propriamente ditos, elucidando seu princípio de funcionamento e o comportamento fluidodinâmico do escoamento desenvolvido em seu interior, bem como apontando seus principais tipos, variáveis geométricas e aplicações. Ao final, faz-se uma revisão acerca do emprego do referido equipamento na separação líquido-líquido entre água e óleo.

# 2.3.1 Sistemas Particulados: Caracterização e Eficiência de Separação

Os sistemas particulados compreendem materiais sólidos puros ou formando misturas com outras substâncias sólidas ou com materiais fluidos, submetidos a operações que englobam desde sua movimentação ou agitação até processos reacionais ou de separação. Em sua modelagem, tem-se como fundamental característica a preocupação com os efeitos decorrentes das interações estabelecidas dos tipos sólido-sólido e sólido-fluido no que tange à descrição de aspectos fluidodinâmicos.

Apesar de não incluírem espécies no estado sólido em sua composição, dispersões de fluidos imiscíveis nas quais uma das fases espalha-se na outra na forma de gotículas comportam-se tais quais sistemas particulados para efeitos de modelagem. Para as primeiras, processos de quebra e coalescência, responsáveis pela modificação de tamanho do disperso, possui como análogos no caso de fases sólidas a aglomeração e cominuição de partículas. Os conceitos aplicados aos estudos de separação envolvendo particulados sólidos, assim, se constituem igualmente relevantes ao estudo de dispersões líquido-líquido, visto que compartilham diversas estratégias de separação.

#### 2.3.1.1 Tamanho da Partícula e Distribuição de Tamanhos

A primeira tarefa a ser cumprida na análise de sistemas particulados consiste na caracterização primária dos materiais sólidos e/ou fluidos compondo-os. Determinam-se, então, suas propriedades físico-químicas, como densidade, viscosidade e tensão interfacial, a concentração e a distribuição de tamanhos das partículas, além de se identificarem as condições operacionais às quais o sistema está sujeito. Tais informações mais fundamentais permitem, por exemplo, selecionar o conjunto mais apropriado de separadores qualitativamente. Ainda, suprem equações e correlações

empíricas ou semi-empíricas relativas ao projeto e à previsão de desempenho de dispositivos de separação.

Dada a irregularidade do formato das partículas presentes em uma suspensão, a atribuição de seu tamanho se dá utilizando uma medida representativa de uma dimensão associada à propriedade que possuem mais relevante para determinado processo ou sistema ao qual se aplicarão. Como exemplo, citam-se os grupos de diâmetros baseados em esferas e círculos de propriedades equivalentes (mesmo volume, mesma área projetada, mesma velocidade terminal etc.). (Svarovsky [3])

Caracterizar um particulado quanto ao tamanho requer que se decida, além da forma de medição, acerca do tipo de distribuição de tamanhos, variável quanto à base tomada: numérica, de comprimento, superficial e mássica (ou volumétrica). Distintas metodologias experimentais fornecem medidas de tamanho de um dos tipos anteriores em função do princípio do qual lançam mão.

Independentemente do tipo ao qual se referem, há duas modalidades de apresentação das distribuições de tamanhos: distribuição de frequência e cumulativa. No primeiro caso, tem-se, equivalentemente, uma distribuição de probabilidade, denotada por x, em relação à variável contínua diâmetro da partícula, cuja representação gráfica exprime o percentual de ocorrência ou frequência associada a cada valor assumido pelo tamanho da partícula em seu domínio. A segunda abordagem adotada em tal descrição consiste em relacionar os diâmetros das partículas com valores de percentual acumulado de partículas que possuem diâmetros inferiores (y) ou superiores (z), que se obtêm calculando a área sob a curva de distribuição de frequências entre  $0\mu$ m até dado d ou deste até infinito, respectivamente, assumindo que se tenha um variável contínua se distribuições. (Svarovsky [3])

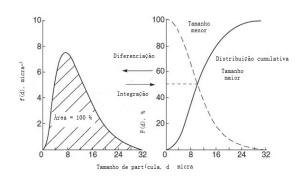


Figura 2.6: Exemplos de distribuições de tamanhos por frequência e cumulativas maior e menor que dado tamanho.

Fonte: Svarovsky [3]

Em se tratando de uma distribuição de probabilidades, a área total sob a curva x(d) se iguala à unidade. As distribuições por frequência e cumulativa relacionam-se

por:

$$x = \frac{dy}{dd} \tag{2.2}$$

Ou, alternativamente:

$$y = \int xdd \tag{2.3}$$

Além da representação por gráficos e tabelas, pode-se expressar a distribuição de tamanhos da fase dispersa em uma suspensão ou dispersão por meio de correlações, isto é, com equações que fornecem a frequência ou o percentual cumulativo maior ou menor que dado d em função do diâmetro da partícula[3]. Para tanto, ajustam-se os dados coletados experimentalmente a expressões comumente de dois ou três parâmetros. Para exemplificação, segue a equação de Rosin, Rammeler e Bennet (RRB), também aplicada à caracterização da dispersão cujo tratamento se objetiva realizar com o equipamento investigado no presente trabalho:

$$y = 1 - \exp\left(-\left(\frac{d}{med}\right)^m\right) \tag{2.4}$$

em que denota-se por *med* e *m* os parâmetros a determinar, o que se alcança através de regressão linear dos dados de tamanhos da distribuição a ser modelada com base na forma linearizada da correlação acima.

### 2.3.1.2 Eficiência de Separação

Frente à imperfeição inerente aos equipamentos de separação, com fins de obteremse relações para avaliação e previsão de performance, define-se um parâmetro para quantificar o desempenho do dispositivo. A tal grandeza, atribui-se a designação de eficiência de separação, cuja formulação é fornecida a seguir em termos da nomenclatura assumida para a esquematização de um separador típico na Figura 2.7.

Denota-se por Q a vazão volumétrica e por  $c_v$  a concentração em termos de percentual volumétrico. Os subscritos 'o' e 'u' indicam as correntes de saída overflow e underflow, respectivamente, ao passo que sua ausência, a alimentação do sistema. A partir de tais designações, exprime-se a eficiência total de separação, definida como a fração do disperso admitido que deixa o dispositivo junto à corrente underflow (se sua densidade for superior à da fase contínua; caso contrário, considera-se a corrente de overflow), matematicamente: (Svarovsky [3])

$$E_t = \frac{Q_u c_{v_u}}{Q c_v} \tag{2.5}$$

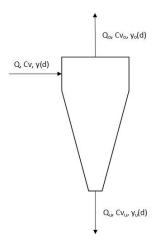


Figura 2.7: Esquema de um separador típico com uma entrada e duas saídas.

Os próximos passos apresentados levam à obtenção de relações entre as distribuições de tamanho nas diferentes correntes envolvidas e a eficiência de separação.

Admitindo-se operação em regime permanente e ausência de consumo ou geração mássica, a aplicação de um balanço de massa macroscópico ao separador em relação à fase discreta conduz à igualdade entre a entrada desta  $(Qc_v)$  e a soma de suas saídas  $(Q_oc_{vo} + Q_uc_{vu})$ . Fazendo, ainda, a assunção de tamanho constante para todas as partículas ou gotas presentes na dispersão e utilizando a distribuição de frequências, tem-se como resultado do balanço mássico por tamanho:

$$x = x_u E_t + x_o (1 - E_t) (2.6)$$

Visto que a eficiência total se mantém constante, com a integração de ambos os membros da Equação 2.6, obtém-se o balanço de massa por tamanho em termos das distribuições cumulativas para as distintas correntes.

$$y = y_u E_t + y_o (1 - E_t) (2.7)$$

O parâmetro denominado de eficiência de separação granulométrica ou por tamanho, simbolizado por G possui como definição a eficiência total para o caso de se alimentar ao separador um único diâmetro de disperso a cada tamanho. A chamada curva de eficiência granulométrica se configura como um aspecto inerente de cada equipamento de separação, independendo da distribuição granulométrica do material a ser processado e mantendo-se invariável para um conjunto fixo de regime operacional, que abrange especificações de taxa volumétrica, temperatura, viscosidade da fase contínua entre outras. (Svarovsky [3])

Tipicamente, o gráfico para eficiência granulométrica apresenta um formato sigmoide. Os valores assumidos por G denotam uma probabilidade de separação para cada tamanho de partícula. Idealmente, contudo, conforme discute Svarovsky [3],

esperar-se-ia um comportamento do tipo degrau para a referida quantidade, situação que não se sucede na prática como consequência do fato de, por mais que possuam o mesmo tamanho, diferentes partículas experimentam distintas condições de escoamento no interior de dado equipamento, não desenvolvendo a mesma trajetória exatamente. Desta forma, resulta um espalhamento, em que parcela dos finos saem através do underflow e parte dos grossos deixam o separador junto à corrente de overflow. O comparativo entre as conformações para a curva G(d) está ilustrado na Figura 2.8. Dois pontos notáveis na curva de eficiência de separação por tamanho que também caracterizam um separador consistem no diâmetro de corte e limite de separação. Respectivamente, referem-se aos tamanhos de partícula correspondentes a 50% e a 100% de probabilidade de coleta. (Svarovsky [3])

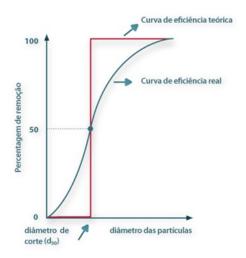


Figura 2.8: Curvas de eficiência granulométrica ideal e real. Adaptado de: Portal Laboratório Virtual de Processos Químicos (2016).

Relações análogas àquelas desenvolvidas para eficiência total de separação ocorrem em termos da eficiência granulométrica, sendo colocadas abaixo: (Svarovsky [3])

• Definição de eficiência de separação por tamanho:

$$G = \frac{x_u Q_u c_{vu}}{x Q c_v} = E_t \frac{x_u}{x} \tag{2.8}$$

• Expressando-se G em função de  $E_t$  e das distribuições nas correntes de entrada

e saída:

$$G = E_t \frac{dy_u}{dy} \tag{2.9}$$

$$G = 1 - (1 - E_t) \frac{dy_o}{dy} (2.10)$$

$$\frac{1}{G} = 1 + \left(\frac{1}{E_t} - 1\right) \frac{dy_o}{dy_u} \tag{2.11}$$

Cumpre verificar que, para certos equipamentos de separação, tais quais os hidrociclones, a curva de eficiência granulométrica não parte da origem dos eixos coordenados, quando o diâmetro de disperso tende a zero. Esta característica reflete o fato de que, além de promoverem a segregação de fases em uma dispersão ou suspensão, os dispositivos que exibem o referido comportamento atuam, essencialmente, como divisores de corrente, fragmentando o que é alimentado sem modificar a concentração do disperso entre saída(s) e entrada(s). Deste modo, sempre haverá uma fração de particulado sendo coletada pela saída de interesse em decorrência da partição sofrida pela alimentação, representando a mesma proporção que esta, o que impede a anulação da eficiência de separação conforme originalmente definida por menores que sejam os tamanhos das partículas. Isolando o efeito de separação proporcionado pelo princípio de funcionamento do separador, definem-se os conceitos de: razão de fluido  $(R_f)$ , eficiência total reduzida  $(E'_t)$  e eficiência granulométrica reduzida (G'). (Svarovsky [3])

$$R_f = \frac{Q_u(1 - c_v)}{Q(1 - c_v)} \tag{2.12}$$

$$E_t' = \frac{E_t - R_f}{1 - R_f} \tag{2.13}$$

$$G' = \frac{G - R_f}{1 - R_f} \tag{2.14}$$

Em posse da curva de eficiência granulométrica para um conjunto de condições de operação, consegue-se determinar a eficiência total de separação para quaisquer distribuições de tamanhos da suspensão ou dispersão que se deseja tratar. A relação entre tais quantidades advém da própria definição de G em função das distribuições cumulativas, bastando separar variáveis e integrar em y entre os limites de integração de 0% a 100%:

$$\int_{0}^{1} G dy = E_{t} \int_{0}^{1} dy_{u}$$

$$E_{t} = \int_{0}^{1} G dy$$
(2.15)

$$E_t = \int_0^1 G dy \tag{2.16}$$

A mesma relação se aplica para as grandezas reduzidas.

#### 2.3.2Hidrociclones: Funcionamento e Fluidodinâmica

Os hidrociclones consistem em equipamentos ciclônicos especificamente projetados para o processamento de dispersões nas quais a fase contínua se trata de um líquido. Em contraposição aos ciclones, que, fundamentalmente, se destinam a diferentes categorias de condicionamento de suspensões de fluxos gasosos, apresentam dimensões substancialmente inferiores e operam com valores não desprezíveis de razão de fluido.

Tipicamente, possuem como configuração geométrica a conjugação entre duas partes principais, uma com formato cilíndrico e outra com forma cônica. Na primeira, têm-se acoplados dutos de alimentação tangencial e de saída superior, este conduzindo a corrente de overflow e se projetando a certa distância para o interior do dispositivo, constituindo o que se designa por vortex finder. No ápice da porção cônica, situa-se a outra saída, conhecida como orifício underflow. As Figuras 2.9a e 2.9b fornecem visualizações da geometria padrão descrita e do campo de escoamento estabelecido de forma típica, respectivamente.



Figura 2.9: Geometria e escoamento típicos em hidrociclones. Adaptado de: Braga [12]

Em decorrência da introdução tangencial a vazões suficientemente elevadas da corrente submetida à ciclonação, sucede-se um escoamento em vórtice no interior do equipamento, dando origem a um campo centrífugo. Função da componente tangencial do campo de velocidade, este se estabelece na direção radial, vinculandose a um gradiente de pressão orientado no sentido do eixo central para as paredes do hidrociclone. Como resultado da constrição sofrida pelo líquido carreador em face à progressiva redução do diâmetro da seção transversal ao seu escoamento à medida que avança rumo ao orifício underflow e do campo de pressão estática supracitado, considerando que ambas as saídas estão a pressões inferiores a de entrada, uma fração  $(1 - R_f)$  da fase contínua, que conduz a parcela mais fina do particulado segue em direção ao overflow em um fluxo espiralado ascendente, formando um vórtice secundário.

Em analogia ao funcionamento desempenhado por tanques de decantação gravitacionais, SVAROVSKY (2000, p. 192, tradução nossa) atribui a designação de "'sedimentação centrífuga'" ao princípio de operação em equipamentos de separação ciclônica. Refere-se à segregação de partículas a partir de uma fase fluida contínua proporcionada pela atuação de um campo centrífugo. Através da saída de recolhimento do material disperso (underflow se este possuir maior densidade ou overflow caso contrário), obtém-se uma vazão composta pelo corte sofrido pela fase contínua alimentada  $(R_f)$  mais o particulado inserido em todo o espectro de tamanhos acompanhando-o acrescido da porção de grossos separados do fluxo remanescente pelo princípio mecânico de separação que segue para a outra saída. (Svarovsky [3])

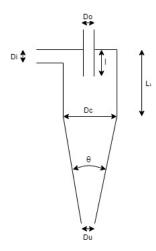


Figura 2.10: Dimensões características de um hidrociclone. Adaptado de: MEDRONHO, SCHUETZE E DECKWER(2005).

Na representação esquemática ilustrada na Figura 2.10, discriminam-se as variáveis geométricas de um hidrociclone típico. Estão destacados: diâmetros de alimentação  $(D_i)$ , overflow  $(D_o)$ , underflow  $(D_u)$  e seção cilíndrica  $(D_c)$ , altura da parte cilíndrica  $(L_1)$  e do vortex finder (l) e ângulo sólido da seção cônica  $(\theta)$ .

Trata-se de uma geometria característica para a classe de equipamentos em questão. Formatos e proporções geométricas definem as famílias de hidrociclones, valendo ressaltar a plena difusão e estudo de dispositivos pertencentes às famílias Bradley [13] e Rietema [14]. Na Tabela 2.1, dispõem-se alguns grupos de hidrociclones, relacionando-os a especificações para razões entre variáveis de sua geometria, expressas em relação a  $D_c$ . Cumpre notar que L faz menção à altura total do equipamento, representando a extensão deade o topo da seção cilíndrica até o orifício underflow.

**Tabela 2.1:** Famílias de hidrociclones. Adaptado de: Araújo [15].

Hidrociclone	$D_i/D_c$	$D_o/D_c$	$l/D_c$	$L/D_c$	$\theta$
RIETEMA	0,280	0,340	0,400	5,000	$15,0^o - 20,0^o$
BRADLEY	$0,\!133$	$0,\!200$	0,330	6,850	$9,0^{o}$
DEMCO I	$0,\!217$	$0,\!500$	1,000	4,700	$25,0^{o}$
DEMCO II	$0,\!244$	0,313	0,833	3,900	$20,0^{o}$
KREBS	$0,\!267$	$0,\!159$	-	5,874	$12,7^{o}$
MOSLEY I	$0,\!154$	$0,\!214$	0,571	$7,\!430$	$6,0^{o}$
MOSLEY II	$0,\!160$	$0,\!250$	0,571	7,710	$6,0^{o}$
AKW	$0,\!200$	$0,\!320$	0,800	6,240	$15,0^{o}$

De modo geral, tem-se que configurações de parâmetros geométricos resultando em maior resistência ao escoamento contribuem para recuperação de fase dispersa, atingindo-se maiores níveis de separação. Contudo, isto se dá às custas de perdas de carga mais expressivas, o que onera o processo que se considera no tocante ao requisito de potência. Uma relação similar se observa quanto à característica operacional de vazão de processamento. Impondo vazões mais elevadas, permite-se o alcance de maiores velocidades tangenciais no equipamento, intensificando, então, o campo centrífugo aplicado; desta forma, é aumentada a eficiência de separação assim como o gradiente de pressão, recaindo na problemática citada. A seleção do design e definição das condições de operação constituem, portanto, problemas passíveis de otimização. (Svarovsky [3])

Tendo sido realizada a descrição geral referente à operação de hidrociclones, mostra-se pertinente apontar seus principais usos tecnológicos, com base nos quais aclara-se os segmentos industriais para que se destinam ou exibem potencial de aplicação para atendimento a demandas dos tipos de separação sólido-líquido, gás-líquido e líquido-líquido. Neste sentido, citam-se: (Svarovsky [3])

- Clarificação de suspensões
- Espessamento de suspensões
- Lavagem de sólidos
- Classificação de particulados

- Ordenamento de sólidos em função da densidade ou forma
- Separação de fases líquidas imiscíveis

Numerosos autores identificaram os aspectos vantajosos associados à opção pelo emprego de hidrociclones. Dentre estes, cumpre destacar: reduzidos custos relativos à construção, operação e manutenção das unidades de hidrociclones, baixo requisito de área na planta de processo, elevada versatilidade e capacidade em suas aplicações de classificação e separação de dispersões, pequenos tempos de residência, permitindo atuações prontas de sistemas de controle, e simplicidade de projeto e operação, não dispondo de partes móveis.

É necessário que se enunciem as características desfavoráveis em relação ao seu uso. Têm-se: inflexibilidade operacional por conta da expressiva sensibilidade da eficiência de separação às condições do processo, altas tensões de cisalhamento contribuindo para susceptibilidade à abrasão e dificuldade na separação líquido-líquido pelo favorecimento ao fenômeno de quebra das gotas e necessidade de arranjos com distintas conformações em série e/ou em paralelo de equipamentos para adequação à demanda de processamento no que se refere à vazão e especificações de pureza das correntes. (Bai and Wang [16])

As investigações, sejam elas no âmbito teórico, experimental, ou semi-empírico, conduzidas a respeito de hidrociclones visam, por meio de progressos na compreensão de aspectos do complexo escoamento desenvolvido no interior de tais separadores (tridimensional, turbulento e multifásico), a determinar estratégias para previsão da performance que desempenham e, em última análise, viabilizar o ótimo projeto de dispositivos. Neste contexto, foram sendo elaboradas abordagens pautadas em teorias para o funcionamento de hidrociclones, correlações puramente empíricas a partir de dados experimentais, funções envolvendo parâmetros adimensionais das variáveis relevantes à operação e na completa predição do campo de escoamento estabelecido com base na resolução das equações de conservação de grandezas físicas. De modo geral, procede-se empregando uma metodologia para estimativa do diâmetro de corte do equipamento partindo das condições consideradas para operação, propriedades dos materiais e geometria do separador e, então, obtendo a curva de eficiência granulométrica, comumente traçada utilizando uma correlação apropriada que fornece  $G'(d/d'_{50})$ .

Comparando as diferentes vias para condução de problemas de projeto e avaliação de desempenho de hidrociclones, Bai and Wang [16] apontam a abordagem classicamente empregada a partir de correlações empíricas como limitadoras do potencial de ótimo dimensionamento de tais equipamentos. Investigações envolvendo modificações de parâmetros com base em testes laboratoriais, afirmam, incorrem em demasiados dispêndios, tanto em termos de custos como de tempo demandado,

restringindo as possibilidades de análise. O uso de modelagem fluidodinâmica e sua resolução por metodologias numéricas através de simulações computacionais constituiria uma alternativa promissora a essas limitações uma vez validadas.

Um dos exemplos de correlação da qual se lança mão para construção da curva de eficiência de separação por tamanho é a de Plitt [17], proposição do tipo Rosin-Ramler:

$$G' = 1 - \exp\left[-0.693 \left(\frac{d}{d'_{50}}\right)^n\right] \tag{2.17}$$

# 2.3.3 Hidrociclones para Separação Líquido-Líquido

Atualmente, as facilidades de processamento terrestres e marítimas, comumente, dispõem de hidrociclones para o tratamento de água produzida. Esta constitui uma demanda crescente no decorrer da vida útil de poços para os quais se vale de injeção de água para manutenção do nível de pressão. Baterias de hidrociclones atuam reduzindo o teor de óleo disperso suficientemente para destinação final ou uma etapa subsequente de condicionamento fino em flotadores. Contribuindo significativamente para a disseminação desta categoria de separação entre líquidos com o uso de ciclonação, figuram as vantagens marcantes existentes em comparação aos tradicionais vasos de decantação, que, valendo-se da sedimentação sob ação gravitacional para a remoção das gotículas de disperso, ocupam grande espaço no convés das plataformas como reflexo dos exacerbados tempos de residência com os quais operam, dada a pequena diferença de densidade entre as fases aquosa e oleosa. (Kunert et al. [9])

Em meio às suas características favoráveis, em particular, pelo fato de se tratarem de equipamentos compactos e amplamente versáteis, hidrociclones também definem objetos de pesquisas relacionadas à aplicação para separação de água dispersa em óleo. Na indústria petrolífera, tal utilização de equipamentos ciclônicos se apresenta especialmente desejável por conta da atual tendência de projeto de sistemas de separação submarina para exploração em águas profundas e ultra profundas, em que são requisitadas soluções compactas e de alta confiabilidade para as etapas do processamento da produção, que abrangem, dentre outras, a separação primária de água em óleo.

Araújo [15] e Braga [12] conduziram trabalhos de desenvolvimento de hidrociclones para o tratamento de água oleosa, com o primeiro considerando aplicações de altos teores volumétricos (40%) e o segundo, baixos teores (0,1%). Para tanto, realizaram simulações com fluidodinâmica computacional representativas de varreduras geométricas do equipamento segundo definições de ensaios com uma técnica de planejamento experimental.

Araújo [15] sensibilizou os diâmetros das saídas de overflow e underflow, bem

como dos dutos de entrada, em sua matriz experimental, selecionando a geometria como um dos tratamentos de seu planejamento. Braga [12], por sua vez, limitouse a variar as aberturas dos dutos de saída para então empregar a metodologia de superfície de resposta com o objetivo de otimizar o hidrociclone com o uso da função desirability, que desempenha otimização multi-objetivo. Em ambos, tomou-se como respostas a eficiência granulométrica e razão de fluido para o diâmetro de gota de óleo escolhido. A validação experimental das simulações realizadas se deu com a tomada de medidas de perfis de velocidade tangencial com PIV (particle image velocimetry) e de parâmetros de desempenho a partir de modelos construídos em arílicos dos hidrociclones que selecionaram.

Apesar de não possuir o mesmo grau de estabelecimento tecnológico e industrial que o tratamento de águas oleosas, o uso de hidrociclones para separação de dispersões do tipo água em óleo consiste no alvo de numerosas pesquisas há algumas décadas. Tem-se como provável justificativa para o descompasse entre as modalidades separativas líquido-líquido supramencionadas os inerentes obstáculos que se impõem ao processo no caso de a fase contínua exibir maior viscosidade, o que leva a maiores tensões de cisalhamento sobre as gotículas de disperso, requerendo-se uma maior compreensão dos efeitos interfaciais envolvidos. Ainda assim, consegue-se citar alguns exemplos de estudos nesta linha, como os de Smyth [18], Smyth [18], Belaidi et al. [19] e Bai and Wang [16].

Smyth [18] desenvolveu estudos referentes a aplicações de hidrociclones do tipo dewatering. Especificamente, considerou o processamento de dispersões de água em óleo para a produção fluida advinda do campo de Forties, localizado no Mar do Norte. Conduziu suas investigações por meio de testes experimentais nos quais avaliou a performance do processo separativo para distintas condições de operação. Para tanto, variaram-se teores de água de formação na alimentação, viscosidade da fase contínua e distribuição granulométrica da água em dispersão. Conclusões esperadas decorreram dos experimentos realizados: maior discrepância entre densidades das fases, menor viscosidade do óleo e ocorrência de coalescência aprimoram a separação.

Smyth [18] desempenharam uma avaliação da performance de hidrociclones para o tratamento de emulsões complexas presentes na alimentação do sistema. Trata-se de um trabalho de caráter exploratório cujas principais finalidades consistiram em verificar o comportamento da eficiência de separação em função do teor de água (variado entre 0 e 60%) e da vazão operacional, monitorar as características da emulsão a partir das distribuições de tamanhos de entrada e saída e comparar a estabilidade da emulsão no decorrer de seu processamento.

Os autores se valeram de uma abordagem empírica para realização da investigação, desenvolvendo testes em uma unidade experimental. As conclusões mais

relevantes que alcançaram, além de demais observações, remetem à identificação de uma região na faixa de concentrações volumétricas de água dispersa entre 30% e 38% na qual deve ocorrer o fenômeno de inversão de fases da emulsão, o que se constatou mediante a visualização de mínimos para a eficiência de separação para ambas as vazões e tipos de emulsão (simples e complexa) considerados e de máximos para a viscosidade aparente da mistura, bem como à verificação de maior estabilidade do sistema, consistindo de menores gotículas emulsionadas, com menor fração de óleo livre.

Bai and Wang [16] conduziram um dos primeiros trabalhos tratando de hidrociclones para separação de dispersões do tipo em questão com base em estudos de simulação computacional. Valendo-se de ferramentas de fluidodinâmica computacional (CFD), com modelo de turbulência de tensores de Reynolds e abordagem multifásica ASM<sup>1</sup>, os autores modificaram valores de abertura da saída de overflow e de vazão de alimentação avaliando os efeitos ocasionados sobre a performance do separador. Como resultados, obtiveram um nível elevado de concordância com dados empíricos de eficiência granulométrica validando a modelagem utilizada, e identificaram que aumentos nos fatores analisados contribuem para separação, evidentemente, dentro dos intervalos tomados para avaliação.

# 2.4 Escoamento Multifásico

Neste subcapítulo, percorrem-se aspectos de maior relevância para o entendimento básico dos sistemas-alvo do estudo desenvolvido quanto a campos de escoamento multifásico. São pontuados conceitos e formulações com os quais se realizam caracterizações de natureza fenomenológica e se estruturam modelagens matemáticas multifásicas. Em relação às últimas, tem-se, encerrando a presente seção, o registro dos equacionamentos multifásicos compondo o sistema de equações endereçado por meio da solução CFD; especificamente, obtêm-se as formas promediadas das equações da continuidade e do momentum para um campo bifásico.

Quando do tratamento de um problema de escoamento, a primeira etapa da análise a se desempenhar envolve o enquadramento do caso quanto à presença de um ou mais componentes e de uma ou mais fases. Sucedem-se, assim, as classificações em mono ou multicomponente e em mono ou multifásico[20]. Campos de escoamento exibindo qualquer quantidade de constituintes químicos, sendo transportados ou não entre as fases, podem ocorrer, por exemplo, em regimes do tipo gás-líquido (exemplos: fluxo de bolha, separado ou de gotas), gás-sólido (exemplos: fluxo de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>ASM denota Algebraic Slip Model, abordagem disponível na plataforma Fluent® para modelagem de escoamentos multifásicos aplicando a formulação euleriana para a fase contínua do sistema e resolvendo a velocidade relativa da(s) fase(s) dispersas empregando expressões algébricas, e não pela solução de um conjunto de equações de transporte. (Versteeg and Malalasekera [5])

partículas em suspensão, transporte pneumático ou leitos fluidizados), líquido-sólido (exemplos: fluxo de partículas, transporte hidráulico ou de lama) e trifásico (exemplos: bolhas em fluxo de lama ou gotas e partículas em fluxo gasoso)[21]. Integrando o grupo de categorias em que um campo multifásico se encaixa, o regime líquido-líquido, que engloba o processamento no separador objeto deste projeto, abrange as configurações de fluxo segregado ou de gotículas, o que depende do estabelecimento de interpenetração entre os meios líquidos presentes no sistema.

# 2.4.1 Definição Geral

Não se deve, com fundamentação na discussão conduzida por Yeoh & Tu (2009), limitar a categorização de escoamentos multifásicos a partir da conceituação de fase sob a ótica da Termodinâmica. Uma fase termodinâmica é definida pelos estados de agregação da matéria, pautando-se na homogeneidade de propriedades e tendo-se a possibilidade de os constituintes do sistema sujeito à análise se distribuírem, usualmente, em até três dos estados sólido, líquido e gasoso segundo a condição de equilíbrio de fases termodinâmico corrente. Seguindo tal via, um fluxo multifásico representaria o movimento de até três fases de modo simultâneo dentro do sistema. No entanto, conforme aprofundado na sequência do subcapítulo, uma das abordagens de modelagem multifásica trata como um fluido (ou uma fase) uma porção expressamente identificável da fase termodinâmica ocupando o domínio de escoamento na zona de análise (volume de controle).

Exemplificando, considere um sistema dado por partículas sólidas sendo carreadas por um fluxo gasoso. Tomado um volume qualquer do referido sistema, a fase gasosa corresponde ao fluido primário, que preenche uma região espacial "conectada", contínua, do domínio, ao passo que as partículas encerradas se vinculam ao "fluido"secundário, que ocupa uma porção espacial "desconectada", discreta, do domínio[22]. No que se refere à modelagem, tem-se a região do sistema encerrada sendo computada mediante sua decomposição em volumes contínuos relativos aos "fluidos"primário e secundário identificados em proporções ditadas pela fração volumétrica de cada, permitindo a aplicação de descrição por equações de transporte para o sistema bifásico em questão.

Na Figura 2.11, encontram-se representados dois possíveis regimes de escoamento em um duto. Tem-se a formação de um filme líquido nas vizinhas das paredes e a ocorrência de bolhas ou gotas dispersas em um meio fluido contínuo, tratando-se de um escoamento de fase dispersa.

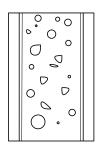


Figura 2.11: Representação esquemática de dois regimes típicos: filme líquido e gotas/bolhas dispersas

# 2.4.2 Escoamentos de Fase Dispersa

Em analogia ao caso de uma fase fluida simples encerrando a região de investigação, há um valor para a extensão do elemento de volume de uma mistura que forma um escoamento de fase dispersa  $\Delta V_{m_0}$  que garante a validade da hipótese do contínuo. Este se mostra essencial para o desenvolvimento de formulações diferencias das equações representativas dos princípios de conservação, a qual fornece a base para definição de propriedades pontuais para as fases envolvidas, assegurando sua variação contínua espacial e temporalmente.

Numerosos manuais de escoamento multifásico incluem apontamentos e maiores aprofundamentos a respeito dos conceitos-chave que permeiam toda a análise que se desenvolve relativamente a tal tipo de sistema[20-24]. Em concordância com a notação e apresentação conceitual empregadas por Schwarzkopf et al. [20], seguem as definições de densidade numéria, fração volumétrica, densidade aparente, carga e carregamento. Para tanto, considera-se um caso genérico bifásico, em que se simboliza com subscritos c e d propriedades ligadas às fases contínua e dispersa, respetivamente. O subscrito m faz menção à combinação das fases, isto é, à mistura.

#### 2.4.2.1 Densidade Numérica

Seja  $\Delta N$  o número de elementos da fase dispersa presente em um volume  $\Delta V_m$  da mistura que se considera. Tem-se como definição para a densidade numérica n da mistura:

$$n = \lim_{\Delta V_m \to DeltaV_{m_0}} \frac{\Delta N}{\Delta V_m} \tag{2.18}$$

#### 2.4.2.2 Fração Volumétrica

Denotando-se por  $\Delta V_d$  o volume de partículas dispersas no volume  $\Delta V_m$ , segue a definição de fração volumétrica para a fase particulada:

$$\alpha_d = \lim_{\Delta V_m \to DeltaV_{m_0}} \frac{\Delta V_d}{\Delta V_m} \tag{2.19}$$

Já para a fase contínua, em que se denota por  $\Delta V_c$  o volume no qual está encerrada dentro de  $\Delta V_m$ , escreve-se:

$$\alpha_c = \lim_{\Delta V_m \to DeltaV_{m_0}} \frac{\Delta V_c}{\Delta V_m} \tag{2.20}$$

#### 2.4.2.3Massa Específica

Sob a base de unidade de volume da mistura, introduz-se a designação de densidade bulk ou aparente. Referindo-se às massas apresentadas pelo particulado e pela fase primária tomadas em  $\Delta V_m$  por  $\Delta M_d$  e  $\Delta M_c$ , respectivamente, são fornecidas as definições de densidade:

$$\overline{\overline{\rho_d}} = \lim_{\Delta V_m \to \Delta V_{m_0}} \frac{\Delta M_d}{\Delta V_m} \tag{2.21}$$

$$\overline{\overline{\rho_d}} = \lim_{\Delta V_m \to \Delta V_{m_0}} \frac{\Delta M_d}{\Delta V_m}$$

$$\overline{\overline{\rho_c}} = \lim_{\Delta V_m \to \Delta V_{m_0}} \frac{\Delta M_c}{\Delta V_m}$$
(2.21)

Em se tratando de um caso de escoamento monodisperso, ou seja, de partículas com mesmo tamanho, correspondendo a uma massa m formarem a fase secundária do sistema, exprime-se a densidade bulk  $\overline{\rho_d}$  como abaixo:

$$\overline{\overline{\rho_d}} = nm \tag{2.23}$$

Em meio a uma distribuição de tamanhos, reescreve-se tal propriedade com a integração:

$$\overline{\overline{\rho_d}} = \int_{m_{min}}^{m_{max}} ndm \tag{2.24}$$

Somando-se as densidades bulk, resulta a massa específica da mistura:

$$\rho_m = \overline{\overline{\rho_d}} + \overline{\overline{\rho_c}} \tag{2.25}$$

È possível mostrar que as densidades aparentes para as fases individuais se relacionam com as respetivas frações volumétricas por meio das massas específicas dos materiais que as compõem:

$$\overline{\overline{\rho_d}} = \rho_d \alpha_d \tag{2.26}$$

$$\overline{\overline{\rho_c}} = \rho_c \alpha_c \tag{2.27}$$

#### 2.4.2.4 Concentração e Carregamento

A razão entre as massas das fases dispersa e contínua encerradas em um mesmo volume de mistura  $\Delta V_m$  define a concentração mássica C do sistema bifásico na região analisada. A partir das densidades bulk, vem:

$$C = \frac{\overline{\rho_d}}{\overline{\rho_c}} \tag{2.28}$$

Por sua vez, a razão entre os fluxos mássicos locais das fases dispersa e contínua consiste no chamado carregamento da mistura. Representando-se por  $u_d$  e  $u_c$  as velocidades das fases, segue a expressão que dá o carregamento z:

$$z = \frac{\dot{m_d}}{\dot{m_c}} = \frac{\overline{\overline{\rho_d}} \vec{u}_d}{\overline{\overline{\rho_c}} \vec{u}_c} \tag{2.29}$$

Uma vez enunciados tais conceitos mais básicos em relação a escoamentos multifásicos, prossegue-se avaliando a complexidade atrelada à descrição de campos multifásicos no que concerne ao isolamento de entidades individuais da fase dispersa e à resposta a alterações provocadas pelo meio contínuo em sua movimentação.

## 2.4.2.5 Espaçamento de Partículas

A distância média entre partículas constitui um parâmetro de ampla importância em análises multifásicas. Sua avaliação permite inferir a cerca da razoabilidade do tratamento dos elementos dispersos como entes isolados no campo, não interagindo mutuamente. Ou seja, quanto à consideração da influência de partículas vizinhas nos processos de transferência de massa, momentum e energia envolvendo cada partícula e a fase contínua. (Schwarzkopf et al. [20])

Seguem-se, agora, passos de manipulação matemática para derivação de uma relação entre o espaçamento médio e características da mistura e das fases de fácil obtenção/mensuração. (Schwarzkopf et al. [20])

Tomando-se como elemento volumétrico representativo um cubo de lado l e assumindo-se partículas de formato esférico compondo a fase dispersa de um fluxo bifásico monodispersas com diâmetro D, a fração volumétrica da fase secundária pode ser escrita como:

$$\alpha_d = \frac{\pi}{6} \left(\frac{D}{l}\right)^3 \tag{2.30}$$

Desta equação, exprime-se o afastamento médio das partículas  $\frac{l}{D}$  em termos da fração volumétrica:

$$\frac{l}{D} = \left(\frac{\pi}{6\alpha_d}\right)^{\frac{1}{3}} \tag{2.31}$$

Isolando-se  $\alpha_d$  da equação 2.26 e multiplicando-se e dividindo-se a expressão a qual é igualado pelas densidades bulk e material da fase contínua, resulta:

$$\alpha_d = \frac{\overline{\rho_d}}{\rho_d} = \frac{\overline{\overline{\rho_d}}}{\overline{\overline{\rho_c}}} \frac{\overline{\rho_c}}{\rho_c} \frac{\rho_c}{\rho_d} = C\alpha_c \frac{\rho_c}{\rho_d}$$
(2.32)

Combinando-se as equações 2.31 e 2.32 e denotando-se  $C\frac{\rho_c}{\rho_d}$  por  $\kappa$ , resulta a expressão do espaçamento médio como função da concentração mássica da mistura e das massas específicas dos materiais constituintes das fases, alcançando-se o objetivo apontado no início desta seção:

$$\frac{l}{D} = \left(\frac{\pi(1+\kappa)}{6\kappa}\right)^{\frac{1}{3}} \tag{2.33}$$

#### 2.4.2.6 Tempo de Resposta

O tempo de resposta, simbolizado por  $\tau_v$ , se trata de um importante parâmetro para caracterização de um escoamento multifásico na medida em que leva à definição de quantidades adimensionais descritivas do atraso de variáveis do campo disperso como velocidade e temperatura frente a mudanças provocadas no campo contínuo[20]. Sua derivação parte da equação do movimento para uma partícula de diâmetro D, massa específica  $\rho_d$  e massa M escoando junto a um fluido de densidade  $\rho_c$  e viscosidade  $\mu_c$  sob ação do campo de forças  $\vec{g}$ :

$$M\frac{d\vec{v}}{dt} = \frac{1}{2}\frac{\pi D^2}{4}\rho_d C_D |\vec{u_c} - \vec{u_d}| (\vec{u_c} - \vec{u_d}) + (\rho_d - \rho_c)\frac{\pi D^3}{6}\vec{g}$$
 (2.34)

Sabe-se, como consequência deste equacionamento, que, no estado estacionário, tem-se a definição da velocidade sendo tal que suas componentes resultantes da decomposição nas direções do fluido carreador e do campo de forças se igualem, respectivamente, à velocidade do fluido e à velocidade terminal (dada por aquela na sedimentação em fluido estagnado sob  $\vec{g}$ )[3]. Partindo de uma condição permanente, deriva-se a resposta dinâmica da velocidade da partícula a partir do balanço de forças acima subtraindo-o do balanço estacionário correspondente ao estado de repouso[25]:

$$M\frac{d\vec{v}}{dt} = \frac{1}{2} \frac{\pi D^2}{4} \rho_d C_D |\vec{u}_c - \vec{u}_d| (\vec{u}_c - \vec{u}_d)$$
 (2.35)

Efetuando-se a divisão de ambos os membros por M e reescrevendo-se a equação em termos do número de Reynolds da partícula  $(Re_d = \frac{\rho_c |\vec{u}_c - \vec{u}_d|D}{\mu_c})$ , decorre:

$$\frac{d\vec{u}_d}{dt} = \frac{3}{4} \frac{C_D Re_d}{D^2 \rho_d} \mu_c (\vec{u}_c - \vec{u}_d)$$
 (2.36)

Assumindo-se regime de Stokes (partículas pequenas e baixa velocidade relativa fluido-partícula), segue a aproximação da razão  $\frac{C_DRe_d}{\rho_d}$  pela unidade e, por conseguinte, a redução da equação à forma:

$$\frac{d\vec{u}_d}{dt} = \frac{18\mu_c}{\rho_d D^2} (\vec{u}_c - \vec{u}_d)$$
 (2.37)

O fator multiplicando a velocidade relativa na equação anterior possui dimensão de tempo recíproco, da qual provém a definição para o tempo de resposta da velocidade da partícula:

$$\tau_v = \frac{\rho_d D^2}{18\mu_c} \tag{2.38}$$

que representa o tempo necessário para o alcance da velocidade da corrente livre pela componente de mesma direção da velocidade da partícula liberada do repouso na extensão de 62,3% do valor total, o que se constata por meio da solução da equação diferencial 2.37 obtida admitindo aplicação de um degrau unitário em  $\vec{u}_c$ , a qual descreve o comportamento dinâmico da velocidade da partícula em sua movimentação:

$$\vec{u}_d = \vec{u}_c (1 - \exp(-\frac{t}{\tau_v}))$$
 (2.39)

É possível, então, seguir com a definição do número de Stokes, parâmetro adimensional que caracteriza o escoamento quanto ao grau de influência na determinação da velocidade da partícula pela fase contínua:

$$Stk = \frac{\tau_v}{\tau_f} \tag{2.40}$$

com  $\tau_f$  se tratando da escala de tempo característica do escoamento.

Valores para este parâmetro suficientemente reduzidos indicam a ocorrência de tempo para que as partículas respondam às variações na velocidade do fluido atingindo as respectivas condições estacionários de equilíbrio dinâmico em cada posição. Já para o caso de elevados valores, as alterações no campo de escoamento se processam de modo a não disponibilizar tempo o bastante para que as partículas respondam, e isso as fazem não alcançar o equilíbrio de velocidades, sendo, portanto, afetadas em menor escala pela fase contínua. (Kolev and Kolev [24])

#### 2.4.2.7 Diluição

A caracterização de campos de escoamento multifásicos no tocante ao nível de diluição de constituintes da fase dispersa retrata a identificação do processo governante da movimentação desenvolvida pela fase discreta. Isto se traduz em classificar-se o sistema analisado em diluído ou denso. Considera-se diluído um escoamento no qual o deslocamento desempenhado pelas partículas decorra, em maior parcela, da ação das chamadas forças fluidas: arraste e sustentação, contribuições da interação superficial com o meio contínuo. Já a classificação como denso é destinada àqueles em que as interações mútuas entre os elementos da fase secundária, isto é, os eventos colisivos que se sucedem, se responsabilizam pela regulação majoritária da dinâmica desta fase. (Schwarzkopf et al. [20]) A dominância de um dos processos entre interações com a fase carreadora e choques com partículas vizinhas no movimento do particulado pode ser avaliada por intermédio da comparação entre as respectivas escalas de tempo: o tempo de resposta de momentum  $(\tau_v)$  e o tempo médio entre colisões  $(\tau_c)$ . Em sendo  $\frac{\tau_v}{\tau_c} < 1$ , tem-se as partículas exibindo tempo o suficiente para responder às alterações impostas pelo meio contínuo antes da sucessão da colisão seguinte, condição tão mais ressaltada quanto maior o grau de diluição do sistema. Com tal razão superando a unidade, o choque entre partículas acontece previamente ao atingimento do equilíbrio de velocidade com a fase carreadora, o que se dá tão mais intensamente quanto mais denso o escoamento. (Schwarzkopf et al. [20])

Schwarzkopf et al. [20] discutem sobre não haver parâmetros de escala definitivos em relação à fronteira entre os estados diluído e denso para um escoamento multifásico de fase dispersa. Este fato se deve à existência de distintos mecanismos que contribuem para o estabelecimento de velocidades relativas entre partículas, visto que estas, em seus turnos, afetam significativamente o tempo médio de colisões  $\tau_c$ , de acordo com uma relação de proporcionalidade inversa, e, então, impactam a influência relativa da fase contínua. Citam-se como exemplos de mecanismos flutuações turbulentas, efeitos de parede e os de concentração. Comumente, a fração volumétrica se mostra apropriada para indicar o tipo de um escoamento como sendo diluído ou denso.

Usualmente, são tomados como diluídos fluxos com até 0,1% de teor volumétrico de disperso. Sistemas classificados como densos se enquadram, ainda, em uma das categorias de dominância por colisões ou por contato. A primeira corresponde à apresentação de intervalos entre colisões expressivamente maiores que o tempo de contato entre partículas, com estas encontrando espaço suficiente para colidirem ricocheteando para direções distintas. A segunda se refere às partículas estando em contínuo contato como consequência de concentrações altas o bastante, havendo equiparação entre o tempo de contato e o lapso entre choques; forças contato, assim, assumem a maior parcela da responsabilidade pela movimentação da fase dispersa. (Schwarzkopf et al. [21])

#### 2.4.2.8 Acoplamento de Fases

Atribui-se a designação de one-way coupled ("acoplamento de uma via") ou two-way coupled ("acoplamento de duas vias") a um problema multifásico envolvendo fases dispersas a depender de o escoamento de uma das fases afetar o de outra sem que o oposto ocorra ou de se processarem efeitos mútuos entre as fases, respectivamente. O acoplamento de fases emerge da interdependência entre as propriedades relativas às fases continua (campos de temperatura, pressão, massa específica, velocidade entre outros) e dispersa (distribuição de tamanho, concentração, temperatura

e velocidade entre outras). É, assim, atrelado aos processos de transferência de propriedades entre as fases, modelados na estruturação das equações de transporte como os chamados termos fonte e, então, representando o aparecimento ou consumo da variável considerada em resposta à troca interfásica[20–22].

A troca mássica advinda de processos de mudança de fase em sistemas multifásicos responde por contribuições aos acoplamentos de massa, momentum e energia. Complementarmente, a nível de espécies químicas individuais, tem-se a dissolução parcial ou total em uma ou mais fases levando ao acoplamento mássico. No caso da quantidade de movimento, forças atuantes na região interfacial incorrem no transporte de tal propriedade de uma fase a outra, também ocasionando acoplamento de momentum. Além das energias térmica e cinética que entram ou deixam cada fase junto à massa carreada na mudança de fase, promove-se o acoplamento de energia por conta de processos transferência de calor e trabalho através das diferentes fases. (Schwarzkopf et al. [20, 21])

Schwarzkopf et al. [20] definiram parâmetros avaliativos do acoplamento de fases cuja consideração em análises multifásicas respalda a opção por uma das abordagens de acoplamento de uma ou duas vias. Tratam-se de razões entre fluxos interfacial e advectivo das propriedades. Lançando de mão de simplificações apropriadas, exprimem-se tais fatores como função da concentração C do sistema e do número de Stokes correspondente ao respectivo processo de transporte — Stokes mássico  $(Stk_m)$ , Stokes hidrodinâmico  $(Stk_v)$  e Stokes térmico  $(Stk_H)$ :

$$\Pi_m = \frac{C}{Stk_m} \qquad Stk_m = \frac{\tau_m}{\tau_F} \qquad (2.41)$$

$$\Pi_V = \frac{C}{Stk_v + 1} \qquad Stk_v = \frac{\tau_v}{\tau_F} \tag{2.42}$$

$$\Pi_H = \frac{C}{Stk_H + 1} \qquad Stk_H = \frac{\tau_H}{\tau_F} \tag{2.43}$$

 $\tau_m$  e  $\tau_H$  consistem nos tempos de resposta associados às trocas interfaciais de massa e de entalpia, e os respectivos números de Stokes possuem significados análogos ao daquele definido para a velocidade da partícula. Ou seja, os fatores de acoplamento então construídos mesclam efeitos tanto do teor em disperso do sistema como do comportamento dinâmico das variáveis das partículas em meio a perturbações do campo contínuo. Tão maior será o grau de acoplamento de fases quanto mais concentrada estiver a fase dispersa e/ou mais rapidamente as partículas responderem às mudanças na fase contínua, visando a se alcançarem as condições de equilíbrio local, relativamente à escala de tempo do problema, o que é favorecido com partículas de menor massa (menores e/ou menos densas) e fluidos carreadores menos viscosos. (Schwarzkopf et al. [20])

# 2.4.3 Modelagem Matemática

Nesta seção, tem-se a finalidade de definir a estratégia de modelagem, reunindo os respectivos equacionamentos, de um problema de escoamento bifásico tridimensional isotérmico, complementando-se ao final do subcapítulo subsequente com a descrição de turbulência multifásica. De início, de modo não exaustivo, contrapõem-se as formulações Lagrangeana e Euleriana para as leis físicas de conservação, concluindo-se pela apropriação da última para endereçar análises de Fenômenos de Transporte. Na sequência, descreve-se o Teorema de Transporte de Reynolds e é feita a apresentação da forma da equação de transporte para uma variável genérica. As abordagens multifásicas Euler-Lagrange e Euler-Euler (ou modelo dois-fluidos) são, então, introduzidas e comparadas em termos de vantagens e limitações a depender do cenário avaliado. Lança-se luz sobre as diferentes contribuições para as forças interfaciais responsáveis pelo acoplamento de momentum entre fases. Por fim, deriva-se o conjunto de equações que fenomenologicamente regem o escoamento de duas fases, composto por continuidade e conservação de momentum, segundo o modelo dois-fluidos e na forma promediada adequada para a consecução da metodologia numérica de solução.

#### 2.4.3.1 As Abordagens Lagrangeana e Euleriana

As modelagens descritivas de escoamentos de fase dispersa derivam da combinação das equações diferenciais representativas de princípios de conservação aplicados à fase contínua, essencialmente os mesmos do estudo monofásico, e, individualmente, às partículas da fase carreada. Os principais desafios para a construção de tais modelos residem nas adequadas inclusão e manipulação dos termos de interação entre as fases primária e secundária, responsáveis pelo acoplamento, que aparecem, por exemplo, como taxas evaporativas ou condensativas, taxas de trabalho, calor sensível ou latente, forças interfaciais, além dos transportes vinculados à advecção mássica provocada pela mudança de fases. Em relação ao escoamento de uma fase única, duas abordagens se apresentam: Lagrangeana e Euleriana. (Schwarzkopf et al. [21])

O chamado tratamento Lagrangeano se pauta no acompanhamento da evolução espacial e temporal dos elementos individuais que formam cada fase presente em um escoamento. Partindo de um instante inicial, com esta abordagem, visa-se à obtenção das trajetórias que os elementos descrevem junto ao registro de outras propriedades primárias além da posição. Destas, as propriedades derivadas resultam da aplicação de derivação direta em relação ao tempo. (Bird et al. [26], Hauke [27])

A estratégia Euleriana consiste em tomar os valores das propriedades em um conjunto de pontos fixos do domínio de análise, o qual recebe a designação de volume de controle, de modo a se gerar uma distribuição ou campo de cada variável registrada.

É sucedido o acompanhamento da evolução espacial e temporal da região definida, e não diretamente das unidades constituintes do escoamento, de cujas propriedades se realizam registros à medida que desenvolvem sua movimentação sobre os pontos encerrados a cada instante. Como consequência, este tratamento não possibilita o cômputo de distribuições derivadas por meio de diferenciação direta dos campos Eulerianos. (Bird et al. [26], Hauke [27])

A descrição Euleriana não partilha das dificuldades inerentes à Lagrangeana, fundamentando a definição de modelagens compatíveis à solução de problemas de escoamento. O acompanhamento individual de partículas fluidas demandaria esforços de cálculo proibitivamente altos em razão da quantidade usualmente exacerbada de entidades constituintes do escoamento e da complexidade intrínseca ao registro propriamente dito das suas variáveis, já que as partículas de fluido são deformáveis e possuem tamanhos variados a cada instante. No caso Euleriano, a análise é conduzida sobre uma região do escoamento arbitrariamente definida, conforme mais conveniente para os objetivos da investigação. A consecução da tarefa de determinarem-se propriedades derivadas a partir de campos Eulerianos, gargalo da referida abordagem, requer a combinação com a via Lagrangeana por ocasião da introdução da chamada derivada material, também designada de substantiva. Basicamente, consiste em aplicar-se a regra da cadeia para diferenciação de um campo Euleriano sendo avaliado nas trajetórias dos elementos fluidos, dado que, a cada instante, toma valores relativos a elementos diferentes cruzando os pontos do volume de controle, o que inviabiliza utilizar-se de derivação no tempo de maneira direta. (Bird et al. [26], Hauke [27])

$$\phi(\vec{x}(t), t) = f(\phi(\vec{x}(t_0)), t)$$
 Coordenada Lagrangeana (2.44)

$$\Phi(\vec{X}, t) = \phi(\vec{X}, t)$$
 Campo Euleriano (2.45)

$$\Phi(\vec{X},t)^{(1)} = \frac{\partial \phi}{\partial t}(\vec{X},t)$$
 Conversão (2.46)

$$\Phi(\vec{x},t)^{(1)} = \frac{D\Phi}{Dt}$$
 (2.47)

$$\frac{D\Phi}{Dt} = \frac{\partial\Phi}{\partial t}(\vec{x}(t), t) = \frac{d\Phi}{dt} + \vec{U} \cdot \nabla\Phi \qquad \text{Derivada Material} \qquad (2.48)$$

#### 2.4.3.2 Teorema de Transporte de Reynolds

As leis físicas de conservação possuem proposição original voltada para emprego em partículas ou sistemas de partículas, encerrando sempre a mesma massa. Assim, não apresentam uma forma conveniente para uso em problemas de Fenômenos de Transporte. Tal constatação decorre, como já mencionado acima, da complexidade associada ao acompanhamento de um mesmo grupo de partículas fluidas, altamente

deformável. O Teorema de Transporte de Reynolds se trata de uma relação para que se reescrevam os princípios de conservação para volumes de controle, regiões que podem exibir a configuração mais conveniente para cada problema, dado que a Lei de Conservação de Massa, Segunda Lei de Newton e Primeira Lei da Termodinâmica se encontram originalmente formuladas para sistemas. (Hauke [27])

A derivação do Teorema se dá mediante a consideração de um volume de controle e de um sistema de partículas fluidas cujas superfícies que os encerram sejam supostas coincidentes em dado instante. Relacionam-se, então, as taxas de variação total de uma propriedade genérica  $\phi$  (base volumétrica) para os referenciais em questão equacionando-as com a taxa líquida de saída da propriedade, expressa pela integração do produto escalar do fluxo com a área elementar da superfície de controle (vetor normal orientado para fora  $\vec{n}$ ). O passo-a-passo para a dedução pode ser encontrado detalhadamente em numerosos manuais de Fenômenos de Transporte[23, 24, 26–28].

$$\frac{d}{dt} \int_{V_S} \phi dV = \frac{d}{dt} \int_{V_{VG}} \phi dV + \int_{S_{SC}} \phi (\vec{U} - \vec{U}_{SC}) \cdot \vec{n} dS$$
 (2.49)

Exprimindo-se a variação da propriedade para o sistema como parcelas de transferência superficial e volumétrica de modo genérico fornecidas pelas leis de conservação, resulta a formulação integral para equações de transporte:

$$\frac{d}{dt} \int_{V_{VC}} \phi dV = \int_{S_{SC}} \phi(\vec{U} - \vec{U}_{SC}) \cdot \vec{n} dS - \int_{S_{SC}} t_{\phi}^{"} \cdot \vec{n} dS + \int_{V_{VC}} t_{phi}^{"} dV \qquad (2.50)$$

Úteis para a avaliação de propriedades médias relativas a regiões finitas de análise, isto é, volumes integrais, a variante integral não admite a descrição ponto a ponto, detalhada, das propriedades em um campo de escoamento. Para tanto, é preciso que sejam resolvidas as equações de conservação em sua forma diferencial. Tanto por manipulação da formulação integral acompanhada do emprego dos Teoremas de Transporte[27] como deduzindo-se a partir da consideração de um volume de controle infinitesimal[26], pode-se alcançar a variante diferencial das equações de transporte:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\phi \vec{U}) = \nabla \cdot \vec{t}_{\phi}^{"} + t_{\phi}^{""} \tag{2.51}$$

A equação da continuidade, que representa o princípio de conservação de massa sob a formulação diferencial, possui a forma que resulta das substituições  $\phi=\rho$ ,  $\vec{t}''_{\phi}=\vec{0}$  e  $t'''_{\phi}=0$  na Equação 2.51:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \phi \vec{U}) = 0 \tag{2.52}$$

Por sua vez, a equação do momentum pode ser obtida substituindo-se  $\phi = \rho \vec{U}$ ,  $t''_{\phi} = \rho \vec{\tau}$  e  $t'''_{\phi} = \vec{f_m}$  na equação 2.51, consistindo na forma para volumes de controle da

Segundo Lei de Newton, que iguala à taxa de variação de quantidade de movimento o somatório das forças externas atuantes:

$$\frac{\partial \rho \vec{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \vec{U}) = \nabla \cdot \vec{\tau} + \vec{f_m}$$
 (2.53)

Mediante à adoção da hipótese de fluido newtoniano, faz-se o emprego da Lei de Navier-Poisson, generalização tridimensional da Lei da Viscosidade de Newton, como equação constitutiva para expressão do tensor tensão cisalhante  $(\vec{\tau'})$ , que, combinado à pressão  $(-\vec{Ip})$ , fornece o tensor tensão:

$$\vec{\tau'} = \mu(\nabla \vec{U} + \nabla \vec{U}^T) + \lambda \nabla \cdot \vec{U}\vec{\delta}$$
 (2.54)

em que  $\lambda$  representa a chamada segunda viscosidade (Em SI, possui unidades de Pa.s).

Restrigindo a aplicação a fluidos incompressíveis, esta simplificação reduz a equação do momentum à equação de Navier-Stokes:

$$\frac{\partial \rho \vec{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \vec{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu (\nabla \vec{U} + \nabla \vec{U}^T)) + \vec{f_b}$$
 (2.55)

#### 2.4.3.3 Euler-Lagrange x Euler-Euler

Centrando a discussão na modelagem de sistemas multifásicos de fase dispersa, dois grupos de abordagem se contrapõem: Euler-Lagrange e Euler-Euler. Em todo caso, a fase contínua é tratada a partir do referencial Euleriano, em que se calculam distribuições de propriedades sobre o domínio do escoamento. O cenário ideal em relação à fase dispersa consiste em acompanhar cada partícula que a compõe, ou seja, aplicar a estratégia Lagrangeana, de tal forma que sua superfície defina uma região de contorno para o fluido primário, variando a cada instante dada a movimentação do particulado. Este movimento decorreria tanto da influência da fase contínua, ou seja, da ação de forças fluidodinâmicas, como de interações entre partículas e destas com as paredes do domínio. Tal descrição completa recebe a designação de acoplamento de quatro vias (four-way coupling) e se mostra impraticável na maior parte dos problemas reais, nos quais os elementos dispersos ocorrem em número muito elevados, o que implicaria em enormes custos computacionais. (Schwarzkopf et al. [20], Yeoh and Tu [22])

Há alternativas para redução do esforço computacional para modelos Euler-Lagrange. Citam-se, como exemplo, a consideração de menores níveis de acoplamento entre fases, levando à negligência de interações do tipo partícula-partícula e partícula-parede (two-way coupling) e/ou fluido-partícula (one-way coupling), e a

estratégia DPM (discrete parcel model), na qual se agrupam partículas em células computacionais que de fato têm suas trajetórias rastreadas na metodologia de solução, diminuindo em certa ordem de grandeza a quantidade de entidades para o cálculo Lagrangeano. (Schwarzkopf et al. [20])

Contudo, escoamentos multifásicos que tipicamente ocorrem em processos industriais exibem fases dispersas com quantidades expressivas de partículas. Frequentemente, a análise destes sistemas só consegue ser conduzida com níveis não tão altos de poder computacional por meio da abordagem Euler-Euler, também denominada de modelo "dois-fluidos" [22]. Neste caso, modelam-se as fases contínua e dispersa como fluidos interpenetrantes. São, assim, resolvidas as equações de conservação diferenciais pertinentes para cada fase, contando com os termos de acoplamento correspondentes, com o acréscimo da equação que fornece a fração volumétrica da fase secundária, o que gera a sua distribuição no domínio de cálculo. (Schwarzkopf et al. [20], Yeoh and Tu [22])

# 2.4.3.4 Forças Interfaciais: Arraste, Sustentação, Gradiente de Pressão, Divergente de Tensão Cisalhante, Massa Virtual, Termo Histórico de Basset, Dispersão Turbulenta e Empuxo

É importante que se identifiquem as forças atuantes sobre as partículas em campos multifásicos para que os modelos sejam definidos apropriadamente após as simplificações cabíveis na análise do sistema simulado. Para tanto, recorre-se à equação do movimento para cada partícula, sob a formulação Lagrangeana, em que tais forças aparecem de maneira direta, compondo o somatório de forças externas:

$$\rho_p V_p \frac{D\vec{U}_p}{Dt} = \Sigma \vec{F}_{ext} \tag{2.56}$$

O aparecimento da derivada material na equação 2.56, apesar do tratamento Lagrangeano, se deve à contabilização de eventuais processos de mudança de fase, isto é, de fluxos de entrada ou saída de massa entre a partícula e a fase contínua. Toma-se, a cada instante, um volume de controle cuja superfície de controle coincida com o contorno da partícula, assegurando o acompanhamento individual das partículas dispersas. As forças interfaciais, conforme elencado por Yeoh and Tu [22], se referem às interações devidas ao(à):

- Movimento relativo fluido-partícula (arraste e sustentação)
- Aceleração da partícula em relação ao fluido (massa virtual e força de Basset)
- Ação do campo contínuo a despeito da presença do particulado (gradiente de pressão e divergente da tensão viscosa)

 Imersão de qualquer objeto em um meio fluido sob ação de um campo de forças (Empuxo)

Vale apontar que a natureza destas interações são combinações de efeitos dos chamados arraste de forma (form drag) e arraste viscoso (skin drag ou viscous drag). O primeiro está conectado ao gradiente de pressão que se estabelece ao longo da superfície da partícula, desde o ponto de estagnação (velocidade nula e máxima pressão), onde o fluido atinge a partícula, até a região das esteiras formadas na porção traseira, de mínima pressão. Já o arraste viscoso decorre do impacto sobre o movimento em função da formação de camadas-limite a partir da superfície de cada partícula se estendendo através do fluido carreador. (Schwarzkopf et al. [20])

#### 2.4.3.5 Modelo Dois-Fluidos: Média Ponderada de Favre

A modelagem dois-fluidos se baseia em descrever um campo multifásico em termos de distribuições de propriedades médias referentes aos diferentes "fluidos" (no contexto da definição de fase anteriormente dada). Sua formulação preconiza a tomada de um domínio de promediamento, sobre o qual são empregadas relações de média sobre as equações de conservação. Desta forma, a escala de análise é expandida para assegurar a continuidade das propriedades das fases, visto que, a escalas instantâneas e/ou pontuais, seria necessário modelar rigorosamente a evolução da interface, trazendo à tona as descontinuidades que nela ocorrem. Recuperam-se as informações perdidas pela negligência dos gradientes internos ao domínio de média por meio de equações constitutivas para os termos de acoplamento, sendo este o ponto desvantajoso da abordagem, uma vez que os modelos existentes não possuem validade universal, comumente derivando de estudos empíricos. (Schwarzkopf et al. [20])

Sejam as definições de média com base na veriável genérica  $\phi$ :

• Média Temporal:

$$\overline{\phi} = \lim_{\Delta T \to \infty} \left( \frac{1}{\Delta T} \int_{\Delta T} \phi(x, y, z, t) dt \right)$$
 (2.57)

• Média Volumétrica:

$$\overline{\overline{\phi}} = \lim_{\Delta V \to \infty} \left( \frac{1}{\Delta V} \int_{\Delta V} \phi dV \right) \tag{2.58}$$

• Média de Conjunto:

$$\langle \phi \rangle_E = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \phi|_j \tag{2.59}$$

#### 2.4.3.6 Média Volumétrica - Continuidade e Momentum

Agora, apresentam-se as formas promediadas das equações da continuidade e de Navier-Stokes. Para tanto, seguindo a derivação que consta em Yeoh e Tu (2009), é necessário que seja definida a função indicadora de fases primeiramente  $(\chi_k(x, y, z, t))$ :

$$\chi_k(x,y,z,t) = \begin{cases} 0 & \text{se } (x,y,z,t) \text{ ocorrer a k-ésima fase} \\ 1 & \text{caso contrário} \end{cases}$$

Segue-se, então, com os procedimentos para obtenção da média volumétrica da equação da continuidade. De início, multiplicam-se ambos os membros pela função indicadora, levando a:

$$\chi_k \frac{\partial \rho}{\partial t} + \chi_k \nabla \cdot (\rho \phi \vec{U}) = 0 \tag{2.60}$$

Na sequência, as parcelas são manipuladas com o emprego da regra da cadeia:

$$\frac{\partial \chi_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\chi_k \rho_k \vec{U_k}) - \rho_k \frac{\partial \chi_k}{\partial t} - \rho_k \vec{U_k} \nabla \chi_k = 0$$
 (2.61)

Em sendo  $\chi_k$  uma função do tipo degrau, seus gradientes e derivada temporal se anulam em todos os locais exceto na interface, onde vale a equação de transporte:

$$\frac{\partial \chi_k}{\partial t} + \vec{U}_{int} \cdot \nabla \chi_k \tag{2.62}$$

Substituindo-se a expressão para  $\frac{\partial \chi_k}{\partial t}$  da equação 2.62 na equação 2.61, resulta:

$$\frac{\partial \chi_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\chi_k \rho_k \vec{U}_k) = \rho_k (\vec{U}_k - \vec{U}_{int}) \cdot \nabla \chi_k$$
 (2.63)

Finalmente, é tomada a média volumétrica da equação, o que requer a utilização das regras de média apropriadas, que nada mais são do que relações entre as médias de operações aplicadas às variáveis e as operações sobre as variáveis na forma de média. Suas deduções em detalhes podem ser encontradas em Schwarzkopf et al. [20, 21]. Deste modo:

$$\frac{\overline{\partial \chi_k \rho_k}}{\partial t} + \overline{\nabla \cdot (\chi_k \rho_k \vec{U_k})} = \overline{\rho_k (\vec{U_k} - \vec{U_{int}}) \cdot \nabla \chi_k}$$
(2.64)

$$\frac{\partial \overline{\overline{\chi_k \rho_k}}}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{\overline{\chi_k \rho_k \vec{U_k}}} = \underbrace{\overline{\rho_k (\vec{U_k} - \vec{U_{int}}) \cdot \nabla \chi_k}}_{\Gamma_k}$$
(2.65)

O termo no membro direito representa a troca de massa interfacial, a mudança de fase.

De maneira análoga, com os passos de multiplicação pela função indicadora de fase, tomada da média no volume e aplicação das regras de promediamento, obtém-se como forma promediada para a equação do momentum:

$$\frac{\partial \overline{\overline{\chi_k \rho_k U_k}}}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{\overline{\chi_k \rho_k U_k U_k}} = -\nabla \overline{\overline{\chi_k p_k}} + \nabla \cdot \overline{\chi_k} \overline{\tau_k'} + \overline{\overline{\chi_k}} \overline{\overline{F_b}} + \underbrace{\overline{\rho_k (\vec{U_k} - \vec{U}_{int}) \cdot \nabla \chi_k}} + \overline{\overline{p_{k,int}}} \overline{\overline{\nabla \chi_k}} - \overline{\overline{\tau_k'} \cdot \nabla \chi_k}}_{\Omega_k}$$
(2.66)

As parcelas reunidas no termo  $\Omega_k$  dizem respeito ao acoplamento de momentum entre as fases contínua e dispersa. A primeira contribuição faz menção à transferência de momentum por conta da mudança de fase. As demais dizem respeito à troca de tal propriedade proporcionada pelas forças atuantes sobre a interface. Decorrentes das ações de arraste viscoso, formação de esteiras e camada-limite e distribuição não uniforme de pressão, têm-se as forças de arraste, sustentação e massa virtual e o termo histórico de Basset. (Yeoh and Tu [22])

Os termos nas equações de conservação médias vinculados ao transporte interfacial de propriedades consistem em termos-fonte, sendo proporcionais ao gradiente da função indicadora de fase e amarrados para o total de fases pela *jump-condition* dada pelo balanço na interface correspondente. Vale notar que  $\nabla \chi_k$  segue o comportamento da função delta, já que se anula em todo o domínio à exceção da interface:

$$\nabla \chi_k = \vec{n}_{int} \delta(\vec{x} - \vec{x}_{int}, t) \tag{2.67}$$

Seguem, assim, os balanços interfaciais necessários para fechamento do sistema de equações:

• Massa:

$$\sum_{i=1}^{2} \Gamma_i = \vec{0} \tag{2.68}$$

• Momentum:

$$\sum_{i=1}^{2} \Omega_{i} = \vec{F}_{\sigma} = \sigma \overline{\overline{Ks}\nabla\chi_{1}}$$
 (2.69)

sendo Ks a curvatura da interface e  $\sigma$  o coeficiente de tensão interfacial. Assume-se k=1 como se referindo à fase particulada.

#### 2.4.3.7 Média de Favre

As formas de média volumétrica das equações da continuidade e do *momentum* ainda contêm produtos entre variáveis instantâneas e locais, impossibilitando a solução

com a metodologia dois-fluidos. A fim de se obterem formas efetivas de tais equações, recorre-se à aplicação da chamada média de Favre. Ao se decompor os referidos produtos espacial e temporalmente em contribuições média e flutuante de modo sequencial simplesmente, teria-se a inclusão de termos adicionais englobando médias de flutuações da função indicadora de fase e da densidade, o que deve ser evitado. Assim, contextualiza-se o emprego da média de Favre, que compreende dois tipos de média ponderada: por fase ou por massa. Seguem as definições:

$$\langle \phi \rangle_{k,ph} = \frac{\overline{\overline{\chi_k \phi}}}{\overline{\overline{\chi_k}}}$$
 Média por fase (2.70)  
$$\langle \phi \rangle_{k,m} = \frac{\overline{\overline{\chi_k \phi}}}{\overline{\overline{\rho_k \phi}}}$$
 Média por massa (2.71)

$$\langle \phi \rangle_{k,m} = \frac{\overline{\overline{\rho_k \phi}}}{\overline{\overline{\rho_k}}}$$
 Média por massa (2.71)

As médias volumétricas da função indicadora e da densidade consistem, respectivamente, na fração volumétrica  $(\alpha_k)$  e na densidade local de cada fase k. Pode ser mostrado que a decomposição das médias volumétricas dos produtos envolvendo  $\chi_k$  e/ou  $\rho_k$  em termos de médias de Favre seguida da aplicação da média temporal, levando à anulação das parcelas contendo as flutuações relativas às médias de Favre, resulta em: (Yeoh and Tu |22|)

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \vec{U_k}) = \Gamma_k' \tag{2.72}$$

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \vec{U_k}) = \Gamma_k'$$

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k \vec{U_k}}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \vec{U_k} \vec{U_k}) = -\nabla(\alpha_k p_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \vec{\tau_k'}) - \nabla \cdot (\alpha_k \vec{\tau_k'}) + \alpha_k \sum_{k} \vec{F_{k,b}} + \Omega_k'$$
(2.72)

em que vale notar que se omitiram as barras laterais para indicação da média de Favre para melhor visualização das equações, estando subentendida a utilização desta. Estas, por fim, se tratam das formas efetivas sobre as quais são aplicadas as metodologias de solução.

#### Turbulência 2.5

#### O Fenômeno da Turbulência 2.5.1

Para identificação dos aspectos gerais que caracterizam a turbulência em escoamentos, parte-se da definição do número de Reynolds (Re):

$$Re = \frac{\rho VL}{\mu} \tag{2.74}$$

em que V e L denotam, respectivamente, escalas de velocidade e comprimento representativas. Tal quantidade adimensional relaciona as contribuições à promoção de um campo de escoamento por conta de efeitos inerciais e viscosos. Há dois estados, ou regimes, entre os quais o escoamento pode se encontrar atrelados à avaliação de Reynolds: laminar e turbulento.

Em sendo Re inferior a um valor crítico, que depende das condições e geometria do campo, tem-se o regime laminar, com as camadas fluidas adjacentes se movimentando de modo ordenado, formando lâminas de fluido que não se interpenetram. Cumpre notar que a imposição de condições de contorno temporalmente uniformes implica no alcance de um estado estacionário nesta situação. Superando-se este valor crítico, resultam modificações expressivas da estrutura do escoamento até que se culmine no regime turbulento, no qual atinge-se um comportamento completamente aleatório e caótico com as propriedades variando de forma randômica a cada instante. Neste caso, o movimento se torna intrinsecamente transiente mesmo sob condições de contorno constantes. (Patankar [4], Bradshaw [29], Kundu and Cohen [30])

Visualizações de campos de escoamento turbulentos revelam a ocorrência de estruturas rotacionais, vórtices, que recebem a denominação de turbilhões ou redemoinhos turbulentos, apresentando uma ampla faixa de escalas de tamanho e se responsabilizando pela natureza inerentemente tridimensional da turbulência[31]. Sob tal regime, ressalta-se a sucessão de uma mistura efetiva das camadas fluidas, o que conduz à amplificação do caráter difusivo do escoamento. Os movimentos turbilhonares faz com que partículas fluidas afastadas se aproximem rapidamente para que então interajam. Com isto, decorrem altas taxas de transferência de massa, calor e momentum[4, 29].

A dinâmica da movimentação dos vórtices turbulentos, simplificadamente, ocorre de acordo com o que se define por cascata de energia, representada de forma esquemática na Figura 2.12.

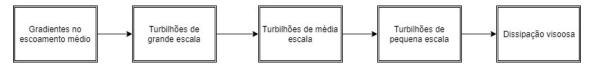


Figura 2.12: Esquematização da cascata de energia.

Os turbilhões de maiores escalas interagem e extraem energia a partir do escoamento médio, o que se dá por meio de um processo denominado esticamento de vórtice[5]. Aos seus movimentos, encontram-se associados comprimentos e tempos característicos de mesma ordem de grandeza que as das escalas do escoamento médio, as quais, por corresponderem a números de Reynolds elevados, indicam a dominância de efeitos inerciais sobre os viscosos. Sendo efetivamente invíscidos, os

vórtices de grandes escalas, em razão da conservação de momento angular no processo de esticamento, sofrem diminuição em seu raio ao passo que se tornam mais rápidos. Desta maneira, são acarretados movimentos no campo de escoamento a menores escalas de comprimento e tempo [5].

Turbilhões de menores escalas se esticam devido, em maior parte, àqueles de escalas de tamanho superiores e, mais fracamente, ao escoamento médio. Ocorre, desta maneira, a transferência de energia no sentido das estruturas de grandes escalas para as de progressivamente menores escalas em um processos designado de cascata de energia. A manutenção da turbulência no campo de escoamento resulta da energia cinética suprida pelo trabalho de esticamento realizado pelo escoamento médio sobre os maiores vórtices. (Versteeg and Malalasekera [5], Wilcox et al. [31])

As escalas mínimas de turbulência recebem a designação de escalas de Kolmogorov, caracterizando-se por possuírem escalas de comprimento e velocidade tais que os números de Reynolds associados sejam unitários. Forças inerciais e viscosas se mostram equiparáveis na determinação do movimento turbilhonar. Tem-se a realização de trabalho contra tensões viscosas, acarretando a dissipação de energia vinculada a estas escalas na forma de energia térmica. (Versteeg and Malalasekera [5], Wilcox et al. [31])

Os turbilhões de grandes escalas devem ser independentes da viscosidade do fluido, sendo influenciados pelas escalas de velocidade e tamanho que exibem. Haja vista que estas escalas se equiparam aos dos processos de produção de turbulência, como espessura de camada-limite e extensão de um obstáculo, espera-se um comportamento altamente anisotrópico. Por outro lado, as estruturas na escala de Kolmogorov dependem da taxa de dissipação de energia turbulenta e da viscosidade do fluido. A dissipação viscosa sucedida estabelece um balanço com a energia cinética oriunda do trabalho de esticamento realizado por escalas maiores e pelo escoamento médio, sendo a taxa de dissipação a única dependência das escalas mínimas com o escoamento particularmente analisado. Cumpre notar que a ação difusiva tende a mitigar a direcionalidade das flutuações nestas escalas, as quais, então, possuem caráter isotrópico. (Versteeg and Malalasekera [5], Wilcox et al. [31])

## 2.5.2 Estatísticas Turbulentas

#### 2.5.2.1 Decomposição de Reynolds

Na Figura 2.13, tem-se o acompanhamento temporal típico da velocidade em um ponto de um escoamento turbulento. Observa-se que os valores registrados exibem um comportamento oscilatório e completamente aleatório, expressando a natureza randômica do fenômeno da turbulência e seu caráter transiente intrínseco. Contudo, estas avaliações se dão ao redor de uma média.

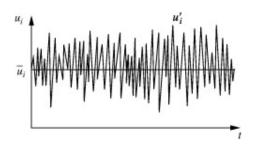


Figura 2.13: Registro típico da velocidade em um ponto em um campo turbulento.

Dada a natureza caótica de escoamentos turbulentos, adota-se o procedimento conhecido por decomposição de Reynolds para descrição das distribuições de propriedades em tal regime. Consiste em desmembrar uma variável instantânea em contribuições média e flutuante. Para o campo de velocidade  $\vec{U}$ : (Versteeg and Malalasekera [5])

$$\vec{U} = \overline{\vec{U}} + \vec{U'} \tag{2.75}$$

Um escoamento turbulento é, portanto, caracterizado por meio de suas variáveis médias no tempo e das estatísticas descritivas do caráter flutuante exibido. Vale apontar que se deve tomar um intervalo de promediamento largo o bastante para assegurar um valor médio representativo no caso de problemas estacionários, precisando superar as maiores escalas de tempo turbulentas, que são as relativas aos maiores turbilhões. Em condições transientes, calcula-se a média pelo conjunto de dados reunidos para um número adequado de repetições em cada instante. (Versteeg and Malalasekera [5])

$$\overline{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_{\Delta t} \phi dt \tag{2.76}$$

#### 2.5.2.2 Medidas Estatísticas

As flutuações turbulentas resultantes da decomposição de Reynolds, por definição, apresentam média temporal nula. A fim de se analisar a magnitude de tais flutuações e, por conseguinte, seu impacto no campo de escoamento, aplicam-se medidas estatísticas como variância e desvio-padrão, sendo dadas pela média temporal do quadrado das flutuações e pela raiz quadrada desta, respectivamente.

$$\overline{\phi'^2} = \frac{1}{\Delta t} \int_{\Delta t} \phi'^2 dt \tag{2.77}$$

$$\phi_{rms} = \sqrt{\overline{\phi'^2}} \tag{2.78}$$

As variâncias das flutuações das componentes do campo de velocidade  $\overline{u'^2}$ ,  $\overline{v'^2}e\overline{w'^2}$  e os momentos de segunda ordem envolvendo componentes distintas da velocidade merecem destaque. Tratam-se de termos que, como apresentado mais adiante, ocorrem na forma promediada das equações de Navier-Stokes como fluxos de momentum

vinculados a efeitos adicionais de tensão normal e cisalhante em consequência da turbulência. (Versteeg and Malalasekera [5])

## 2.5.3 Lei de Parede

Seja um escoamento sendo desenvolvido sobre uma superfície sólida. Transversalmente à direção principal de sua progressão, o campo nas proximidades do contorno consiste de regiões onde: efeitos viscosos predominam na vizinhança imediata da parede, forças inerciais o fazem a distâncias maiores e os dois tipos de interação ocorrem apresentando relevâncias comparáveis. Ao longo das extensões em que estas regiões se encerram, têm-se perfis de velocidade particulares, constituindo funções de diferentes fatores. (Versteeg and Malalasekera [5])

A camada-limite turbulenta formada a partir de uma parede compreende duas regiões principais: interna e externa. A primeira corresponde a cerca de 10% a 20% de sua extensão, subdividindo-se em: (Versteeg and Malalasekera [5])

- Sub-camada viscosa: zona fluida adjacente à superfície sólida na qual vigoram efeitos de tensão viscosa.
- Camada buffer: região onde efeitos de tensão viscosa e turbulenta fornecem contribuições similares à movimentação fluida.
- Camada log-law: região em que ações turbilhonares passam a dominar quanto a responsabilidade por efeitos difusivos.

Ao passo que a região interna se caracteriza por variações inexpressivas da tensão de cisalhamento em relação ao valor na parede, a região externa encerra a porção do escoamento na camada-limite livre da ação viscosa direta, sendo governada por efeitos inerciais que ocasionam o escoamento do fluido *bulk*, externo à camada-limite. (Versteeg and Malalasekera [5])

A seguir, têm-se as relações funcionais descritivas dos perfis universais na subcamada viscosa e na camada log-law que recebem a denominação de lei de parede (Figura 2.14). Tais funções envolvem formas adimensionais da velocidade e da distância ao contorno, nomeadamente:  $u^+ = \frac{U}{u_{\tau}}$  e  $y^+ = \frac{\rho u_{\tau} y}{\mu}$ , em que  $u_{\tau}$  denota uma escala de velocidade definida com base na tensão na parede  $(u_{\tau} = \frac{\tau_w}{\rho})$ . (Versteeg and Malalasekera [5])

$$u^{+} = y^{+} \tag{2.79}$$

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln E y^+ \tag{2.80}$$

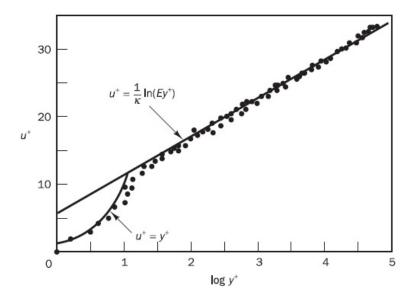


Figura 2.14: Perfil universal de velocidade. Adaptado de Versteeg and Malalasekera [5]

A decomposição das variáveis instantâneas em suas contribuições média e flutuante seguida da aplicação do procedimento de média sobre as equações de Navier-Stokes conduzem ao aparecimento de um tensor aparente  $(\rho \overrightarrow{u'u'})$ . Este provém do termo advectivo, particularmente devido ao promediamento do produto diádico de flutuações de velocidade. Atribui-se a tal termo a designação de tensor de Reynolds:

$$\vec{R} = \vec{u'}\vec{u'} \tag{2.81}$$

$$R_{ij} = \overline{u_i' u_i'} \tag{2.82}$$

As equações resultantes destes passos constituem o que se denomina de média de Reynolds das equações de Navier-Stokes (RANS). O seguimento de tal abordagem implica no requerimento de equações de transporte adicionais para as quantidades turbulentas com o intuito de fechamento do sistema de equações governantes. O tensor de Reynolds é anti-simétrico, com os componentes fora da diagonal, cisalhantes, sendo tais que  $R_{ij} = -R_{ji}$ ; os componentes normais  $R_{ii}$  se encontram na diagonal. Desta forma, incluem-se no sistema a ser solucionado 6 incógnitas, os três componentes normais e três dos 6 componentes cisalhantes. (Schwarzkopf et al. [20], Bradshaw [29])

#### 2.5.3.1 Modelagem de Turbulência

O tratamento DNS (*Direct Numerical Simulation*) se apresenta como uma abordagem distinta da adoção de modelos de turbulência para a determinação de campos turbulentos na qual se objetiva obter a solução da equações de Navier-Stokes diretamente para as propriedades instantâneas do campo de escoamento. Para tanto, deve-

se dimensionar a malha computacional de tal forma que seus elementos possuam tamanhos inferiores à escala mínima de turbulência, a de Kolmogorov, associada à dissipação viscosa. A despeito de tornar possível a captura de todas as flutuações turbulentas, tal via metodológica demanda um poder computacional exacerbado, tão maior quanto maiores os números de Reynolds envolvidos. Não se afirma, assim, como uma alternativa prática para a aplicações industriais[5, 20, 22, 29].

Metodologias práticas para a descrição da turbulência em aplicações de engenharia advêm da utilização de técnicas de promediamento sobre as equações governantes. Com esta estratégia, opta-se por resolver campos de escoamento turbulentos em termos das distribuições de propriedades médias, assumindo o ônus de não se avaliarem as variáveis instantânea e/ou localmente em prol da viabilidade de solução de casos de maior complexidade com os recursos computacionais disponíveis. A modelagem de turbulência necessária ao se seguir a abordagem RANS compreende modelos a zero, uma e duas equações e de fechamento completo. Estes modelos diferenciam-se pela quantidade de equações de transporte que adicionam ao sistema de equações. (Versteeg and Malalasekera [5], Schwarzkopf et al. [20])

Uma estratégia intermediária entre DNS e RANS se trata da LES (Large Eddy Simulation). Basicamente, consiste em solucionar as grandes escalas de movimento diretamente, isto é, em termos de propriedades instantâneas, e se valer de modelagem para o tensor de Reynolds para as menores escalas turbulentas, sendo preciso definir um filtro para separação das escalas. (Versteeg and Malalasekera [5], Schwarzkopf et al. [20])

## 2.5.4 Modelos a Duas Equações

A maioria dos tratamentos partem da assunção de analogia entre os comportamentos do tensor de Reynolds e da tensão cisalhante. Deste modo, desenvolve-se modelos simples em que se exprime o tensor de Reynolds como sendo proporcional à taxa de deformação média com coeficiente de proporcionalidade dado pela chamada viscosidade turbulenta. À tal analogia, é fornecida a denominação de aproximação de Boussinesq ou hipótese da viscosidade turbulenta. Segue-se com expressão para o tensor de Reynolds com tal formulação: (Versteeg and Malalasekera [5], Schwarzkopf et al. [20], Wilcox et al. [31])

$$\vec{R} = \frac{2}{3}k\vec{\delta} - \nu_T(\nabla \overline{\vec{U}} + \nabla \overline{\vec{U}}^T)$$
 (2.83)

em que k representa a energia cinética turbulenta, que se iguala à metade do traço do tensor de Reynols, e  $\nu_T$ , a viscosidade cinemática turbulenta, sendo definida como proporcional a escalas turbulentas de velocidade e comprimento, dadas em função de k e da taxa de dissipação de energia cinética turbulenta  $(\varepsilon)$ :

$$\nu_T = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{2.84}$$

### 2.5.4.1 Modelo $k - \varepsilon$ padrão

Trata-se do clássico modelo a duas equações que representa a caracterização da turbulência em termos de campos de k e  $\varepsilon$  determinados pela solução das respectivas equações de transporte acrescentadas ao conjunto de equações sendo resolvidas[32]. Obtém-se a equação para energia cinética turbulenta mediante a manipulação das equações de Navier-Stokes. Toma-se o produto interno entre estas equações e o campo de velocidade e, então, subtrai-se o produto interno entre as formas de média temporal das equações e da velocidade, o que, após considerações e manipulações apropriadas, leva a:

Termo transiente Termo advectivo Termo difusivo Geração por gradientes 
$$\frac{\partial k}{\partial t} + \nabla \cdot \overline{\vec{U}}k = \nabla \cdot \left(\frac{\nu_T}{\sigma_k} \nabla k\right) - \overrightarrow{\vec{R}} \cdot \nabla \overline{\vec{U}} - \varepsilon$$
 (2.85)

Identifica-se a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta como função do produto entre a viscosidade cinemática do fluido e o produto escalar entre parcelas flutuantes do tensor taxa de deformação ( $\varepsilon = 2\nu \overline{\nabla u'} : \overline{\nabla u'}$ ). Apesar de sua derivação também decorrer de manipulações envolvendo as equações de Navier-Stokes, a formulação do modelo de turbulência em questão compreende a equação para  $\varepsilon$  resultante da aplicação de uma escala turbulenta de tempo recíproco ( $\frac{\varepsilon}{h}$ ):

Termo transiente Termo advectivo Termo difusivo Geração por gradientes Dissipação 
$$+ \nabla \cdot (\overline{\vec{U}}\varepsilon) = \nabla \cdot \left(\frac{\nu_T}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon\right) - C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \overline{\vec{R}} \cdot \nabla \overline{\vec{U}} - C_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k}$$
 (2.86)

Na tabela 2.2, estão relacionados os valores para os coeficientes do modelo.

**Tabela 2.2:** Coeficientes do modelo  $k - \varepsilon$  padrão.

$C_{\mu}$	$\sigma_k$	$\sigma_e$	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$
0,09	1,00	1,30	1,44	1,92

Na ausência de distribuições destas grandezas turbulentas nas porções do contorno referentes a entradas e saídas, estimam-se seus valores a partir da intensidade de turbulência  $(T_i)$  e de um comprimento característico, como o diâmetro hidráulico do duto (L): (Versteeg and Malalasekera [5])

$$k = \frac{2}{3}(U_{ref}T_i) (2.87)$$

$$\varepsilon = C_{\mu}^{\frac{3}{4}} \frac{k^{\frac{3}{2}}}{0.07L} \tag{2.88}$$

## 2.5.4.2 Modelo $k - \varepsilon$ realizable

O modelo  $k - \varepsilon$  realizable difere da variante padrão por conter uma nova expressão para a viscosidade turbulenta e utilizar uma equação diferente para a taxa de dissipação  $\varepsilon$ , derivada a partir da equação exata para o transporte da flutuação da média quadrada da vorticidade. Para se assegurar a chamada condição de realizabilidade, deve-se proporcionar a validade das restrições das componentes normais do tensor de Reynolds e a desigualdade de Schwarz para as componentes cisalhantes  $(\overline{u_{\alpha}u_{\beta}} \geq \overline{u_{\alpha}^2u_{\beta}^2})$ . Demanda-se, para tanto, que o coeficiente  $C_{\mu}$  seja sensível ao escoamento médio. (Versteeg and Malalasekera [5], Shih et al. [33])

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\varepsilon \vec{U}) = \nabla \cdot (\frac{\mu_T}{\sigma_{\varepsilon}} \nabla \varepsilon) - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}}$$

$$C_{\mu} = \frac{1}{A_0 + A_s} \frac{kU*}{\varepsilon}$$

$$U* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \widetilde{\Omega_{ij}}\widetilde{\Omega_{ij}}}$$

$$\widetilde{\Omega_{ij}} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k$$

$$\Omega_{ij} = \overline{\Omega_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k}$$

$$A_0 = 4,04$$

$$A_s = \sqrt{6}\cos(\phi)$$

$$\phi = \frac{1}{3}\arccos(\sqrt{6}W)$$

$$W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\widetilde{S}^3}$$

$$\widetilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}$$

em que  $\Omega_{ij}$  e  $S_{ij}$  representam, respectivamente, os ij-ésimos componentes dos tensores taxa de rotação e taxa de deformação. Seguem as contantes do modelo (Tabela 2.3):

**Tabela 2.3:** Coeficientes do modelo  $k - \varepsilon$  realizable.

$$\begin{array}{c|ccccc}
C_{1\varepsilon} & C_2 & \sigma_k & \sigma_{\varepsilon} \\
\hline
1,44 & 1,9 & 1,0 & 1,2
\end{array}$$

#### 2.5.4.3 Correção de Curvatura

A consideração de correção de curvatura em modelos a duas equações consiste em empregar uma função empírica para contabilização de efeitos de curvatura e rotação do sistema, sendo dada por: (Spalart and Shur [34])

$$f_{rot} = (1 + C_{r1}) \frac{2r*}{1 + r*} \left[ 1 - C_{r3} \arctan(C_{r2}\widetilde{r}) \right] - C_{r1}$$
 (2.90)

No solver utilizado[35], faz-se a multiplicação do termo de produção turbulenta segundo a limitação:

$$f_r = \max(\left(0, 1 + (\widetilde{f}_r - 1)\right)$$

$$\widetilde{f}_r = \max(\min(f_{rot}, 1, 25, 0))$$
(2.91)

Os argumentos r\* e  $\tilde{r}$  da função  $f_{rot}$  são definidos por, considerando que todas as variáveis são expressas em relação a um referencial que gira a taxa  $\Omega^{rot}$ :

$$r* = \frac{S}{\Omega}$$

$$\widetilde{r} = 2\Omega_{ik}S_{jk} \left[ \frac{DS_{ij}}{Dt} + (\varepsilon_{imn}S_{jn} + \varepsilon_{jmn}S_{in})\Omega_m^{Rot} \right] \frac{1}{\widetilde{D}}$$

$$\widetilde{D} = \Omega D^3$$

$$D^2 = \max(S^2, 0, 09\omega^2)$$
(2.92)

Seguem as especificações para as constantes do modelo (Tabela 2.4):

**Tabela 2.4:** Coeficientes para função de correção de curvatura.

$$\begin{array}{c|cccc}
C_{r1} & C_{r2} & C_{r3} \\
\hline
1,0 & 2,0 & 1,0
\end{array}$$

## 2.5.5 Modelo RSM – Gibson & Launder

No tocante à abordagem RANS, os chamados modelos de fechamento completo se caracterizam pela inclusão de uma equação de transporte adicional para cada um dos componentes normais do tensor de Reynolds e dos componentes cisalhantes independentes, tendo em vista que  $\vec{R}$  consiste em uma matriz antissimétrica. Desta forma, incorpora-se à descrição da turbulência a direcionalidade das contribuições à transferência difusiva atreladas ao tensor de Reynolds, permitindo predizer mais acuradamente campos turbulentos com maiores complexidades em termos de taxa de deformação, curvatura e efeitos de rotação comparativamente a modelos a duas

equações, que se vinculam à imposição de isotropia dos componentes normais  $R_{kk}$  e alinhamento das tensões adicionais às respectivas taxas de deformação do escoamento médio. (Bradshaw [29], Wilcox et al. [31])

A derivação das equações de transporte para os componentes do tensor de Reynolds envolve a manipulação das equações de Navier-Stokes de modo a se combinar seu produto diádico com o campo de velocidade com a forma deste resultante da transposição, subtraindo-se da média desta combinação a combinação com as formas promediadas:  $\overrightarrow{U}\overrightarrow{NS} + \overrightarrow{U}\overrightarrow{NS}^T - \overrightarrow{U}\overrightarrow{NS} + \overrightarrow{U}\overrightarrow{NS}^T$ . (Bradshaw [29], Wilcox et al. [31])

No principais softwares comerciais, contudo, empregam-se como equações de transporte formulações simplificadas com parte dos termos sendo modelada: (Versteeg and Malalasekera [5])

$$\underbrace{\frac{\partial \vec{R}}{\partial t}}_{\text{Advecção}} + \underbrace{\nabla : \overrightarrow{\vec{u'}}\overrightarrow{\vec{u'}}}_{\text{Produção}} = \underbrace{\vec{P}}_{\text{Produção}} + \underbrace{\vec{D}}_{\text{Dissipação}} - \underbrace{\vec{\vec{E}}}_{\text{Dissipação}} + \underbrace{\vec{\Pi}}_{\text{TI}}$$
(2.93)

O termo relativo à produção dos componentes do tensor de Reynolds se mantém com a forma apresentada na derivação original do equacionamento:

$$P_{ij} = -\left(R_{im}\frac{\partial U_j}{\partial x_m} + R_{jm}\frac{U_i}{x_m}\right) \tag{2.94}$$

Assume-se a forma mais simples para o termo de transporte difusivo, expressando-o proporcionalmente ao gradiente dos componentes do tensor:

$$D_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_m} \left( \frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{R_{ij}}{x_m} \right) \tag{2.95}$$

 $com \ \nu_T = C_{mu} \frac{k^2}{\varepsilon}.$ 

Modela-se o termo dissipativo  $\varepsilon_{ij}$  admitindo comportamento isotrópico para os turbilhões de menores escalas. Com isto, tem-se a dissipação aparecendo apenas para as componentes normais e impactando em igual medida, dada pela taxa de dissipação  $\varepsilon$  conforme definida na seção anterior:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{2}{3}\varepsilon\delta_{ij} \tag{2.96}$$

A parcela de transporte do tensor devido a interações do tipo pressão-deformação faz referência às contribuições originadas nos efeitos mútuos entre turbilhões, que estabelecem entre si forças superficiais de pressão e cisalhantes implicando seu deslocamento e deformação. Trata-se de um dos termos de maior relevância e o de mais difícil modelagem. A estratégia clássica para tratamento deste termo parte da sua

decomposição em três partes[5, 29, 36].

Retorno à isotropia Pressão-deformação rápida Reflexão na parede 
$$\Pi_{ij} = \Pi_{ij,1} + \Pi_{ij,2} + \Pi_{ij,w}$$
 (2.97)

O primeiro termo  $\Pi_{ij,1}$  contabiliza um processo lento de diminuição da anisotropia como consequência das interações entre turbilhões, sendo, na via mais simples, considerado proporcional ao grau de anisotropia dos tensores de Reynolds dividido pelo tempo característico turbulento:  $\frac{\varepsilon}{k}(R_{ij} - \frac{2}{3}k\delta_{ij})$ .

$$\Pi_{ij,1} = -C_1 \frac{\varepsilon}{k} \left( R_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right) \tag{2.98}$$

O segundo termo  $\Pi_{ij,2}$  se refere a um processo rápido ligado a interações com o escoamento médio produzindo turbilhões tal que seja feita oposição à produção anisotrópica de turbulência; é modelado como sendo proporcional ao processo de geração de anisotropia:  $(P_{ij} - \frac{\partial (R_{ij}U_k)}{\partial x_k} - \frac{2}{3}(P - C), \text{ com } C = \frac{1}{2} \frac{\partial (R_{ii}U_k)}{\partial x_k}$ .

$$\Pi_{ij,2} = -C_2(P_{ij} - \frac{\partial(R_{ij}U_k)}{\partial x_k} - \frac{2}{3}(P - C)$$
(2.99)

Finalmente, tem-se o termo de reflexão na parede  $\Pi_{ij,w}$ . Diferentemente dos dois primeiros, que representam processos que levam à isotropia dos tensores de Reynolds, esta contribuição se responsabiliza pela geração de anisotropia que se dá nas vizinhanças de contornos sólidos, mitigando tensores normais em relação à parede à medida que amplia tensores paralelos à parede, cisalhantes. Segue sua modelagem de acordo com Gibson & Launder (1978), modelo empregado na maior parte das simulações conduzidas no presente trabalho:

$$\Pi_{ij,w} = C_1' \frac{\varepsilon}{k} \left( R_{km} n_k n_m \delta_{ij} - \frac{3}{2} R_{ik} n_j n_k - \frac{3}{2} R_{jk} n_i n_k \right) \frac{C_l k^{\frac{3}{2}}}{\varepsilon d} + C_2' \left( \Pi_{km,2} n_k n_m \delta_{ij} - \frac{3}{2} \Pi_{ik,2} n_j n_k - \frac{3}{2} \Pi_{jk,2} n_i n_k \right) \frac{C_l k^{\frac{3}{2}}}{\varepsilon d}$$
(2.100)

em que  $n_k$  denota a componente do vetor normal unitário à parede na k-ésima direção e  $d_w$ , a distância à parede.

Segue a sumarização dos coeficientes envolvidos no modelo apresentado na Tabela 2.5:

Tabela 2.5: Constantes do modelo RSM de Gibson & Launder[36].

$C_1$	$C_2$	$C_1'$	$C_2'$	$C_{\mu}$	$\kappa$	$C_l$
1,8	0,6	0,5	0,3	0,09	0,42	0,39

Vale apontar que, utilizando-se tal modelo de fechamento completo para descrição da turbulência do campo de escoamento estudado, é necessário resolver equações de transporte para a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta e, a fim de obter-se condições de contorno apropriadas para os tensores nas paredes do domínio de cálculo, energia cinética turbulenta. (Versteeg and Malalasekera [5])

#### 2.5.6 Modulação Turbulenta

Entende-se por modulação de turbulência o efeito de partículas sobre a turbulência da fase carreadora de um campo de escoamento multifásico de fase dispersa. A presença do particulado pode ocasionar tanto a amplificação quanto a atenuação das grandezas turbulentas comparativamente a suas avaliações na condição monofásica correspondente. (Schwarzkopf et al. [20, 21])

Extensamente discutidos por Crowe [37] e Crowe et al. [38] que sumarizaram resultados obtidos com base em numerosas investigações do fenômeno da modulação, apontam-se os fatores que contribuem para a influência de partículas no campo contínuo:

- 1. Efeitos de superfície: associados ao tamanho e formato apresentado pelas partículas.
- Efeitos de carregamento da mistura: concentração da fase dispersa, implicando o deslocamento do fluido principal.
- 3. Efeitos inerciais: número de Reynolds da partícula.
- 4. Efeitos de resposta dinâmica: tempo de resposta das partículas ou número de Stokes, compondo a determinação do grau de acoplamento de fases.
- 5. Efeitos de interação: partícula-partícula e/ou partícula-parede.

Além de tais identificações acerca dos modos de interferência na turbulência da fase contínua pelas partículas, conforme indicado por Balachandar and Eaton [39], têm-se contribuindo para a modulação turbulenta a intensificação da dissipação pelas partículas, transferência de energia cinética das partículas para o fluido e formação de esteiras através das partículas.

#### 2.5.6.1 Modelo de Turbulência Multifásico

A abordagem de turbulência adotada neste trabalho consistiu em escrever as equações de transporte para as quantidades turbulentas em termos de propriedades relativas à mistura das fases. Procedendo desta forma, consideram-se as hipóteses simplificadoras de as diferentes fases partilharem de mesmos campos de pressão e

turbulência. Sejam, assim, as equações governantes para o transporte de energia cinética turbulenta, taxa de dissipação e componentes normais e cisalhantes do tensor de Reynolds. (Yeoh and Tu [22])

Tem-se essencialmente as mesmas equações apresentadas anteriormente, sendo a modificação manifestada nas propriedades empregadas nos equacionamentos. Densidade e viscosidade da mistura são calculadas pela média dos respectivos valores para as diferentes fases ponderados pela fração volumétrica:

$$\rho_m = \sum_{k=1}^{2} \alpha_k \rho_k \tag{2.101}$$

$$\mu_m = \sum_{k=1}^{2} \alpha_k \mu_k \tag{2.102}$$

Já a velocidade de mistura é dada como média ponderada por fase por massa das velocidades das fases individuais:

$$\vec{U}_m = \frac{\sum_{k=1}^2 \alpha_k \rho_k \vec{U}_k}{\sum_{k=1}^2 \alpha_k \rho_k}$$
 (2.103)

Espera-se, deste modo, que a ponderação condicionada em termos da ocorrência de cada fase ao longo do domínio multifásico traga à tona a maior influência de uma das fases na determinação do campo turbulento partilhado.

# 2.6 Fluidodinâmica Computacional

# 2.6.1 Aspectos Gerais

Desafios das mais diversas naturezas que abarcam em suas proposições escoamentos de fluidos constituem alvo da aplicação das ferramentas de Fluidodinâmica Computacional, ou, abreviadamente, CFD (computational fluid dynamics) para sua resolução. Em concordância ao definido por Versteeg and Malalasekera [5], tal metodologia compreende procedimentos pertinentes à análise de sistemas que envolvam fluidos escoando, transferência de calor e fenômenos correlatos, tais quais reações químicas, mediante simulações computacionais. Técnicas de computação científica em combinação à implementação de algoritmos numéricos conduzem à geração de códigos que se destinam à obtenção de solução por via numérica para as chamadas equações de conservação.

Todas as aplicações de CFD possuem como fator comum a representação dos problemas a serem solucionados por intermédio da teoria de Fenômenos de Transporte. Neste sentido, tem-se sempre a utilização dos princípios de conservação de grandezas físicas, abrangendo massa, momentum, energia e espécie química, que, matematicamente, se expressam na forma de equações diferenciais e integrais mutuamente convertíveis, obtendo-se sua formulação para volume de controle a partir da de sistema por meio dos Teoremas de Transporte de Reynolds. A solução das formulações que resultam conduz a determinações que incluem desde informações de caráter macroscópico até minuciosas descrições relativas à distribuição de propriedades como pressão, velocidade, concentração e temperatura, além de todas que derivem destas, para um sistema englobando processos os mais diversos (sendo eles físicos, químicos e/ou biológicos). (Patankar [4], Maliska [40])

Do conjunto de aplicações para a abordagem CFD enumeradas por Versteeg and Malalasekera [5], destacam-se para fins de exemplificação:

- Estudos aerodinâmicos para o projeto e análise de veículos automotores e aeronaves.
- Investigações hidrodinâmicas e hidrostáticas relacionadas ao projeto e operação de estruturas marítimas como plataformas e embarcações.
- Geração de energia, com a análise de processos de combustão.
- Simulação, dimensionamento e otimização de processos químicos industriais, incluindo operações de mistura e separação, bombeamento, geração de utilidades e reação química.
- Estudos ambientais relacionados à dispersão de poluentes e efluentes.

A fim de se aclarar as principais motivações para opção por estratégias numéricas para o ataque a problemas concernentes às áreas de Mecânica dos Fluidos, Transferência de Calor e Transferência de Massa, evidenciam-se as limitações intrínsecas às metodologias alternativas à Fluidodinâmica Computacional.

- A via analítica para a resolução das equações diferenciais de conservação gera soluções exatas. Dadas por perfis de grandezas, tais soluções permitem obter quantidades de interesse em qualquer ponto do domínio considerado. No entanto, casos de escoamento reais, usualmente, se apresentam demasiadamente complexos para que as ferramentas analíticas de solução de EDPs (equações diferenciais parciais) sejam aplicáveis, suscitando-se a consideração de hipóteses simplificadoras que comumente afastam largamente os problemas tratados de suas condições reais.
- Por sua vez, a alternativa experimental, apesar de altamente relevante por fornecer o comportamento fisicamente exibido pelo sistema analisado, implica em restrições que, em geral, dificultam ou inviabilizam seu emprego. Estas

advêm de eventuais custos excessivos incorridos pela necessidade de fabricação ou compra e operação de protótipos em larga escala e de instrumentos de medida, dificultando ou impedindo a condução de estudos paramétricos e de otimização, por exemplo. Ainda, pode-se citar a impossibilidade de reprodução de sistemas muito extensos, de difícil controle ou que acarretam situações de alto risco, o que seria o caso de análises de dispersões de poluentes, processos com radiação e os mais variados cenários acidentais em escalas suficientemente grandes.

Proceder com o uso de técnicas numéricas constitui uma estratégia eficiente para solução das equações governantes. Sendo apropriadamente selecionadas e implementadas, estas técnicas retornam resultados com grande detalhamento a respeito de perfis de propriedades em uma região de interesse. Admitem, também, a inclusão parcial ou total dos aspectos que conferem a complexidade de casos reais, tendo sua acurácia limitada pelos modelos disponíveis e convergência alcançada, sem levar a dispêndios adicionais.[40]

O seu emprego, contudo, não acarreta a dispensa das outras vias de ataque aos problemas de escoamento supracitadas. Pelo contrário, os métodos analíticos e experimentais possuem enorme utilidade, pois se aplicam à validação da formulação numérica da qual se lança mão. Os primeiros fornecem referências para casos de maior simplicidade para comparação dos resultados encontrados com a metodologia numérica. Metodologias experimentais se mostram essenciais para atribuição de confiabilidade ao recurso numérico, servindo à etapa de validação física. (Maliska [40])

## 2.6.2 Etapas da Solução CFD

Na presente seção, apresentam-se os principais procedimentos envolvidos para se obterem soluções com Fluidodinâmica Computacional. Para tanto, faz-se seu agrupamento em três estágios: pré-processamento, solver e pós-processamento. Pacotes comerciais, via de regra, dispõem de interfaces gráficas amigáveis ao usuário que facilitam os passos para consecução das simulações, apesar de, em contrapartida, limitarem o acesso às estruturas de solução implementadas, não admitindo plena manipulação dos recursos que disponibilizam, como modificações de modelos e demais implementações. Para tais intuitos, a opção por códigos open source deve ser considerada.

#### 2.6.2.1 Pré-Processamento

O que se designa de pré-processamento consiste na definição do problema a ser simulado. Deste modo, encontram-se compreendidos neste estágio: a construção

do modelo geométrico representativo do domínio computacional, o que conta com o auxílio de softwares CAD (computer-aided design); a elaboração da malha computacional, resultante da fragmentação (ou discretização) de um domínio contínuo em elementos discretos (células ou subdomínios), aos quais se atribuem pontos nodais responsáveis por armazenar valores locais das variáveis dependentes relativas às equações de conservação então discretizadas, isto é, aproximadas por formulações algébricas vinculadas a cada subdomínio; a seleção da modelagem física a ser empregada, a qual depende da natureza dos fenômenos considerados no sistema; a inclusão de propriedades físico-químicas dos materiais fluidos e sólidos presentes no domínio de cálculo; e a especificação de condições iniciais para a totalidade do domínio e de contorno para as células que coincidem ou tangenciam as regiões de fronteira da geometria considerada[4, 41].

No que tange às malhas computacionais, que merecem especial destaque em função do papel crítico que exercem nas simulações CFD, vale apontar sua classificação em três categorias principais. A saber, têm-se malhas estruturadas, não-estruturadas e híbridas. A primeira classe diz respeito à disposição e formato de elementos em um domínio bidimensional ou tridimensional que apresentam igual número de vizinhos, sujeitando o acesso aos elementos por meio de indexação, o que reduz necessidade de armazenamento. Malhas não-estruturadas não asseguram tal característica, incorrendo em maior demanda de memória, mas possuem a vantagem de pronto ajuste às mais complexas geometrias. Em numerosos casos, o emprego de grades híbridas conduz à obtenção de soluções suficientemente satisfatórias, resultando da combinação entre porções prismáticas estruturadas nas zonas de altos gradientes em dado domínio com parcelas não-estruturadas nas demais regiões em que não se verificam expressivas variações de propriedades[4]. Nas Figuras 2.15a e 2.15b, fornecem-se exemplos de malhas bidimensionais:

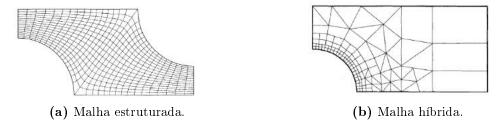


Figura 2.15: Exemplos de malhas computacionais. Adaptado de: Ferziger and Peric [41].

A discretização das equações de transporte mediante sua aproximação por um conjunto de equações algébricas aplicadas aos distintos elementos da malha que se emprega comporta-se de tal forma que os erros numéricos tendam à anulação conforme se amplia a quantidade de partições realizadas no domínio de cálculo. Ao elaborar a malha computacional, deve-se atender ao compromisso entre acurácia da

solução obtida, menor para malhas mais grosseiras em decorrência de maiores erros de discretização, e custo computacional, maior para malhas mais finas em função da maior dimensionalidade dos sistemas lineares resultantes, exigindo capacidades de armazenamento e processamento mais amplas. (Ferziger and Peric [41])

Para tanto, mostra-se imprescindível a realização do que se conhece por teste de independência de malha. Esta avaliação visa a determinar a partir de qual nível de refino de malha as soluções encontradas passam a não se distinguir significativamente, não fazendo sentido aumentar a quantidade de células com o ônus de maiores tempos de simulação para pouca ou nenhuma modificação dos perfis de propriedades. (Ferziger and Peric [41])

#### 2.6.2.2 Solver

Uma vez estabelecido o problema que se deseja simular, passa-se à etapa de solução. Sua condução ocorre por meio de um software no qual se encontra implementado um código para aplicação da metodologia numérica. De modo geral, os pacotes de Fluidodinâmica Computacional se pautam no método dos volumes finitos (FVM – finite  $volumes\ method$ ) para resolução numérica das equações de transporte que regem os processos de escoamento de fluidos e de transferência de calor e de massa em dado sistema[5]. Expressas na forma de equações diferenciais parciais representativas dos balanços entre os processos que contribuem para ampliação ou depleção das propriedades conservadas em cada ponto de um domínio contínuo, as referidas equações de conservação apresentam o formato fornecido para uma grandeza genérica  $\phi$  a seguir:

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \phi \vec{U}) = -\nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi) + S_{\phi}$$
 (2.104)

Em tal formulação, em sendo a variável considerada expressa em base mássica, tem-se, para um volume de controle infinitesimal atrelado a cada ponto do domínio de cálculo, a relação entre a taxa de variação da propriedade que se supõe, dada pela derivada temporal, e os demais termos. Os últimos se associam às taxas de transporte advectivo  $(\nabla \cdot (\rho \phi \vec{U}))$  e difusivo  $(-\nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi))$ , vinculadas aos mecanismos de transporte de carreamento pelo escoamento e originário do gradiente da propriedade, respectivamente, e de geração ou consumo da grandeza  $(S_{\phi})$ , a qual define o chamado termo fonte.

#### 2.6.2.3 Pós-Processamento

Tão relevante quanto à execução da solução numérica, a visualização e manipulação dos resultados obtidos viabilizam a realização das análises que se valem do campo de escoamento determinado em uma região de interesse. Encontram-se compreendidas na etapa final de um estudo de simulação CFD, o pós-processamento, atividades

que incluem, por exemplo, plotagens de vetores, linhas de contorno, superfícies tridimensionais, trajetória de partículas entre outras. (Versteeg and Malalasekera [5])

#### 2.6.3 Método FVM

A metodologia de volumes finitos se caracteriza por sua formulação ser tal que haja garantia da conservação das grandezas físicas em cada elemento resultante da discretização de um domínio contínuo. Para tanto, sua implementação se baseia nos procedimentos enumerados como se segue: (Versteeg and Malalasekera [5])

- Definição e discretização do domínio de cálculo pela elaboração da malha computacional.
- Integração das equações de conservação em cada volume de controle constituinte da malha.
- Emprego de métodos de integração numérica para aproximar as integrais dos termos volumétricos em função dos valores nodais das propriedades e dos temos superficiais pelos valores calculados nas fronteiras dos subdomínios.
- Discretização dos termos difusivo e advectivo avaliados nas interfaces das células mediante sua aproximação por expressões algébricas em função dos valores tomados nos pontos nodais da malha com o uso de esquemas de interpolação.
- Montagem e solução do sistema linear de equações algébricas decorrente da reunião das formas aproximadas das equações de transporte determinadas para cada volume de controle componente da discretização do domínio.

Os softwares de CFD, em geral, admitem a seleção de variadas metodologias de discretização dos termos temporal, difusivo e advectivo das equações de transporte. Sua diferenciação se dá em relação à ordem de acurácia das aproximações algébricas a que conduzem, quanto a características relacionadas à estabilidade numérica e, conforme designado por Versteeg and Malalasekera [5], 'transportividade'.

À medida que se incluem termos nas expansões em série de Taylor aplicadas para geração das aproximações, obtêm-se erros de magnitudes cada vez menores, definindo-se esquemas de interpolação para a grandeza tomada e de sua primeira derivada de ordens progressivamente superiores, que recaem em maiores acurácias. As ferramentas de resolução numérica de sistemas lineares se encontram sujeitas à desestabilização durante a execução de suas rotinas iterativas, o que leva à divergência do procedimento. (Versteeg and Malalasekera [5])

Os esquemas de discretização, para assegurar a estabilidade numérica em suas aplicações, devem garantir graus suficientemente elevados de dominância diagonal

das matrizes dos coeficientes dos sistemas lineares a serem resolvidos. Isto acontece tornando maiores os coeficientes da diagonal principal frente aos demais elementos nas respectivas linhas. A seleção da abordagem de discretização, ainda, necessita ser compatível ao caráter predominante no escoamento em exame no que tange aos mecanismos de transporte, ou seja, considerar a maior ou menor magnitude de processos difusivos, que tendem a espalhar a propriedade em todas as direções, em relação ao transporte advectivo, que orienta a propagação de dado campo no sentido do fluxo desenvolvido. (Versteeg and Malalasekera [5])

## 2.6.4 Algoritmo de Solução

São dois os principais algoritmos de solução numérica do sistema de equações resultantes da aplicação do método FVM: pressure-based e density-based. Ambas as metodologias calculam o campo de velocidade a partir da equação do momentum. O solver density-based determina com a equação da continuidade o campo de densidade, extraindo a distribuição de pressão mediante uma equação de estado. No método pressure-based, por outro lado, é realizada a manipulação envolvendo as equações da continuidade e do momentum para obter-se uma equação de correção da pressão, da qual se avalia o campo de pressão. (Ansys [35])

Nas Figuras 2.16a e 2.16b, são fornecidas esquematizações dos passos seguidos com os tipos de algoritmo pressure-based segregado e acoplado. Verfica-se que a diferença entre as abordagens está em utilizar a equação da continuidade para correção da pressão já se tendo resolvido a equação do momentum para estimativa do campo de velocidade no passo iterativo corrente (segregado) ou solucionar simultaneamente as equações da continuidade e do momentum gerando distribuições de pressão e de velocidade conjuntamente (acoplado). A vantagem de empregar-se o algoritmo acoplado consiste na maior taxa de convergência, ou seja, em requerer-se um menor número de iterações. Por outro lado, resolvendo em concomitância pressão e velocidade, são incorridas maiores demandas de armazenamento, o que desacelera o processo de solução. (Ansys [35])

# 2.7 Planejamento Experimental

## 2.7.1 Introdução

As estratégias de planejamento estatístico de experimentos consistem em conjuntos de ferramentas estatísticas para a elaboração de desenhos experimentais com a finalidade de se avaliar a influência de variáveis sobre determinadas respostas em um sistema de interesse. Em particular, com o emprego de tais técnicas, procura-se

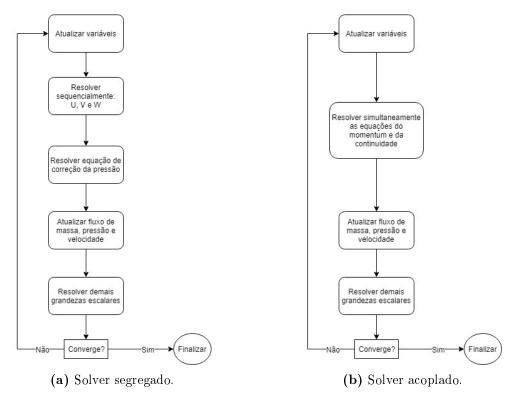


Figura 2.16: Algoritmo pressure-based. Adaptado de: Ansys [35].

obter modelos de regressão descritivos do comportamento de tais respostas considerando as influências tanto individuais quanto mútuas dos diferentes fatores tomados na análise, bem como o impacto da variabilidade originária dos erros experimentais, aspectos usualmente negligenciados ao se optar por análises do tipo univariável. (Calado [42])

Há diversas vantagens que motivam a opção pelo uso do planejamento experimental ao se conduzir uma investigação que objetive o aprimoramento de dado processo ou material, identificando-se especificações e limites apropriados para suas condições operacionais ou de fabricação. (Calado [42])

Como principais vantagens, apontam-se: o uso de técnicas que aliam informações confiáveis minimizando o empirismo dos métodos de tentativa e erro; a redução no número de ensaios e da necessidade de réplicas; a análise simultânea dos efeitos de todas as variáveis consideradas; a possibilidade do tratamento de mais de uma resposta concomitantemente, admitindo o objetivo de otimização; e a avaliação do erro experimental.

O emprego da metodologia de planejamento de experimentos se encontra subsidiado em uma serie de estágios bem definidos associados à problemática em si que se investiga e à estrutura do método estatístico que se sucederá. Uma vez estabelecido o problema, aclarando-se o objetivo a ser atingido, indicam-se as variáveis dependentes ou respostas, os fatores ou variáveis independentes que se julga influenciar significativamente as primeiras (o que é corroborado ou não após os resultados), os níveis destes, atrelados aos limites delimitadores da região a ser submetida à análise, eventuais restrições à quantidade de ensaios e o quantitativo de réplicas que se realizará. Seleciona-se, assim, o tipo de planejamento que se apresenta mais apropriado ao caso em estudo, seguindo-se com a construção da matriz de experimentos, condução dos ensaios e análise estatística dos resultados obtidos. Avalia-se, por fim, a consecução da meta delineada inicialmente, sendo possível que se conclua pela reformulação do problema em termos de escolha dos fatores e/ou de seus níveis. (Calado [42])

#### 2.7.2 Análise de Variância

Nesta seção, apresenta-se a conceituação estatística que constitui a fundamentação para se processar o emprego das diferentes técnicas de planejamento de experimentos. Particularmente, introduz-se a maior porção do ferramental matemático tomando-se uma regressão linear hipotética por razões de simplicidade, avançando-se com o fornecimento de demais definições pertinentes a modelagens multivariáveis, assim como com a elucidação dos procedimentos seguidos para fins de validação estatística das relações determinadas entre variáveis resposta e os fatores em um planejamento. Os passos empregados se baseiam naqueles seguidos por Montgomery (2001) e Calado e Montgomery (2003).

Sejam duas variáveis y e x cuja relação de linearidade se deseja investigar mediante a execução de observações em testes. Para tal, a partir de uma amostragem, plotam-se os dados coletados nas experimentações e calcula-se o chamado coeficiente de correlação linear de Pearson (r). Quanto mais próximo da unidade em módulo for, mais fortemente as grandezas tomadas se correlacionam segundo a forma funcional em consideração, no caso, linear. Somente a obtenção de tal parâmetro não se mostra suficiente para que se prove a existência de uma dependência linear real entre x e y. Para o modelo construído, necessita-se de testes de hipóteses para averiguação das significâncias estatísticas de seus parâmetros componentes e sua validação. A aplicação destes se dá mediante a condução de uma análise de variância, com a qual se determinam os erros entre o modelo proposto e a distribuição empírica.

Denotando por  $y*_i$  a i-ésima observação,  $y_i$  o valor correspondente encontrado com o modelo e  $\overline{y_i}$  a média das observações, sendo o valor fornecido pelo modelo no caso de não existir dependência com a variável independente, seguem-se as definições de soma quadrática, medida que se utiliza a fim de representar a variabilidade, isto é, os erros associados.

Dado o conjunto formado pelos pontos experimentais e previsões a partir do modelo de regressão ajustado, tem-se a soma quadrática total do sistema sendo

aferida pelo somatório dos quadrados das discrepâncias entre as observações e a média de sua distribuição:

$$SQ_T = \sum_{i} (y *_i - \overline{y *_i})^2 \tag{2.105}$$

Calcula-se, também, a soma quadrática para a regressão realizada, a qual expressa o desvio entre as predições do modelo obtido e a média das observações:

$$SQ_{RL} = \sum_{i} (y_i - \overline{y*_i})^2 \tag{2.106}$$

Atribui-se tal medida de variabilidade aos resíduos da regressão a partir da diferença entre as somas quadráticas total e da regressão:

$$SQ_{RES} = SQ_T - SQ_{RL} (2.107)$$

Vale notar que o resíduo da regressão se desmembra em duas contribuições: o lapso de ajuste e discrepâncias intrínsecas à reprodutibilidade. Esta define o chamado erro puro, e sua estimativa isolada ocorre por meio de réplicas, comumente, feitas em um único grupo de tratamentos do planejamento, o ponto central.

Para a consecução dos testes de hipóteses supraditos, procede-se calculando os termos quadrados médios (QM), o que se faz pela divisão das somas quadráticas pelos respectivos números de graus de liberdade na análise, sendo o total destes dado pelo número de ensaios descontado em uma unidade. Em posse de tais informações, executa-se o teste propriamente dito lançando mão da estatística F, em que se comparam os valores de F calculado e tabelado, rejeitando-se H0 se o primeiro superar o segundo, ou avaliando o p-valor em relação ao nível de significância adotado. Equivalentemente, admite-se a seleção para hipótese nula com vistas a se aferir a validade de um modelo a anulação de seus parâmetros (representação da distribuição por uma reta posicionada na média das observações)

$$F_{calc} = \frac{QM_{RL}}{QM_{RES}}$$
$$F_{calc} = \frac{QM_{FA}}{QM_{RES}}$$

Em que o subscrita 'FA' se refere à falta de ajuste, uma das parcelas da variabilidade atrelada aos resíduos da regressão conforme já definido anteriormente.

A razão entre as somas quadráticas da regressão e total consiste no coeficiente de determinação,  $R^2$ , e representa o percentual da variação total do sistema que é

explicado pelo modelo formulado.

$$R^2 = \frac{SQ_{RL}}{SQ_T} \tag{2.108}$$

Em se tratando de problemas multivariáveis, com ampla frequência, avaliamse os chamados efeitos relacionados aos fatores do planejamento, que abarcam as influências sobre as variáveis de resposta tomadas correspondentes às variáveis independentes individualmente e às suas interações para diferentes ordens. A magnitude e o sinal dos efeitos, determinados a partir das observações levantadas para os distintos tratamentos do planejamento, indicam a dominância dos impactos exercidos pelos fatores aos quais se vinculam e as naturezas destes, isto é, se acarretam o aumento ou a redução das variáveis dependentes. (Calado [42], Montgomery [43])

Pautando-se nos efeitos calculados, obtêm-se os coeficientes do modelo que se ajusta, as somas quadráticas e, com estas e os números de graus de liberdade, os termos quadrados médios, o que viabiliza a consecução dos testes de hipóteses. Estes devem ser desempenhados verificando a significância estatística de cada parâmetro constituinte do modelo e a validade de toda a descrição fornecida pela regressão. (Calado [42], Montgomery [43])

Com vistas a se verificar a confiabilidade estatística de uma proposta de regressão de dados experimentais, cumpre ressaltar a imprescindibilidade de que os resíduos se encontrem distribuídos normal e independentemente. Consegue-se atestar tal critério, dentre outros métodos, por intermédio da plotagem dos resíduos de determinada distribuição em função dos valores previstos das variáveis dependentes ou daqueles assumidos pelas variáveis independentes, atentando para ocorrência de um arranjo aleatório que não sugiram alguma tendência, tal como crescimento, decréscimo, oscilação etc. (Calado [42], Montgomery [43])

# 2.7.3 Planejamento Fatorial

Refere-se à técnica de planejamento estatístico de experimentos que consiste no emprego de todas as possíveis combinações entre níveis para as variáveis independentes consideradas, identificadas como fatores. (Calado [42], Montgomery [43])

Sejam n o número de níveis e k o número de variáveis tomado. Tem-se como quantidade de ensaios a serem executados a fim de se recobrir a totalidade dos agrupamentos fatoriais  $n^k$ . Em tal caso, é dito ter-se um planejamento do tipo n-k. Para fins de exemplificação, considere um planejamento do tipo 2-2. O número de corridas experimentais é quatro. Representa-se a matriz de experimentos conforme a esquematização disponibilizada na Figura 2.17.

Com tal técnica de delineamento experimental, resultam ajustes lineares para as distribuições de interesse, descritos pela formulação genérica de um caso 2-2 abaixo.

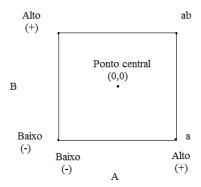


Figura 2.17: Esquema de tratamentos de um planejamento fatorial completo do tipo 2-2. Adaptado de: Hammes et al. (2015)

Graficamente, as representações correspondentes se tratam de planos. Em função de tal limitação, torna-se imperativo que se execute, além de réplicas no ponto central em quantidade suficiente para conferir confiabilidade às informações quantitativas advindas dos resultados obtidos no planejamento, uma análise de curvatura, a qual averígua a admissibilidade da descrição dos dados empíricos linearmente pela indicação da necessidade ou não de inclusão de termos de maior ordem no modelo de regressão que se propõe.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_{12} x_{12} + \epsilon \tag{2.109}$$

## 2.7.4 Delineamento Composto Central

Trata-se de uma técnica de planejamento de experimentos que admite a obtenção de modelos quadráticos relacionando respostas e fatores, sendo, então, uma opção viável quando o objetivo da pesquisa que se considera consiste em encontrar uma região de maximização ou minimização das variáveis dependentes, isto é, em otimização. Este não é o caso dos modelos lineares como aqueles fornecidos por planejamentos fatoriais com dois níveis. (Calado [42], Montgomery [43])

A montagem do desenho experimental parte da matriz referente a um planejamento fatorial completo de dois níveis, que deve conter, ao menos, um ponto central, englobando pontos axiais, cada um dos quais caracterizando-se por todas as variáveis serem avaliadas no centro, à exceção de uma, a qual se encontra em um nível . As variações existentes para a seleção dos pontos axiais definem os diferentes tipos de delineamento composto central, em que assume um valor situado entre 1 e  $\sqrt{\alpha}$ . A Figura 2.18 contém uma representação esquemática da composição de tratamentos para um delineamento composto central de dois fatores e  $\alpha = \sqrt{2}$ .

Segundo Box, Hunter e Hunter (2005), uma superfície de resposta deve ser rotacionável, o que se caracteriza por iguais estimativas de variâncias para predições

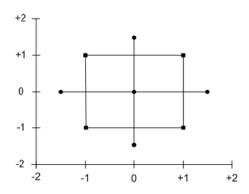


Figura 2.18: Esquema de um delineamento composto central rotacional.

fornecidas pelo modelo de segunda ordem ajustado para pontos situados a mesma distância do centro da região de análise tomada. Para tal, especifica-se o nível axial por  $\alpha = \sqrt[4]{2^k}$ .

# Capítulo 3

# Metodologia

## 3.1 O Hidrociclone Base

### 3.1.1 Seleção e Descrição

O procedimento inicialmente seguido consistiu em definir uma geometria básica para o hidrociclone, a partir da qual se averiguaram os impactos de modificações em algumas das variáveis geométricas sobre o desempenho do separador. Neste sentido, foi tomado como base um hidrociclone com 10 cm de diâmetro que apresenta as proporções geométricas da família Bradley. Segue sua esquematização (Figura 3.1):

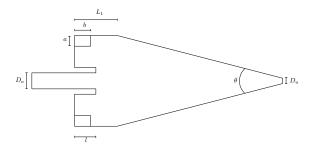


Figura 3.1: Esquema da geometria base do hidrociclone.

Uma vez definido o diâmetro exibido pela porção cilíndrica do equipamento (no caso,  $D_c = 10$  cm), a aplicação das relações para família Bradley conduz, imediatamente, às demais dimensões, nomeadamente: diâmetro de overflow  $(D_o)$ , altura do vortex finder (l), altura do corpo cilíndrico  $(L_1)$ , diâmetro de inflow  $(D_i)$  e ângulo da seção cônica  $(\theta)$ . O diâmetro de underflow, contudo, não se encontra amarrado pelo conjunto de razões geométricas. Para o valor que lhe é atribuído, a altura do dispositivo é calculada respeitando o ângulo  $\theta$  já especificado.

Como modificação do aspeto geométrico básico de um hidrociclone Bradley clássico, fez-se a consideração de dupla entrada com formato retangular. Estas alterações se respaldam em diferentes estudos que mostram a formação de um escoamento secundário no núcleo do hidrociclone estável e alinhado com o eixo longitudinal e

desempenhos mais satisfatórios com entradas retangulares no lugar de cilíndricas, apesar de as primeiras serem de mais difícil usinagem[3, 44, 45].

Especificaram-se as dimensões para cada duto de entrada de modo que a área total se igualasse à área de seção transversal para a forma cilíndrica, considerando a admissão de metade da vazão volumétrica original e mantendo a mesma velocidade superficial que a da tubulação com o diâmetro  $D_i$ . Ainda, foi utilizada uma proporção de  $\frac{1}{2}$  entre os lados perpendicular e paralelo ao eixo central do equipamento. Na Tabela 3.1, relacionam-se as dimensões atribuídas ao hidrociclone base.

<b>Tabela 3.1:</b> Valores das variáveis geométricas do hidrociclor
---

Variável geométrica	Medida
$D_u$	$10,0   {\rm cm}$
$D_u$	$1,0~\mathrm{cm}$
$D_o$	$2,0~\mathrm{cm}$
l	$3,3~\mathrm{cm}$
$L_1$	$5.0~\mathrm{cm}$
a	$0.88~\mathrm{cm}$
b	$1,76~\mathrm{cm}$
heta	$\partial_{f O}$

## 3.1.2 Condições Operacionais

Para determinação dos cenários de operação a serem considerados para o hidrociclone, as seguintes quantidades devem ser especificadas: vazão volumétrica de alimentação (calculada com base na velocidade de entrada utilizada, 6  $ms^{-1}$ ), propriedades físico-químicas das fases envolvidas e concentração de disperso na corrente a ser tratada. Os valores então definidos para tais grandezas utilizados na configuração geométrica do equipamento se encontram na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Condições operacionais para design

Propriedade	Valor
Densidade da fase dispersa $(g/cm^3)$	1,03
Densidade da fase contínua $(g/cm^3)$	0,9
Viscosidade da fase contínua (cP)	$^{2,0}$
Velocidade de alimentação $(m/s)$	6,0
Concentração volum. da fase dispersa (%)	10,0

A priori, para fins de dimensionamento com a técnica de planejamento experimental, um cenário hipotético qualquer poderia ser tomado, desde que não fosse

tão discrepante das condições tipicamente observadas no processo em que o equipamento em questão operaria. Conforme já mencionado, consideram-se sistemas de processamento *subsea* em campos do Pré-Sal de exploração recentemente iniciada, justificando relativamente baixas densidade e viscosidade para o óleo, fase contínua da dispersão processada.

O conjunto de variáveis geométricas do hidrociclone que a metodologia de projeto em questão retorna, dentro das restrições de análise tomadas, deve corresponder a condições de maior extensão do processo de separação qualquer que seja o cenário operacional. Não é esperado que aplicações do procedimento para outras velocidades de alimentação, teores de disperso e propriedades físicas conduzam a dimensionamentos distintos. Obviamente, faz-se referência a variações nos cenários de operação que não sejam bruscas o bastante para que a caracterização do sistema multifásico em tratamento sofra mudanças abruptas, particularmente no que tange à condição de carregamento com particulado.

Frente às comumente elevadas temperaturas com as quais a produção fluida alcança a cabeça de poços e à frequência tipicamente alta de óleos de graus API superiores ao do óleo hipotético definido ocorrendo em campos do Pré-Sal, complementouse a investigação realizada com avaliações do hidrociclone resultante da seleção de design submetido às condições modificadas elencadas na Tabela 3.3:

Tabela 3.3: Cenários modificados de avaliação do hidrociclone projetado

Modificação	Propriedade	Valor	
1	Densidade da fase contínua $(g/cm^3)$	0,85	
2	Viscosidade da fase contínua (cP)	1,0	

Em face à relativamente limitada extensão de investigações dedicadas à avaliação da separação ciclônica de dispersões do tipo sendo apreciado, (A/O), a definição do teor aquoso da mistura submetida ao tratamento merece especial atenção. A fim de se proceder com o estudo de simulação numérica via CFD do equipamento em questão, constatou-se que, como já bem consolidado na literatura e no meio industrial, em sendo o escoamento desenvolvido no interior de hidrociclones submetido a tensões cisalhantes de altas magnitudes, a dispersão com qualquer fração de água dispersa, tipicamente, se comportaria tal qual um fluido newtoniano no processamento. Particularmente, para a especificação de 10%, conforme avaliado por Wong et al. (2015) em seu estudo a respeito da reologia de emulsões de água em óleo cru leve, o caráter newtoniano ocorre para tensões superiores a 200  $s^{-1}$ . Este é um valor facilmente ultrapassado nas operações típicas dos separadores ciclônicos.

Trata-se, então, de uma escolha compatível à opção pelo emprego em instalações em campos novos, que possuem reduzidos teores de água nos fluidos produzidos, e

que não incorre em maiores graus de complexidade na modelagem a ser utilizada. Espera-se, ainda, que esta seja uma abordagem conservadora no sentido de que, com o incremento da fração de água alimentada à medida que o reservatório petrolífero amadureça, efeitos líquidos de coalescência contribuam para a separação, apesar de processos de quebra e coalescência das gotas não estarem sendo considerados neste trabalho.

#### 3.1.3 Geometria

Para a elaboração do domínio computacional referente ao modelo básico definido para o hidrociclone, lançou-se mão do software DesignModeler® v18.0 da Ansys®. Na Figura 3.2, exibe-se a geometria resultante.

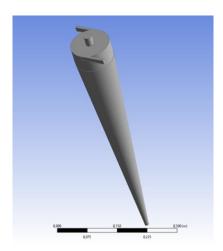


Figura 3.2: Geometria do hidrociclone base.

#### 3.1.4 Teste de Malha

A condução do teste de malha, necessário para definição do grau de refinamento da discretização que concilie independência numérica quanto à malha empregada e custo computacional incorrido, que se traduz no tempo requisitado para consecução das simulações, ocorreu mediante a avaliação de três níveis de refino. A Tabela 3.4 reúne as malhas consideradas com os respectivos quantitativos de nós (ou pontos nodais).

Tabela 3.4: Malhas utilizadas no teste de independência

Identificação	${ m N}^{{ m o}}$ de nós
Malha 1	226.323
Malha 2	558.988
Malha 3	901.660

Vale notar que se empregaram malhas do tipo estruturada, consistindo de hexaedros. Para sua construção, utilizou-se o software gerador de malhas da Ansys® ICEM CFD® v18.0. Buscou-se assegurar restrições de parâmetros e qualidade a fim de se evitar um alto comprometimento da convergência numérica das simulações. Especificamente, a razão máxima entre comprimentos de arestas que se interceptam em cada vértice (inferior a 100), razão de variação de volume dos elementos da malha (inferior a 5) e skewness (inferior a 0,7), parâmetro associado à deformação dos elementos. Na Figura 3.3, apresenta-se, em maiores detalhes, a zona superior da malha 2, incluindo tubo de overflow, entradas e seção cilíndrica.

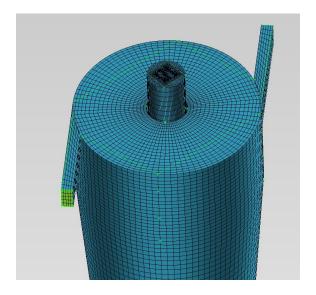


Figura 3.3: Porção superior da malha 2.

A execução propriamente dita do teste de independência de malha se deu mediante a realização de simulações para os graus de discretização então considerados, cujas configurações são abordadas posteriormente. Em particular, compararam-se o comportamento fluidodinâmico expresso pelos perfis de velocidade tangencial em diferentes localizações ao longo do eixo central do hidrociclone e os resultados macroscópicos acerca da desempenho do equipamento. Estes se traduzem pelos valores de eficiência granulométrica e razão de fluido. Na Figura 3.4, indicam-se as posições onde se situam as linhas nas quais ocorreu a avaliação dos perfis citados.

# 3.2 Planejamento Experimental

Conforme já apresentado, com o presente projeto, tem-se a finalidade de desenvolver um hidrociclone para segregar as fases aquosa e oleosa de dispersões do tipo água em óleo. Recai-se, assim, em um problema de dimensionamento que se pretende atacar por meio do recurso do planejamento de experimentos.

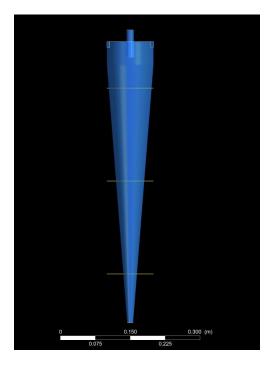


Figura 3.4: Locais de avaliação do perfil de velocidades (linhas amarelas).

Especificam-se como variáveis de resposta, que devem constituir as funções objetivo para o sistema em análise, a eficiência de separação granulométrica (G) e a razão de fluido  $(R_f)$ , as quais exprimem a capacidade separativa do equipamento para um conjunto de condições definidas. Tais quantidades se mostram antagônicas no sentido de que se almeja favorecer a primeira e reduzir a segunda.

As variáveis independentes, de decisão, cuja influência sobre as respostas se avalia, restringiram-se aos diâmetros das saídas de *overflow* e de *underflow* do dispositivo, mantendo-se inalteradas as demais grandezas geométricas do modelo básico selecionado de hidrociclone. Como limites inferior e superior, ou níveis, para os fatores então selecionados no planejamento, tomaram-se as extremidades dos intervalos relacionados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5: Níveis dos fatores para o delineamento.

Fator	Nível mínimo (cm)	Nível máximo (cm)	Nível mínimo codificado	Nível máximo codificado
Do	0,372	2,628	-1,41	+1,41
Du	0,295	1,705	-1,41	+1,41

Já a técnica particularmente empregada consistiu no delineamento composto central rotacional, ou, abreviadamente, DCCR, uma das possíveis abordagens para casos de otimização.

Apesar de a técnica DCCR permitir a resolução de problemas otimização, é razoável que se questione a consecução real do objetivo de otimizar. O que se alcança de maneira propriamente dita é a otimização das funções polinomiais de segunda ordem ajustadas aos tratamentos utilizados no planejamento, que, evidentemente,

contemplam discrepâncias quanto à variabilidade do sistema representada pelo modelo estatístico. O resultado retornado por esta metodologia pode compor condições iniciais de técnicas de otimização que envolvam a manipulação direta dos dados das simulações ou já serem implementados ao se reconhecer as limitações de tempo e custo computacional para execução das simulações de hidrociclones, envolvendo campos de escoamento tridimensionais, turbulentos e multifásicos, com interações entre fases se dando mutuamente.

### 3.2.1 Matriz de Experimentos

Uma vez estabelecida a problemática à qual se emprega o planejamento de experimentos, segue-se com a definição da matriz de ensaios a serem desempenhados, função do tipo de delineamento aplicado. Em se tratando de um DCCR, as corridas abrangem tratamentos associados à totalidade dos casos fatoriais acrescentada dos pontos axiais e de um ponto central, contabilizando-se 9 experimentos. Sendo um planejamento rotacional, os níveis axiais são dados por +1,41 e -1,41, ou, em valores reais, 2,628 cm e 0,372 cm para  $D_o$  e 1,705 cm e 0,295 cm para  $D_u$ . É válido notar que não se incluem réplicas no ponto central a despeito de sua relevância para a confiabilidade estatística em razão de a metodologia de análise consistir em simulações computacionais, as quais fornecem resultados invariáveis para um conjunto fixado de condições.

A Tabela 3.6 sumariza a matriz de ensaios de simulação executados para aplicação do DCCR:

Tratamento	Nível – Do	Nível – Du	Nível – Do (real) (cm)	Nível – Du (real) (cm)
HC1	+1	-1	2,300	0,500
HC2	+1	+1	$2,\!300$	$1{,}500$
HC3	-1	-1	0,700	$0{,}500$
HC4	-1	+1	0,700	$1{,}500$
HC5	+1,41	0	2,628	1,000
HC6	-1,41	0	$0,\!372$	1,000
HC7	0	+1,41	$1,\!500$	1,705
HC8	0	-1,41	1,5	$0,\!295$
HC9	0	0	1,5	1,000

Tabela 3.6: Desenho experimental.

Para o processamento das análises estatísticas subsequentes ao levantamento de dados com a realização dos ensaios, utilizou-se o software Statistica® v12.0.

#### 3.2.2 Geometrias

A partir do desenho de experimentos definido, elaboraram-se as geometrias correspondentes a cada corrida do planejamento. Para cada uma destas, construiu-se uma malha computacional com o nível de refino resultante do teste de malha para se suceder com as simulações propriamente ditas. Visou-se, evidentemente, a determinar os valores correspondentes aos pontos da matriz experimental das respostas cujos comportamentos em relação a  $D_o$  e  $D_u$  se deseja modelar.

# 3.3 Simulações

A seguir, apresentam-se as configurações utilizadas para a realização das simulações. Estas se atrelam às definições do pré-processamento, englobando, então, modelagem fenomenológica, condições de contorno e especificações ligadas às metodologias numéricas de solução. Em seguida, enumeram-se as variadas simulações conduzidas para a obtenção dos resultados do presente projeto. Vale indicar que, para realizálas, fez-se uso do software Fluent® v18.0, também da Ansys®.

A definição das configurações das simulações obedece a uma sequência característica de seleções. Inicialmente, aplicou-se a opção de tratamento estacionário para cada simulação. Uma vez inseridos os materiais constituintes do sistema a ser modelado e aplicados os respectivos valores de propriedades, os quais, no caso, correspondem à água salgada e óleo, prossegue-se com a determinação da modelagem matemática do problema. Para tanto, ativam-se as formulações relativas ao modelo de turbulência que se emprega e ao tratamento multifásico utilizado, consistindo, para as simulações desempenhadas em questão, no dos tensores de Reynolds (com 7 equações de transporte) e na abordagem Euleriana-Euleriana bifásica implícita, especificando-se óleo como a fase primária (contínua) e água como a fase secundária (dispersa), respectivamente, e adotando-se as interações multifásicas dadas pelas forças de massa virtual e de arraste (lei de Schiler-Naumann). Em meio a tais escolhas, estabelece-se o conjunto de equações governantes do escoamento a serem resolvidas, que incluem continuidade, equações RANS para cada fase e equação para fração volumétrica da fase dispersa.

Tendo-se determinado a modelagem para o problema, a etapa que segue diz respeito à especificação das condições de contorno (Figura 3.5). Necessitam-se de 5, uma para cada porção da fronteira do hidrociclone modelado; a saber, as duas seções de entrada, as saídas de overflow e underflow e a parede, que compreende as demais partes do contorno. Para as entradas, fixou-se a velocidade de escoamento como uniforme a 6 ms<sup>-1</sup> e a fração volumétrica de água em 10%. Nas saídas, especificou-se pressão manométrica em 0 Pa, para caracterizar abertura à pressão atmosférica, e fluxo reverso consistindo puramente de óleo, o que se trata de uma simplificação para o presente caso, uma vez que, como consequência da baixa pressão atingida na vizinha do eixo central do hidrociclone, é comum a formação de um núcleo de ar — o chamado air core —, cuja consideração nas simulações feitas requisitaria uma

modelagem de escoamento trifásica. Na parede, utilizou-se a condição de aderência para ambas as fases.

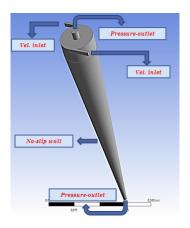


Figura 3.5: Representação das condições de contorno.

No que tange à metodologia numérica, iniciou-se lançando mão da abordagem pseudo-transiente, que se trata de uma estratégia de sub-relaxação implícita, para a condução das simulações estacionárias. Explicitamente, nivelou-se os fatores de sub-relaxação para pressão, momentum, energia cinética turbulenta, taxa de dissipação de energia cinética turbulenta e tensores de Reynolds em 0,4. Adotou-se a formulação coupled para o acoplamento pressão-velocidade, que admite o tratamento pseudo-transiente, e de mínimos quadrados (least squares cell based) para a discretização dos termos difusivos.

No presente trabalho, empregou-se o esquema de interpolação QUICK (Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinects) de Leonard (1979)[46] implementado no solver da Fluent® v18.0 para os termos advectivos das equações de transporte. Como características gerais de sua formulação, destacam-se a utilização de três pontos nodais (em cada direção) relativos a células vizinhas para expressão das propriedades avaliadas nas interfaces dos subdomínios, a apresentação de terceira ordem de acurácia para malhas uniformes e, apesar da estabilidade condicional, a retenção da característica de 'transportividade' por envolver o uso de dois nós na direção upwind e um no sentido downwind. Uma profunda explanação a respeito de suas derivação, aplicação e variações pode ser encontrado em Versteeg and Malalasekera [5], Ferziger and Peric [41].

Vale apontar que a seleção da abordagem pseudo-transiente para alcance do estado estacionário do escoamento em análise se fundamenta nos resultados do estudo de simulação conduzido por Anjos et al. [47]. Foi identificado que, com o regime pseudo-transiente, decorreram resultados com ampla concordância em relação àqueles obtidos pela formulação transiente demandando custos computacionais consideravelmente inferiores.

#### 3.3.1 Etapas do Estudo

O estudo elaborado compreendeu três fases principais descritas detalhadamente na sequência. No primeiro momento, procedeu-se com a aplicação da metodologia para definição das dimensões do hidrociclone projetado, a combinação entre DCCR e CFD. A segunda fase consistiu em obter-se a curva de eficiência granulométrica, descritiva da capacidade separativa do equipamento, após ser verificada a convergência numérica da estratégia de solução e a adequação do regime estacionário sendo simulado face à evolução transiente do campo. Deu-se continuidade à análise com o aprofundamento da modelagem utilizada nas simulações, particularmente em relação aos modelos de turbulência, às interações interfásicas consideradas e às condições de operação empregadas, sendo, então, avaliadas as implicações sobre os parâmetros de desempenho e/ou sobre os perfis de propriedades em seções axiais do hidrociclone.

- Com as configurações supracitadas, executaram-se, na primeira etapa da análise, um total de 18 simulações com modelos de hidrociclone. O teste de malha requisitou três simulações com a geometria básica do equipamento. Já o delineamento experimental realizado compreendeu 9 simulações relativas às corridas fatoriais, ponto central e tratamentos axiais, cada qual com seu modelo geométrico particular (variando em termos de  $D_o$  e  $D_u$ ).
- Subsequentemente, realizou-se uma simulação para avaliação da influência dos resíduos atingidos das equações de conservação na aplicação dos métodos de solução quanto à convergência e mais 5 simulações para observar o desenvolvimento dos perfis de velocidade tangencial em diferentes linhas no decorrer da solução em regime transiente, avaliando-se a razoabilidade da solução estacionária obtida. Cumpre notar que se estenderam tais simulações o suficiente para que a discrepância no balanço de massa de cada fase estivesse inferior a 0,5% em relação à respectiva vazão mássica admitida, o que levou a cerca de 6000 iterações em cada ensaio até o passo de planejamento. Em todos os casos até então, procedeu-se considerando gotas de 50 μm.

Uma vez dimensionado o hidrociclone em desenvolvimento a partir do planejamento, sucederam-se mais 12 simulações nas quais se alterou somente o diâmetro de gota da fase aquosa entre 10 e 120  $\mu m$ , de 10 em 10, para construção da curva de eficiência granulométrica do equipamento, o que viabiliza a previsão de sua performance para quaisquer distribuições de tamanhos consideradas para a corrente alimentada, mantidas demais condições de operação.

 Por intermédio do aprofundamento das simulações CFD com o hidrociclone projetado, visou-se a testar alternativas que reduzissem o custo computacional incorrido, avaliar a resposta do separador em termos de seu desempenho frente a modificações impostas sobre o cenário de operação e discutir em maiores detalhes o comportamento fluidodinâmico do campo de escoamento investigado procurando aprimorar a compreensão deste e a verificar a adequação da modelagem empregada.

Relativamente à modelagem de turbulência, fez-se a averiguação de quatro abordagens. Nomeadamente, têm-se os modelos:  $k-\varepsilon$  standard,  $k-\varepsilon$  realizable,  $k-\varepsilon$  standard — curvature correction e  $k-\varepsilon$  realizable — curvature correction. Ou seja, sucederam-se testes e comparações envolvendo alternativas reduzindo o número de equações de transporte adicionais introduzidas no sistema, passando de 7, conforme feito com o modelo de Gibson & Launder (1978), para duas, pois se tratam de modelos a duas equações.

Tomou-se como padrão para as simulações a inclusão das forças de arraste (Schiller-Nauman) e massa virtual — interações de maior significância identificadas no estudo experimental com um separador *swirl* para separação águaóleo indicado Van Campen [48] — no que tange aos termos de acoplamento de fases na modelagem Euler-Euler.

A visualização dos resultados gerados com as simulações se deu por meio do software de pós-processamento da Ansys® CFD-Post® v18.0.

A realização das simulações então descritas ocorreu nas dependências do Laboratório de Fluidodinâmica Computacional da Escola de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro (LABCFD, EQ/UFRJ), com a utilização de cinco computadores dispondo das configurações e capacidades fornecidas a seguir:

- Processador: Intel(R) Core<sup>TM</sup> i7 CPU 860 @ 2.80 GHz 2.80 GHz.
- Memória RAM: 8,00 GB.
- Tipo de sistema: 64-bit.
- Sistema operacional: Windows 10 Pro versão 1709.

# Capítulo 4

# Resultados e Discussão

#### 4.1 Teste de Malha

Conforme anteriormente enunciado, a realização do teste de independência de malha se baseou tanto na avaliação do perfil de velocidades tangenciais em seções perpendiculares ao eixo central do equipamento em três alturas como na comparação dos resultados associados ao desempenho do processo separativo — a eficiência de separação para o tamanho de gota definido  $(50 \ \mu m)$  e a razão de fluido — para as três malhas construídas com diferentes níveis de refino. Nas Figuras 4.1, 4.2 e 4.3, encontram-se apresentadas as referidas distribuições da componente tangencial do campo de velocidades para a fase contínua.

Na Tabela 4.1, fornecem-se os valores determinados de eficiência granulométrica e razão de fluido para as três malhas em questão, obtidos mediante as taxas mássicas das fases primária e secundária calculadas nas seções de contorno do hidrociclone no próprio solver.

**Tabela 4.1:** Teste de malha: eficiência de separação e razão de fluido

Malha	G (%)	Rf (%)	G' (%)	Erro Relativo à Malha 3 (G) (%)	Erro Relativo à Malha 3 $(R_f)$ (%)
1	32,3	16,6	18,8	8,5	23,9
2	34,8	12,0	25,8	1,4	$10,\!4$
3	35,3	13,4	25,3	-	-

De início, consideram-se os aspectos exibidos pelas distribuições da componente tangencial do campo de velocidade, grandeza de ampla relevância na operação do equipamento por impactar diretamente a intensidade do campo centrífugo gerado. Vale destacar que observam-se perfis axissimétricos, refletindo o desenvolvimento de um campo de escoamento estável em toda a extensão radial do hidrociclone. Esta constatação se mostra coerente com o fato de existirem duas entradas opostamente

posicionadas, conferindo a estabilização mencionada. Identifica-se uma redução significativa da discrepância entre os perfis a partir do segundo nível de refino.

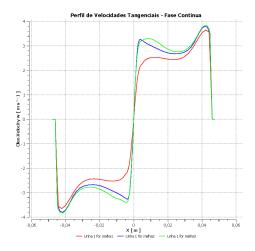


Figura 4.1: Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 1.

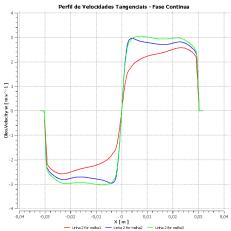


Figura 4.2: Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 2.

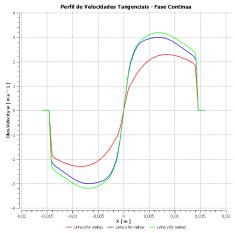


Figura 4.3: Perfis de velocidade para o óleo com as malhas 1, 2 e 3 na Linha 3.

Quantitativamente, corrobora-se esta assertiva pela comparação dos desvios entre picos de velocidade tangencial nas linhas tomadas para as três malhas. Para as linhas 1, 2 e 3, respectivamente, têm-se os máximos de 3,65  $ms^{-1}$ , 2,58  $ms^{-1}$ 

e 2,30  $ms^{-1}$  para a malha 1, de 3,81  $ms^{-1}$ , 2,96  $ms^{-1}$  e 3,04  $ms^{-1}$  para a malha 2 e de 3,83  $ms^{-1}$ , 3,04  $ms^{-1}$  e 3,19  $ms^{-1}$  para a malha 3. Em relação ao maior número de elementos na malha, a diferença no perfil é substancialmente acentuada para a primeira malha e relativamente pequena para a malha com quantidade de nós intermediária, a qual se apresenta aceitável.

Quanto aos parâmetros de desempenho do hidrociclone, um padrão similar ao acima discutido ocorre com respeito a diferença entre os resultados no teste de malha. Relativos à terceira malha, que possui o maior número de elementos, os desvios percentuais nos valores de eficiência granulométrica e razão de fluido são contabilizados em 8,5% e 23,9% para a primeira malha e em 1,4% e 10,4% para a segunda, respectivamente. Efetuando-se a mesma averiguação para a eficiência reduzida, quantidade que mede isoladamente o poder de separação do dispositivo pela remoção do efeito advindo da existência de uma razão de fluido, segue que os valores destoam em 25,7% para a malha 1 e 2,0% para a malha 2. Em meio a tais comparações, conclui-se por não ser razoável a malha com menor número de nós para sequência do estudo de simulação e pelo fato de que, empregando a segunda malha, ainda que de forma reduzida, superestima-se a capacidade separativa do dispositivo.

No entanto, dada a complexidade do sistema simulado, deve-se fazer menção aos custos computacionais demandados para os diferentes níveis de refino. São requisitadas por volta de 10 horas, 24 horas e 4 dias para as malhas 1, 2 e 3 alcançarem o critério de convergência em termos de fechamento de balanço de massa, respectivamente. Fica evidente a admissibilidade de se prosseguir com a segunda malha, que dispõe de cerca de 560 mil pontos nodais, dado seu menor tempo de simulação e as suas relativamente baixas discrepâncias comparativamente à malha de 900 mil nós, tanto em relação ao perfil de velocidade tangencial quanto, ainda mais relevante, as grandezas de performance.

# 4.2 Planejamento Experimental

Como já mencionado no segundo capítulo, conduziram-se as simulações correspondentes às corridas do desenho experimental, de acordo com a técnica de delineamento composto central rotacional. Na Tabela 4.2, sumarizam-se os valores calculados das variáveis de respostas eficiência granulométrica e razão de fluido diretamente a partir dos resultados das simulações referentes ao total de 9 tratamentos. Vale ressaltar a consideração do diâmetro de gota de água de 50  $\mu m$  em todos os ensaios executados.

Em meio a este conjunto de dados, sucederam-se as etapas de avaliação estatística, com as quais, em última análise, se pretende identificar modelos de correlação descritivos do comportamento das respostas em função das variáveis de decisão do projeto,  $D_o$  e  $D_u$ . Uma vez inseridos os dados do planejamento no software esta-

tístico utilizado, procedeu-se com o emprego de uma análise de efeitos para cada uma das variáveis dependentes com a finalidade de ajuste do modelo de regressão decorrente do DCCR pela retenção dos parâmetros considerados significativos. Subsequentemente, aplicou-se uma análise de variância para cada um dos modelos com o objetivo de atestar sua validade. Por fim, foram verificadas as características de normalidade e aleatoriedade dos resíduos das regressões definidas.

Tabela 4.2: Matriz de experimentos após as corridas.

Tratamento	$\mathbf{Nivel} - D_o$	$\mathbf{Nivel} - D_u$	$egin{aligned} \mathbf{Nivel} - D_o \ \mathbf{(real)} \ \mathbf{(cm)} \end{aligned}$	$egin{aligned} \mathbf{Nivel} - D_u \ \mathbf{(real)} \ \mathbf{(cm)} \end{aligned}$	$\mathrm{G}(\%)$	$R_f(\%)$
HC1	1	-1	2,300	0,5	8,9	1,1
HC2	1	1	2,300	1,5	46,7	20,1
HC3	-1	-1	0,700	0,5	56,1	$36,\!8$
HC4	-1	1	0,700	1,5	96,1	86,1
HC5	$+1,\!41$	0	2,628	1,0	18,6	4,9
HC6	-1,41	0	$0,\!372$	1,0	98,7	$90,\!6$
HC7	0	$+1,\!41$	$1,\!500$	1,705	80,3	58,8
HC8	0	-1,41	$1,\!500$	$0,\!295$	13,2	$^{2,5}$
HC9	0	0	1,500	1,0	53,2	29,2

#### 4.2.1 Eficiência Granulométrica

Os estágios da aplicação da análise de efeitos ao modelo de regressão determinado para a resposta eficiência granulométrica se encontram ilustrados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Análise de efeitos para eficiência granulométrica.

	Fator	Efeito	Erro Padrão,	t(3)	p	-95,%	$+95,\!\%$	Coeficiente	r	$\mathbb{R}^2$
	Mean/Interc,	53,1825	4,982388	10,6741	0,001758	37,3263	69,0387	53,1825		
	$(1)D_o$ (L)	$-52,\!5496$	$3,\!528458$	-14,8931	0,000657	-63,7787	-41,3205	-26,2748		
Caso 1	$D_o$ (Q)	5,0963	5,863010	$0,\!8692$	0,448676	-13,5624	23,7551	2,5482		
Caso 1	$(2)D_u$ (L)	43,2266	$3,\!528458$	$12,\!2508$	0,001171	31,9975	54,4557	$21,\!6133$	0,97898	0,99212
	$D_u$ (Q)	-6,8082	5,863010	-1,1612	0,329556	-25,4669	11,8505	-3,4041		
	1L por $2L$	-1,0881	4,982565	-0,2184	0,841143	-16,9449	14,7686	-0,5441		
	Mean/Interc,	53,1825	4,349036	12,2286	0,000257	41,1076	65,2574	53,1825		
	$(1)D_o (L)$	$-52,\!5496$	3,079927	-17,0620	0,000069	-61,1008	-43,9983	-26,2748		
Caso 2	$D_o$ (Q)	5,0963	5,117715	0,9958	0,375698	-9,1127	19,3054	2,5482	0,98398	0,99199
	$(2)D_u$ (L)	43,2266	$3,\!079927$	14,0349	0,000150	34,6753	51,7778	$21,\!6133$		
	$D_u$ (Q)	-6,8082	5,117715	-1,3303	0,254192	-21,0172	7,4009	-3,4041		
	Mean/Interc,	56,8738	2,272679	25,0250	0,000002	51,0317	62,7159	56,8738		
Caso 3	$(1)D_{o}$ (L)	-52,5496	3,077359	-17,0762	0,000013	-60,4602	-44,6390	-26,2748		
Caso 3	$(2)D_u$ (L)	43,2266	3,077359	14,0467	0,000033	35,3160	51,1372	$21,\!6133$	0,98401	0,9901
	$D_u$ (Q)	-10,0421	3,952057	-2,5410	0,051832	-20,2012	0,1170	-5,0211		
	Mean/Interc,	52,4239	2,001599	26,1910	0,000000	47,5262	57,3217	52,4239		
Caso 4	$(1)D_{o}$ (L)	-52,5496	4,252363	-12,3577	0,000017	-62,9547	-42,1444	-26,2748	0,96947	0,9771
	$(2)D_u$ (L)	43,2266	4,252363	10,1653	0,000053	32,8214	53,6318	21,6133		

Sem a negligência de quaisquer das interações de fatores, têm-se valores elevados

para os coeficientes de correlação (R) e de determinação  $(R^2)$ , dados, respectivamente, por 99,212% e 97,898%. Os dois termos quadráticos e a interação de  $1^a$  ordem entre  $D_o$  e  $D_u$  se apresentam não significativos, tendo em vista as magnitudes dos respectivos valores de p, que superam em demasia o nível de significância adotado para a análise de 5%. Em consonância ao que se espera, prossegue-se removendo um a um os fatores que não se mostram significativos estatisticamente mediante o acompanhamento das qualidades de ajuste e explicação do modelo.

Retirando-se a interação linear entre  $D_o$  e  $D_u$ , verificam-se uma queda inexpressiva em  $R^2$ , que passa a 99,199%, e um leve aumento em R, aumentado para 98,398%. Ainda remanescem dois termos não significativos, que tiveram seus pvalores reduzidos em relação ao cenário de partida. Excluindo-se, agora, o fator  $D_o$  quadrático, resulta um comportamento análogo ao anterior, com R e  $R^2$  se modificando para 98,401% e 99,001%, respectivamente, mas, diferentemente, o termo  $D_u$  quadrático se torna marginalmente significativo, com um p-valor de 5,183%. A fim de se decidir quanto à permanência deste, comparam-se os casos em que está presente e ausente. Já que, para o modelo linear oriundo da eliminação do referido fator, ocorrem quedas relativamente abruptas tanto na explicação ( $R^2 = 97,771\%$ ) como no ajuste (R = 96,947%), opta-se por conservar o termo proporcional a  $D_u^2$  no modelo.

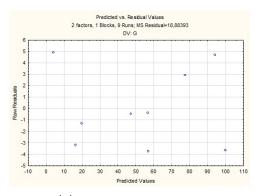
Na Tabela 4.4, registra-se o resultado da utilização da ANOVA para o modelo contendo os termos que restaram após a análise de efeitos. Em sendo os ensaios contabilizados em 9, o total de graus de liberdade para o sistema se iguala a 8. Havendo três parâmetros compondo a regressão ajustada, atribuem-se 5 graus de liberdade para os resíduos da modelagem em proposição, os quais se limitam à falta de ajuste, visto que não estão englobadas medidas de reprodutibilidade, pois se tem um estudo de simulação computacional. Os dados então coletados subsidiam o teste de hipótese cuja hipótese nula se trata da representação da distribuição das observações pela sua média (ou anulação de todas os parâmetros à exceção do fator constante), rejeitando-a porque o valor p determinado em  $2 \times 10^{-05}$  aproximadamente é inferior ao nível de significância definido. Portanto, conclui-se pela validade estatística do modelo obtido.

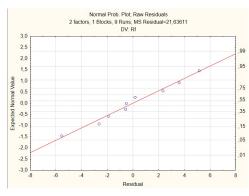
Tabela 4.4: ANOVA do modelo para G.

ANOVA	Soma Quadrática	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	$\mathbf{F}$	Valor p
Regressão	9354,373	3	3118,124	165,1205	$2,03 \times 10^{-5}$
Resíduo	94,42	5	18,88393	-	-
Falta de ajuste	94,42	5	18,88393	-	-
SQ total	9448,792	8	-	_	

Na Figura 4.7 (a), a proximidade dos pontos à reta de probabilidade normal indica o caráter de normalidade dos erros associados ao modelo de predição gerado.

Já na Figura 4.7 (b), observa-se uma distribuição dos resíduos plotados em função dos valores preditos pela proposta de regressão com aspecto aleatório, não apontando tendência alguma. Frente à aferição da normalidade e aleatoriedade dos resíduos da regressão construída, completa-se a avaliação da confiabilidade de ordem estatística. Os coeficientes do modelo final estão sumarizados na Tabela 4.5 a seguir, e os efeitos dos termos aos quais correspondem junto à significância dada por seus p-valores, na Figura 4.5 contendo o diagrama de Pareto.





- (a) Teste de normalidade
- (b) Resíduos contra valores preditos

Figura 4.4: Indicativos de confiabilidade estatística

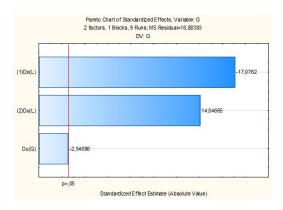


Figura 4.5: Diagrama de Pareto para eficiência granulométrica.

Tabela 4.5: Coeficientes do modelo de regressão para G.

Coeficiente
56,87
-26,28
$21,\!61$
-5,02

A partir dos coeficientes encontrados para os termos compondo a regressão obtida, verifica-se que, qualitativamente, variações em  $D_o$  e em  $D_u$  impactam positiva e negativamente a eficiência granulométrica G para os intervalos considerados no projeto, respectivamente. A ocorrência de um valor negativo para o coeficiente atrelado ao único termo quadrático do modelo indica uma superfície que dispõe de uma região de máximo. Sua magnitude reduzida em comparação às dos demais fatores aponta a preponderância das contribuições lineares. Estas ponderações podem ser visualizadas na superfície de resposta traçada na Figura 4.6.

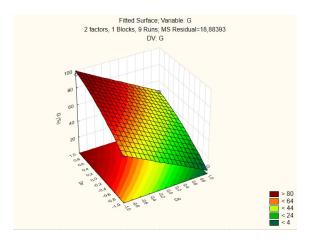


Figura 4.6: Superfície de resposta para eficiência granulométrica.

Resultam as seguintes equações dos modelos de regressão para as variáveis codificadas e reais:

$$G = 56,87 - 5,02D_o^2 - 26,28D_o + 21,61D_u (4.1)$$

$$G = 45, 28 - 7,844D_o^2 - 9,319D_o + 43,22D_u$$
(4.2)

#### 4.2.2 Razão de Fluido

A análise de efeitos para o modelo de regressão referente à resposta razão de fluido (Tabela 4.6) seguiu uma trajetória distinta daquela para eficiência.

Tabela 4.6:	Análise	de	efeitos	para	razão	de flu	ido.

	Fator	Efeito	Erro Padrão,	t(3)	p	-95,%	$+95,\!\%$	Coeficiente	r	$R^2$
Caso 1	Mean/Interc,	29,2827	5,369387	5,4536	0,012111	12,1949	46,3705	29,2827		
	$(1)D_o(L)$	-55,8084	3,802525	-14,6767	0,000686	-67,9097	-43,7071	-27,9042		
	$D_o(\mathbf{Q})$	16,9543	6,318410	2,6833	0,074837	-3,1537	37,0623	8,4772		
Caso 1	$(2)D_{u}$ (L)	37,0096	3,802525	9,7329	0,002304	24,9083	$49,\!1110$	$18,\!5048$	0.976	0.991
	$D_u$ (Q)	-0,2560	6,318410	-0,0405	0,970229	-20,3640	19,8520	-0,1280		
	1L por 2L	-15,1260	5,369578	-2,8170	0,066905	-32,2144	1,9624	-7,5630		
	Mean/Interc,	29,0973	2,432660	11,9611	0,000280	22,3431	35,8514	29,0973		
	$(1)D_{o}(L)$	-55,8084	3,293984	-16,9425	0,000071	-64,9540	-46,6628	-27,9042		
Caso 2	$D_o(\mathbf{Q})$	17,1168	4,230255	4,0463	0,015523	5,3717	28,8618	8,5584		
	$(2)D_u$ (L)	37,0096	3,293984	11,2355	0,000357	27,8641	46,1552	18,5048	0.98199	0.991
	$D_u$ (Q)	-15,1260	4,651463	-3,2519	0,031320	-28,0405	-2,2114	-7,5630		

Neste caso, a formulação incluindo todos parâmetros possui os coeficientes de explicação e de ajuste especificados em 99,1% e 97,6%, respectivamente, e contém três fatores possuindo valores de p superiores ao nível de significância da análise.

O termo quadrático relativo ao diâmetro de overflow e a interação linear entre os fatores podem ser identificados como marginalmente significativos ao passo que o termo quadrático associado ao diâmetro de underflow se apresenta não significativo, contando com um valor p de 97% aproximadamente. Neste sentido, negligenciando o último parâmetro da análise, acarreta-se a transformação dos dois primeiros termos mencionados em significativos, não incorrendo no ônus de contração do percentual de explicação da regressão, ou, em havendo, o faz em extensão desprezível, pois  $R^2$  permanece com seu valor inicial, e ainda aprimorando o grau de ajuste, elevando R para 98,199%.

Tal qual verificado para o modelo de eficiência granulométrica na sessão anterior, obteve-se, para a regressão para a razão de fluido, como resultado da aplicação da ANOVA (Tabela 4.7), um p-valor inferior ao nível de significância adotado, o que leva à rejeição da hipótese nula de descrição da distribuição de observações pela sua média, concluindo-se, assim, pela validade estatística da proposta de modelagem.

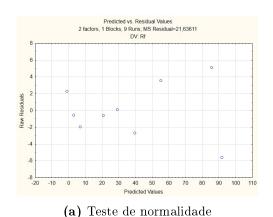
**Tabela 4.7:** ANOVA para o modelo de  $R_f$ 

ANOVA	Soma Quadrática	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	F	p-valor
Regressão	9524,926	4	2381,232	110,0582	0,000242
Resíduo	86,544	4	21,63611	=	=
Falta de ajuste	86,544	4	21,63611	=	=
SQ total	$9611,\!471$	8	<del>-</del>	-	=

Assim como observado para a eficiência granulométrica, têm-se, para a resposta  $R_f$ , um arranjo de pontos descrito em larga extensão pela reta de probabilidade normal e os resíduos distribuídos segundo um padrão aleatório como observado na Figura 4.7. Atestam-se, desta forma, os caráteres de normalidade e aleatoriedade das grandezas envolvidas, o que confere confiabilidade à proposição estatística em questão. Segue a sumarização dos coeficientes do modelo obtido na Tabela 4.8 e dos efeitos associados aos fatores dispostos juntamente aos respectivos valores de p no diagrama de Pareto apresentado na Figura 4.8.

**Tabela 4.8:** Coeficientes do modelo de regressão para  $R_f$ .

Fator	Coeficiente
Média	29,10
$D_o$ linear	-27,90
$D_o$ quadrático	$8,\!558$
$D_u$ linear	$18,\!50$
$D_o.D_u$	-7,563





(b) Resíduos contra valores preditos

Figura 4.7: Indicativos de confiabilidade estatística

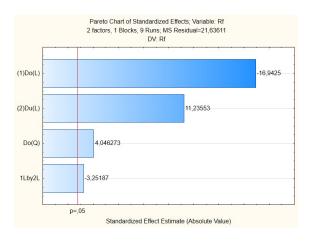


Figura 4.8: Diagrama de Pareto para razão de fluido.

Com base nos valores para os coeficientes da regressão para razão de fluido (Tabela 4.8), constata-se que, para a região delimitada pelos intervalos fixados para os diâmetros de overflow e underflow, como coerentemente se espera, os fatores  $D_o$  e  $D_u$  exercem influências de naturezas negativa e positiva, respectivamente, sobre a resposta em consideração. Ou seja, com o alargamento a saída de topo ou diminuição da abertura do orifício underflow, obtêm-se menores valores de  $R_f$ . Particularmente, é observado um maior impacto decorrente das variações em Do, dada a maior magnitude possuída por seu coeficiente linear.

Ainda, em sendo negativo o coeficiente atribuído à interação linear entre os fatores, segue que variações concomitantemente aplicadas aos dois diâmetros afetam a resposta no sentido de sua diminuição. Por fim, identifica-se que, em razão de o coeficiente do único termo quadrático, que se atrela a  $D_o$ , ser positivo, há uma zona de mínimo compreendida no interior da região submetida à análise pelo planejamento. Graficamente, visualizam-se tais assertivas através da Figura 4.9, que apresenta a superfície de resposta traçada para a razão de fluido.

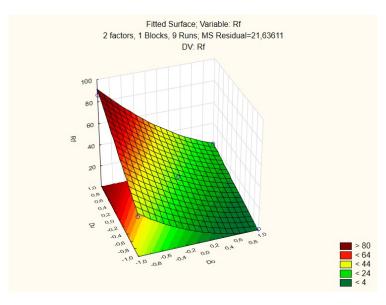


Figura 4.9: Superfície de resposta para razão de fluido.

Resultam as seguintes equações dos modelos de regressão para as variáveis codificadas e reais:

$$R_f = 29, 10 + 8,55D_o^2 - 27,90D_o + 18,50D_u - 7,563D_oD_u$$
(4.3)

$$R_f = 46, 15 + 13, 37D_o^2 - 56, 08D_o + 65, 35D_u - 18, 91D_oD_u$$
(4.4)

### 4.2.3 Otimização Simultânea

Em havendo duas respostas sujeitas à otimização simultânea, em que se almeja maximizar a eficiência de separação e minimizar a razão de fluido favorecendo a segregação das fases aquosa e oleosa na maior extensão possível, empregou-se a metodologia disponível no software estatístico utilizado. Esta abordagem consiste no uso da função desirability. Seu funcionamento envolve a atribuição de índices de "desejabilidade" a níveis mínimo, intermediário e máximo para cada uma das variáveis de resposta consideradas, que variam entre 0 e 1. Após tal definição, procede-se com a construção de perfis para as variáveis dependentes representativos da varredura dos fatores entre os respectivos limites inferior e superior, buscando-se seus níveis ótimos, identificados como aqueles nos quais a avaliação das respostas mais se aproxime dos valores alvo, especificados com as maiores "desejabilidades" [49].

O desempenho do processo de otimização é avaliado por um indicador global de "desejabilidade", que, quanto menor sua discrepância em relação à unidade, mais próximas de seus alvos de forma simultânea as respostas se encontram. Vale notar que modelos completos devem ser utilizados para aplicação desta metodologia. Nas

Tabelas 4.9 e 4.10, relacionam-se os limites para as respostas G e  $R_f$  aos valores de índices de "desejabilidade" atribuídos[49]:

Tabela 4.9: Índices de "desejabilidade" para eficiência granulo métrica

G	Nível mínimo (%)	Nível intermediário (%)	Nível máximo (%)
Especificação	8,91	53,78	98,66
"Desejabilidade"	0,00	0,00	1,00

Tabela 4.10: Índices de "desejabilidade" para razão de fluido

Rf	Nível mínimo (%)	Nível intermediário (%)	Nível máximo (%)
Especificação	1,13	45,86	90,60
"Desejabilidade"	1,00	$0,\!00$	$0,\!00$

Atribuíram-se fatores de "desejabilidade" iguais à unidade para os valores máximo e mínimo para G e  $R_f$ , respectivamente, em seus tratamentos individuais e nulos para os demais níveis a serem especificados no emprego da metodologia. Tomando-se 100 pontos de cálculo nas varreduras e mantendo-se os outros parâmetros em suas configurações padrão, produziu-se o resultado do procedimento em consideração, expresso na Figura 4.10.

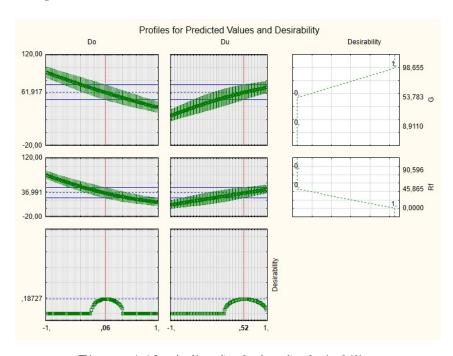


Figura 4.10: Aplicação da função desirability.

É válido destacar que o procedimento de otimização acarretou um índice de "desejabilidade" global relativamente pequeno, de cerca de 19%, o que se traduz em um alcance limitado dos valores para as variáveis dependentes do planejamento determinados como alvo. Tal quadro, no entanto, não invalida a metodologia aplicada no sentido de não se ter atingido valores ótimos para as variáveis de decisão,  $D_o$  e  $D_u$ , mas sim evidencia o intenso acoplamento apresentado pela eficiência de separação e razão de fluido, processando-se comportamentos antagônicos a variações impostas aos fatores. Para a região de análise fixada, então, obtêm-se os níveis ótimos para as variáveis independentes tomadas dispostos na Tabela 4.11 a seguir nas formas codificada e real:

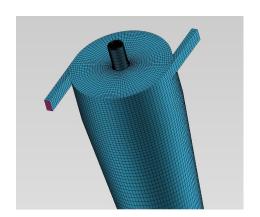
Tabela 4.11: Níveis resultantes.

Fator	Nível codificado	Nível real (cm)		
$\begin{array}{c} D_o \\ D_u \end{array}$	$0,\!06 \\ 0,\!52$	1,55 $1,26$		

Na Figura 4.11, estão ilustrados o modelo geométrico e a malha computacional elaborados para o hidrociclone determinado, com as quais sucederam-se as demais simulações do projeto, referentes à avaliação do desempenho separativo do equipamento, caracterização fluidodinâmica e investigação de alternativas à modelagens e configurações empregadas (modelos de turbulência, convergência residual, regime de escoamento e termos de acoplamento de fases).



(a) Representação CAD.



(b) Malha computacional.

Figura 4.11: Geometria e malha do hidrociclone dimensionado.

### 4.3 Análise de Convergência e Regime de Escoamento

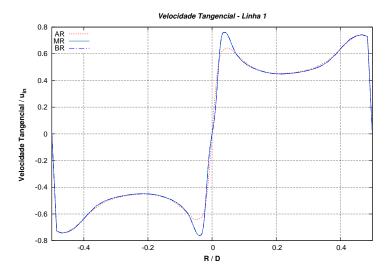
### 4.3.1 Convergência Residual

As simulações executadas no delineamento experimental e na avaliação de desempenho do dispositivo projetado se pautaram no critério de convergência definido como o fechamento dos balanços de massa macroscópicos das fases oleosa e aquosa (desvio inferior a 0.5% entre entradas e saídas). Os resíduos das equações de conservação numericamente solucionadas se mantiveram em níveis relativamente baixos  $(5 \times 10^{-05}$  para continuidade, fração volumétrica e quantidade de movimento e  $1 \times 10^{-03}$  para equações de quantidades turbulentas), porém não necessariamente indicando plena convergência da metodologia. Com o intento de se avaliar o impacto ocasionado pela redução dos resíduos sobre os resultados das simulações, realizaram-se duas simulações adicionais com o hidrociclone selecionado para o diâmetro de gota de  $50~\mu m$  intensificando o grau de sub-relaxação. Para isto, fizeram-se modificações sobre do parâmetro pseudo~transient~factor, decrescendo sua ordem de grandeza, o que implica em diminuições da escala de tempo considerada pelo solver.

Sendo necessárias 50.000 iterações e 1 semana de simulação, obtiveram-se os perfis de velocidade tangencial nas três linhas tomadas com os resíduos para todas as equações inferiores a  $5 \times 10^{-07}$ . Em cerca de 10 dias e aumentando o número de iterações para cerca de 70.000, atingiram-se resíduos na ordem de  $1 \times 10^{-09}$ .

Nas Figuras 4.12, 4.13 e 4.14, encontram-se plotadas distribuições da componente tangencial do campo de velocidade nas linhas de análise para os diferentes níveis residuais atingidos na avaliação comparativa em discussão.

A partir dos resultados acima dispostos, constata-se uma expressiva discrepância entre as predições de perfis para a componente tangencial da velocidade da fase contínua fornecidas pelas simulações com níveis de resíduos mais alto  $(1 \times 10^{-03})$  em relação aos mais baixos  $(5 \times 10^{-07} \text{ e } 1 \times 10^{-09})$ . Infere-se, assim, pela ocorrência de um afastamento significativo do estado convergido no que se refere à caracterização fluidodinâmica do escoamento em análise. No entanto, não se verificam desvios tão grosseiros em relação aos parâmetros de performance (Tabela 4.12), com distinções de aproximadamente 2% e 1% para eficiência granulométrica e razão de fluido, respectivamente, entre o caso de alto resíduo contra os mais baixos, que se mostram coincidentes. A opção por se seguir uma das vias mais rigorosas que preconizam o alcance de resíduos menores, apesar de indispensável para uma determinação acurada dos campos de propriedades estabelecidos no equipamento, conta com a desvantagem do grande tempo de simulação envolvido, aspecto este que pode ser determinante e fazer com que se abra mão da maior precisão dos resultados.



**Figura 4.12:** Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios e baixos resíduos na Linha 1.

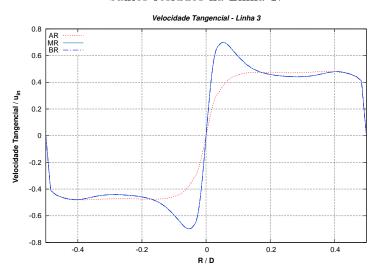
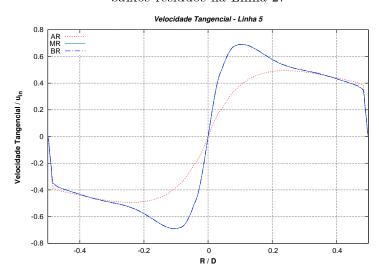


Figura 4.13: Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios e baixos resíduos na Linha 2.



**Figura 4.14:** Perfis de velocidade tangencial para as simulações com altos, médios e baixos resíduos na Linha 3.

**Tabela 4.12:** Valores de eficiência granulométrica e razão de fluido para as simulações comparadas.

Simulação	G (%)	$R_f$ (%)
Alto resíduo	62,7	39,1
Médio resíduo	65,4	37,9
Baixo resíduo	$65,\!6$	37,9

### 4.3.2 Evolução Temporal

A fim de corroborar a consistência dos resultados alcançados conduzindo-se as simulações em regime estacionário com a utilização da estratégia pseudo-transiente como método de sub-relaxação, foram gerados resultados a partir de uma simulação realizada em regime transiente. Vale apontar que não se objetivou obter uma descrição estritamente precisa da solução em cada instante, especialmente para os instantes iniciais, tendo em vista que o passo considerado se manteve fixo em  $5,0\times 10^{-04}$ , com o qual se assegurou um número de Courant médio no domínio do escoamento em cerca de 1. Nas Figuras 4.15, 4.16 e 4.17, dispõem-se a evolução dos perfis de velocidade tangencial traçados em três alturas diferentes partindo-se do instante 0,5s.

Em diferentes alturas do hidrociclone, é possível constatar que a solução do campo de escoamento em regime transiente tende àquela relativa à condição estacionária empregada na metodologia seguida no presente projeto. Variações qualitativas e quantitativas dos perfis de velocidade são experimentadas em maior escala no decorrer dos primeiros instantes representados, entre 0,5s e 2,5s principalmente.

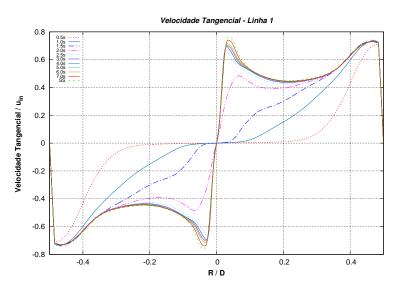
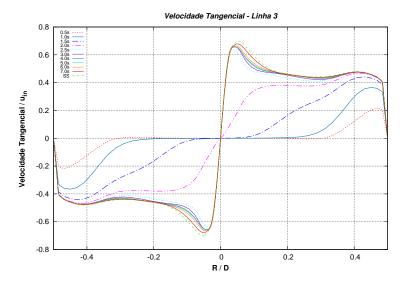
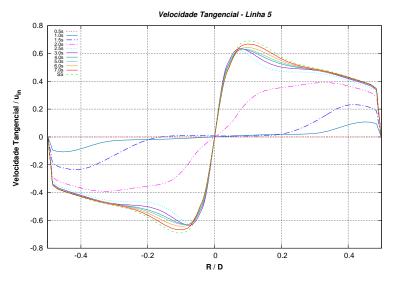


Figura 4.15: Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução estacionária (SS) na linha 1.



**Figura 4.16:** Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução estacionária (SS) na linha 2.



**Figura 4.17:** Perfis de velocidade tangencial para instantes de 0,5s até solução estacionária (SS) na linha 3.

### 4.3.3 Reaplicação do Planejamento Experimental

Conforme encontrado anteriormente, há distinções não desprezíveis entre os resultados alcançados com as simulações atingindo níveis residuais na solução numérica mais altos e mais baixos. Tal fato se torna particularmente proeminente em relação aos perfis de velocidade. Desta forma, buscando estimar o grau de comprometimento da metodologia de design da qual se lançou mão, reconduziram-se os ensaios do planejamento experimental para o nível intermediário de resíduos  $(5 \times 10^{-07})$  para reaplicação da função desirability a fim de se identificarem os níveis das variáveis de projeto  $D_o$  e  $D_u$  selecionados com a otimização simultânea. O preenchimento da matriz de ensaios do planejamento DCCR com os valores para as respostas G e  $R_f$ 

segue na Tabela 4.13.

Tabela 4.13: Matriz de experimentos DCCR após as corridas.

Tratamento	Nível – Do	Nível – $D_u$	$N$ ível – $D_o$ (real) (cm)	Nível – Du (real) (cm)	<b>G</b> (%)	$R_f(\%)$
HC1	1	-1	2,3	0,5	9,29	0,77
HC2	1	1	$^{2,3}$	1,5	47,79	19,02
HC3	-1	-1	0,7	$0,\!5$	56,72	36,74
HC4	-1	1	0,7	1,5	98,31	90,93
HC5	+1,41	0	2,628	1,0	18,87	1,76
HC6	-1,41	0	$0,\!372$	1,0	99,20	92,98
HC7	0	+1,41	1,5	1,705	$85,\!22$	$64,\!13$
HC8	0	-1,41	1,5	$0,\!295$	12.86	2,48
HC9	0	0	1,5	1,0	52,78	26,67

Notam-se disparidades significativas entre os valores de eficiência e razão de fluido obtidos para os planejamentos executados com maior e menor nível residual das simulações. Esta constatação, no entanto, não é suficiente para concluir que a metodologia sofre ou não impactos consideráveis em função da extensão da convergência residual. Para tal, deve-se analisar em que medida o comportamento das respostas frente às variações nos fatores se modifica. Neste sentido, fez-se uso da função desirability para determinação dos níveis que resultam do procedimento de otimização simultânea neste caso de baixo nível dos resíduos. O resultado segue na Figura 4.18.

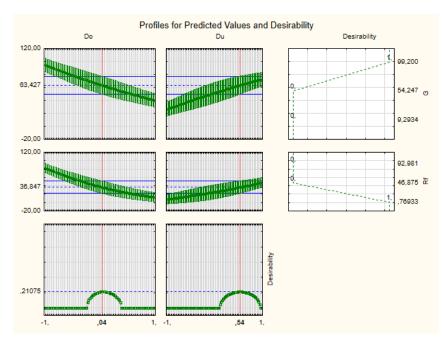


Figura 4.18: Reaplicação da função desirability.

Seja, então, o comparativo entre níveis codificados e reais para os fatores  $D_o$  e  $D_u$  encontrados para as duas aplicações da metodologia de otimização simultânea expresso na Tabela 4.14.

Não obstante os resultados encontrados com as duas vias não sejam coincidentes, as diferenças entre níveis para o design selecionado não possuem grandes magnitudes. Em termos práticos, os valores de  $D_o$  e  $D_u$  não concordam entre os dois casos na ordem de  $10^{-1}$  mm. Dadas limitações de recursos computacionais e de tempo para realização das simulações, a opção por se empregar o planejamento com simulações do equipamento não seguindo total extensão da convergência residual se mostra razoável, tendo em vista o menor esforço computacional incorrido.

**Tabela 4.14:** Comparativo entre os níveis selecionados para os planejamentos com alto e baixo nível residual.

Caso	Fator	Nível codificado	Nível real (cm)
Alto resíduo	$D_o$	$0,\!06$	1,55
Alto lesiduo	$D_u$	$0,\!52$	1,26
Baixo resíduo	$D_o$	$0,\!04$	1,53
Daixo residuo	$D_u$	$0,\!54$	$1,\!27$

### 4.4 Desempenho do Hidrociclone Selecionado

A fim de se avaliar o desempenho do equipamento então dimensionado para o conjunto de condições estabelecido, necessita-se da construção da curva de eficiência granulométrica, representativa da característica intrínseca referente à capacidade separativa do dispositivo em investigação, independendo da dispersão a ser processada. As 12 simulações executadas após o procedimento de definição da geometria estão alinhadas ao atendimento de tal propósito. A Tabela 4.15 a seguir reúne os resultados obtidos, relacionando os diferentes diâmetros de gota tomados com os valores correspondentes de eficiência de separação, razão de fluido e eficiência reduzida.

Plotando-se os dados levantados com as referidas simulações de eficiência de separação por tamanho reduzida (G') em função do diâmetro de gota da fase dispersa (d), é gerada a curva de eficiência granulométrica fornecida na Figura 4.19. Em posse de tal gráfico, mensura-se o parâmetro fundamental representativo do desempenho do hidrociclone: diâmetro de corte reduzido ( $d'_{50}$ ).

**Tabela 4.15:** Distribuição de eficiência de granulométrica para o hidrociclone selecionado.

d (micra)	G (%)	Rf (%)	G' (%)
10	42,89	42,14	1,30
20	44,80	$41,\!63$	5,43
30	$48,\!87$	$40,\!44$	14,16
40	$54,\!56$	$39,\!13$	$25,\!36$
50	$65,\!39$	$37,\!93$	44,24
60	$79,\!46$	$36,\!53$	$67,\!64$
70	$89,\!65$	$35,\!50$	83,96
80	97,76	$34,\!53$	96,58
90	$99,\!68$	$33,\!43$	99,51
100	$99,\!86$	$33,\!40$	99,79
110	$99,\!94$	$32,\!98$	$99,\!91$
120	99,98	$32,\!85$	99,96

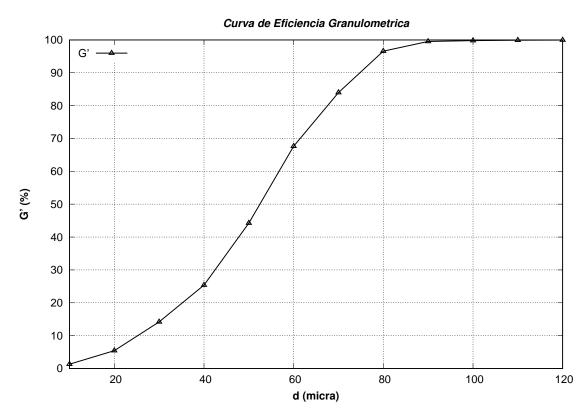


Figura 4.19: Curva de eficiência granulométrica reduzida.

A partir do gráfico traçado, obteve-se o diâmetro  $d_{50}'$  se igualando a 52  $\mu m$ . Desta determinação, seguiu-se com a utilização da correlação de Plitt, por meio da qual se exprime a eficiência reduzida como uma função do diâmetro de gota adimensional em relação a  $d_{50}'$ . Para tanto, inicialmente, encontrou-se a forma linearizada da

correlação, dada por:

-5

$$\ln\left(\ln\frac{1}{1-G'}\right) = \ln(0,693) + n\ln(\frac{d}{d'_{50}})\tag{4.5}$$

Valendo-se dos dados da curva de eficiência granulométrica gerada, realiza-se a regressão linear com fins de especificação do coeficiente angular, n, da Equação 4.5 acima. Para tal, o gráfico contido na Figura 4.20 foi traçado:

Curva de Eficiencia Granulometrica - Linearizacao

## 

#### Figura 4.20: Regressão linear para obtenção do parâmetro n.

In(d/d'50)

0.5

-0.5

Portanto, tem-se n avaliado em 3,05 segundo a regressão linear com coeficiente de determinação de 98,5%. Dada a relativamente limitada parcela da variabilidade dos dados sendo contemplada no ajuste, pode-se questionar a adequação da correlação em questão para o hidrociclone especificado. Definido um modelo para  $G'(\frac{d}{d'_{50}})$ , viabiliza-se a previsão de performance do hidrociclone considerado para quaisquer distribuições de tamanhos de gota submetidas ao tratamento. Basta que, em posse de uma expressão para a granulometria da dispersão alimentada, se efetue a integração fornecendo a estimativa para a eficiência total reduzida  $(E'_t)$ .

Objetivando-se elucidar o desempenho exibido pelo hidrociclone projetado para um amplo espectro distribuições granulométricas para dispersões de água em óleo representadas pelo modelo RRB, procedeu-se com aplicações do cálculo de  $E_t'$  sequenciais. Decorreram, assim, varreduras promovidas nos parâmetros k e m da correlação de Rosin-Rammeler para a curva de distribuição de tamanhos, o que

gerou as curvas  $E'_t$  x k apresentadas na Figura 4.21 a seguir:

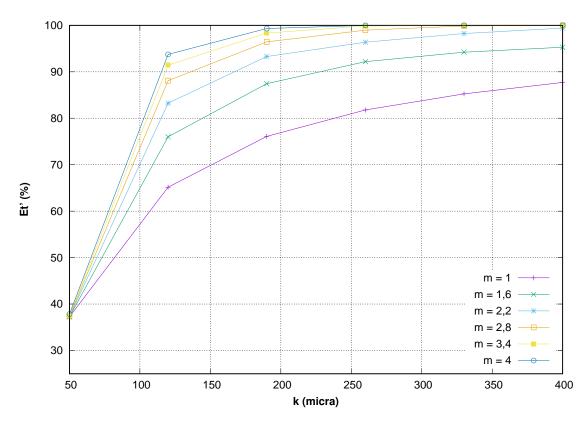


Figura 4.21: Distribuição de eficiência total reduzida em função da distribuição granulométrica da alimentação.

Para o cálculo de cada valor de  $E'_t$ , uma vez definida a distribuição de tamanhos da corrente admitida com especificações para k e m, deve-se, de início, exprimir o diâmetro de gota em função da distribuição cumulativa a partir da equação do modelo RRB (2.4) pelo isolamento de d e, subsequentemente, substituir a expressão resultante d(y) naquela dada pela correlação de Plitt para G', prosseguindo-se com a integração propriamente dita. Representam-se tais passos como se segue:

$$d = k \left[ \ln \left( \frac{1}{1 - y} \right) \right]^{\frac{1}{m}} \tag{4.6}$$

$$E'_{t} = \int_{0}^{1} \left\{ 1 - \exp\left(\left\{-0,693 \left\{ \frac{1}{d'_{50}} k \left[ \ln\left(\frac{1}{1-y}\right) \right]^{\frac{1}{m}} \right]^{n} \right\} \right\} \right) dy \tag{4.7}$$

### 4.4.1 Novas Condições

Cenários de operação alterando propriedades da dispersão hipotética até então considerada para a metodologia de seleção de design do separador e avaliação de performance também foram simulados. Desta maneira, tornou-se possível verificar a resposta do desempenho do hidrociclone projetado face a condições distintas para

a alimentação. Os valores de densidade e de viscosidade assumidos originalmente advêm da tentativa de seguir-se uma abordagem conservadora quanto a dispersões A/O em campos produtores do Pré-Sal.

Particularmente, tomaram-se casos alternativos para simulações variando condições de processamento com base em características típicas da produção que ocorre em campos da bacia de Santos. Nestes, registram-se óleos na faixa de 28 - 30API e apresentando viscosidade por volta de 1~cP. Assim, definiram-se as simulações de densidade reduzida (DR), com  $\rho_c = 0,850~gcm^{-3}$ , e de viscosidade reduzida (VR), com  $\mu_c = 1~cP$ . Mantendo a consideração de escoamento monodisperso com gotículas de água de  $50~\mu m$  de diâmetro, dispõem-se as avaliações de G e  $R_f$  na Tabela 4.16.

Tabela 4.16: Cenários de condições para a dispersão alimentada.

Cenário	Eficiência Granulométrica (G)	Razão de Fluido (Rf)
Densidade Reduzida Viscosidade reduzida	$0.78 \\ 0.97$	$0,36 \\ 0,34$

Adotando-se o valor ajustado para o parâmetro da correlação de Plitt, é possível estimar os diâmetros de corte reduzidos correspondentes aos novos cenários avaliados. Resultam 43,6  $\mu m$  para o caso de densidade reduzida e 31,0  $\mu m$  para o de viscosidade reduzida. Obtiveram-se, portanto, melhoras significativas na capacidade de separação do hidrociclone selecionado considerando cenários operacionais que, embora menos conservadores, se aproximem mais das características da produção de óleos médios e leves em campos do Pré-Sal.

### 4.5 Avaliação Fluidodinâmica

Nesta seção, apresentam-se os resultados da avaliação de aspectos da fluidodinâmica do campo de escoamento desenvolvido no hidrociclone de design selecionado. Por meio de sua análise, discute-se a consistência das modelagens de turbulência e multifásica integrantes da metodologia de simulação numérica aplicada. Para tanto, são plotadas distribuições de propriedades relevantes para o processamento realizado pelo separador. Cumpre ressaltar, no entanto, que restringe-se tal avaliação a apontamentos qualitativos, tendo em vista que não foram realizadas comparações com dados obtidos experimentalmente reproduzindo o sistema simulado.

### 4.5.1 Campos de Pressão e Velocidade Tangencial

Nas Figuras 4.22 e 4.23, têm-se as plotagens de campos de pressão e da componente tangencial da velocidade em um plano que intercepta o domínio ao longo de seu eixo central. A velocidade tangencial, que determina a intensidade do campo centrífugo, se amplia radialmente para dentro partindo da parede, alcançando um máximo nos arredores do eixo central e, então, decai vertiginosamente com a progressão da redução do raio. Já para a pressão, observa-se que seu aumento se dá no sentido contrário, isto é, radialmente para fora, em que até mesmo valores manométricos negativos ocorrem em certas porções da linha central.

Tais comportamentos se mostram concordantes ao estabelecimento de um campo rotacional, sendo possível observar o gradiente de pressão na direção radial, o qual promove a sedimentação centrífuga, princípio de separação empregado para segregação da fase dispersa a partir da dispersão alimentada. Vale mencionar que a expressiva redução de pressão provocada na vizinhança da linha central justifica a formação de air core em unidades reais de processamento por conta da concentração das bolhas de ar dispersas nesta região de menor pressão. Em relação ao perfil de velocidade tangencial, são feitas ponderações na seção subsequente, na qual confrontam-se os perfis obtidos com diferentes modelos de turbulência à luz de características de escoamentos em vórtice[44, 50].

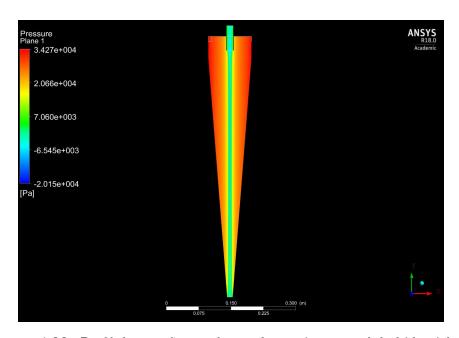


Figura 4.22: Perfil de pressão no plano sobre o eixo central do hidrociclone.

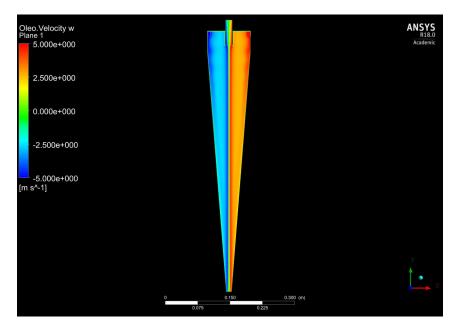


Figura 4.23: Perfil de velocidade tangencial no plano sobre o eixo central do hidrociclone.

Na Figura 4.24, visualizam-se linhas de corrente que partem das zonas de entrada do escoamento desenvolvido no hidrociclone projetado. Consegue-se identificar os vórtices principal e secundário, dispostos nos sentidos descendente em direção ao orifício de underflow e ascendente a caminho do tubo de overflow.

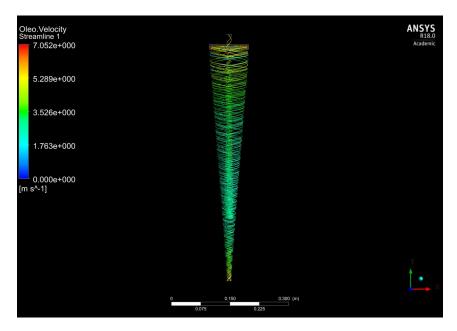
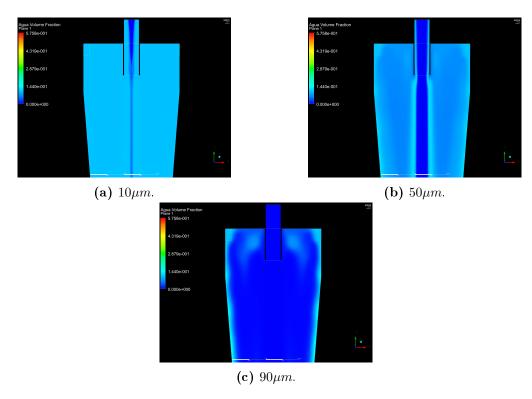


Figura 4.24: Linhas de corrente relativas à fase primária (óleo) partindo das seções de entrada.

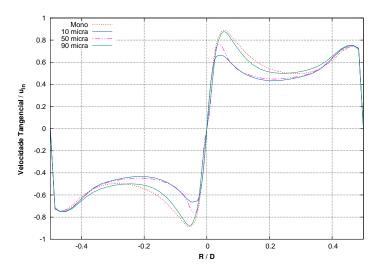
### 4.5.2 Distribuição e Influência do Disperso

Um comportamento coerente se sucede em relação às simulações no que tange à ampliação no diâmetro de gota da fase dispersa (Figura 4.25). Nota-se que gotículas gradualmente maiores sendo consideradas nos ensaios implicam em frações volumétricas progressivamente menores nos arredores da saída de topo do equipamento. Reflete-se, desta maneira, ao menos do ponto de vista qualitativo, a expectativa de, sobre partículas mais massivas, atuarem forças de campo de maiores magnitudes, o que contribui para que se desvencilhem do fluxo que as arrastam majoritariamente no sentido da saída de topo.

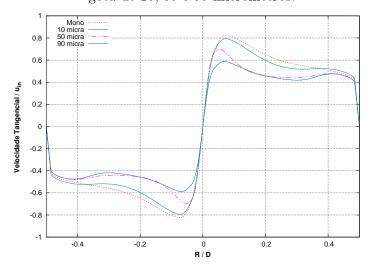


**Figura 4.25:** Distribuições de fração volumétrica da fase dispersa na porção superior do hidrociclone.

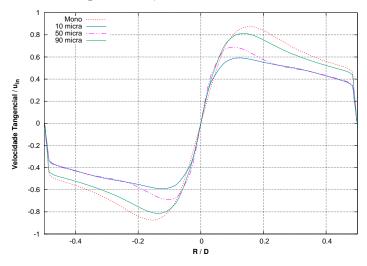
Perfis de velocidade tangencial traçados em alturas distintas do hidrociclone para tamanhos de gota crescentes se encontram nas Figuras 4.26, 4.27 e 4.28. A estes perfis, soma-se a distribuição para o campo monofásico. Verifica-se que, à medida que o tamanho das partíulas dispersas aumenta, menos atenuado se torna o perfil resultante para todas as alturas tomadas. Com base em tal verificação, tem-se que a modelagem multifásica empregada reflete qualitativamente o impacto do acoplamento de fases.



**Figura 4.26:** Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 1 para os tamanhos de gota de 10, 50 e 90 micrômetros.



**Figura 4.27:** Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 2 para os tamanhos de gota de 10, 50 e 90 micrômetros.



**Figura 4.28:** Perfis de velocidade tangencial traçados na linha 3 para os tamanhos de gota de 10, 50 e 90 micrômetros.

Gotículas de água com maiores diâmetros, mantidas as demais condições inalteradas entre simulações, possuem tempos de resposta às condições impostas pelo fluido carreador maiores. Por apresentarem maiores inércias, estas gotas mais massivas estabelecem trocas de momentum interfásica em extensão inferiores e, por conseguinte, acabam por impactar em menor escala o perfil monofásico correspondente. Os efeitos de acoplamento de fases se tornam mais significativos para menores tamanhos de gota. Neste caso, o maior acompanhamento da movimentação da fase contínua pelo particulado é traduzido em taxas de transferência interfaciais superiores, ocasionando maiores atenuações nos perfis referentes à fase principal.

# 4.6 Comparativo de Modelos de Turbulência em Hidrociclones

A modelagem de turbulência incluída nas diferentes simulações do presente trabalho consistiu no modelo de Gibson & Launder [36] sob formulação multifásica para a mistura das fases. Seguiu-se, então, a estratégia RANS com fechamento completo, ou seja, solucionando equações de transporte adicionais para os componentes do tensor de Reynolds individuais, além de energia cinética turbulenta e taxa de dissipação de energia turbulenta. Encontra-se pacificado na literatura a maior acurácia atrelada ao uso de modelos que pertencem à classe RSM comparativamente aos de duas equações na predição de campos de escoamento que exibem curvatura em suas linhas de corrente e nos quais acontecem processos de produção de turbulência conferindo significativa anisotropia às estatísticas turbulentas[20, 29, 31, 39, 41]. Especialmente no tocante a escoamentos em vórtice desenvolvidos em hidrociclones, abordagens como o modelo de Speziale, Sarkar & Gatski[51] e o próprio de Gibson & Launder, ambos do tipo de tensores de Reynolds, são frequentemente selecionadas para compor metodologias de simulação CFD de campos monofásicos.

O confronto entre os resultados da simulação do hidrociclone determinado para algumas variantes de modelos a duas equações, neste projeto, não permite julgar as alternativas quanto à acurácia de suas previsões. Este fato constitui uma consequência de não terem sido produzidos dados empíricos de perfis de velocidade e/ou grandezas turbulentas com um aparato que reproduza o equipamento simulado operando nas condições testadas, o que, inclusive, integra o conjunto de etapas futuras do trabalho. Contudo, haja vista que os recortes em investigações acerca dos separadores ciclônicos se mostram altamente variáveis quanto ao modelo de turbulência considerado, obtendo-se, muitas vezes, resultados simulados de eficiência suficientemente concordantes, debruçou-se sobre os aspectos qualitativos dos perfis de propriedades obtidos com modelos  $k-\varepsilon$  e RSM, incluindo-se duas correções:

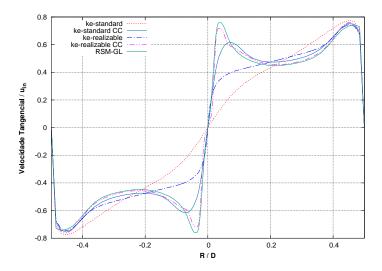
realizable e de curvatura.

Em havendo um campo rotacional sendo estabelecido em separadores ciclônicos, vale discutir as características de escoamentos em vórtice em linhas gerais. O comportamento apresentado pela distribuição radial da componente tangencial do campo de velocidade recai entre dois limites: vórtice livre e vórtice forçado. Evidentemente, escoamentos reais apresentam um comportamento intermediário.

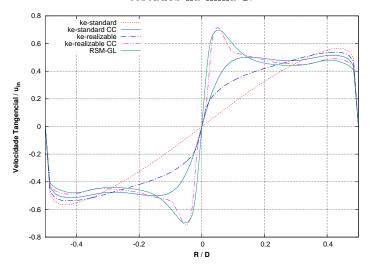
- O primeiro consiste no aumento de velocidade com a diminuição do raio de tal forma que  $\vec{U_{\theta}}r = \text{constante}$ ; é denominado irrotacional, já que a vorticidade  $(\nabla \times \vec{U})$  se anula. Esta resposta reflete a conservação de momento angular em um cenário em que não há contribuição de rotação no movimento do fluido (as partículas fluidas não giram ao redor de eixos de rotação tomados nas posições que ocupam a cada instante), mas sim uma distribuição de taxa de deformação uniforme, correspondendo a uma tensão viscosa não nula em todos os pontos e, por conseguinte, a um efeito líquido de força de cisalhamento nulo.
- O vórtice forçado se associa à rotação de um corpo rígido, caracterizada por um perfil linear de velocidade tangencial  $(\vec{U_{\theta}} = \omega r)$ , crescente com o raio. Neste caso, o movimento se resume à contribuição de rotação, tendo-se definida uma vorticidade não nula dada pelo dobro da velocidade angular  $(\omega)$  e uma taxa de deformação nula em todo os pontos, traduzindo a ausência de tensão viscosa. A manuetenção de tal movimentação requer a realização de torque.

Análises experimentais com ciclones e hidrociclones revelam, para a região externa ao core, perfis de velocidade tangencial que se aproximam do caráter de vórtice irrotacional [45, 52], conforme se esperaria pela causa do movimento rotacional sendo a forma de admissão das fases e a cofiguração geométrica do domínio, e não a imposição de giro pelas paredes. Na região central, tem-se o comportamento de corpo rígido em razão da descontinuidade de velocidade infinita no eixo de rotação para o perfil irrotaional. A transição se dá no chamado raio crítico de modo suave, e não abrupto, dada a não idealidade do campo considerado em meio a efeitos de turbulência e dissipação viscosa [53, 54].

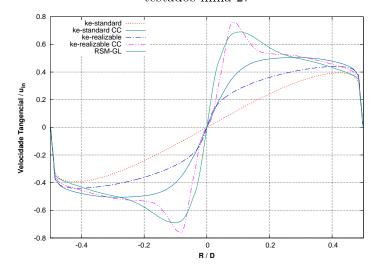
Seguem, nas Figuras 4.29, 4.30 e 4.31, os perfis de velocidade tangencial traçados em alturas diferentes do hidrociclone para os cinco modelos investigados.



**Figura 4.29:** Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbulência testados na linha 1.



**Figura 4.30:** Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbulência testados linha 2.



**Figura 4.31:** Perfis de velocidade tangencial para os diferentes modelos de turbulência testados linha 3.

Padrões amplamente distintos ocorrem nestas avaliações comparando os modelos entre si e individualmente para alturas diferentes. O modelo  $k-var\epsilon$  padrão implica em distribuições da propriedade plotada que traduzem uma variação linear indicativa de proporcionalidade direta com a coordenada radial, à exceção de suficientemente próximo às paredes, onde se observa a imposição da condição de não deslizamento. Tem-se, claramente, a predição de rotação de corpo rígido se estendendo radial e axialmente por grande parte do domínio. As restrições da condição realizable e de correção de curvatura promoveram mudanças substanciais nos perfis. Além disso, sua incorporação gradual à metodologia partindo-se do modelo padrão evidenciou uma tendência dos perfis de  $\vec{U_{\theta}}$  ao comportamento relativo ao modelo RSM-GL, não sendo, como já apontado, possível afirmar melhora ou piora de acurácia, mas sim apenas verificar atendimento a expectativas qualitativas teóricas.

Os modelos  $k-\varepsilon$  realizable e  $k-\varepsilon$  com correção de curvatura geraram perfis que já retratam a restrição do comportamento de corpo rígido aos arredores do eixo central. Nestes perfis, são observadas variações da componente tangencial com o raio afastadas da linear  $\omega r$  externamente ao núcleo do escoamento. Incluídas concomitantemente, as duas modificações produzem perfis em que a aproximação ao comportamento irrotacional fora do core se torna mais evidente. Até que se atinja a porção central, onde o esperado movimento de corpo rígido ocorre, claramente, tem-se  $\vec{U}_{\theta}$  aumentando com a redução do raio, alcançando um pico significativamente maior que os referentes aos casos anteriores e relativamente próximo ao obtido com o modelo a 7 equações utilizado.

Škerlavaj et. al. (2011; 2014) constataram relativa concordância com perfis medidos em um reator para observação de vórtices de superfície livre para resultados que obtiveram empregando a correção de curvatura no modelo SST[55]. Obviamente, há diferenças importantes entre este sistema e o hidrociclone para separação águaóleo. No entanto, para efeitos de predição de campos em vórtice, tal resultado fornece um importante indicativo empiricamente fundamentado quanto a alternativas de modelos de turbulência aplicados a escoamentos do tipo em questão.

O padrão observado com o modelo  $k-\varepsilon$  padrão reflete a negligência da curvatura das linhas de corrente. Em razão disto, é promovida uma sobrestimava de energia turbulenta na previsão do campo de escoamento. Conforme já apontado, a sustentação da rotação de corpo rígido requer a aplicação de torque sobre a região fluida exibindo este comportamento. Maiores níveis de turbulência implicam na amplificação do caráter difusivo do escoamento, correspondendo a maiores viscosidades efetivas. Em suma, em meio a tensões difusivas mais expressivas, é possibilitada a realização de trabalho o suficiente para rotacionar maiores porções do campo de escoamento. Relações analíticas para vórtices mais simples apontam a proporcionalidade do raio crítico ou de transição com a viscosidade[55]. Perfis de viscosidade

turbilhonar plotados nas três alturas de análise (Figuras 4.32, 4.33 e 4.34) permitem visualizar esta constatação. Pode-se também observar que as correções do modelo padrão levam à supressão de energia turbulenta, consequência da consideração me maior ou menor extensão da curvatura do escoamento[30, 53].

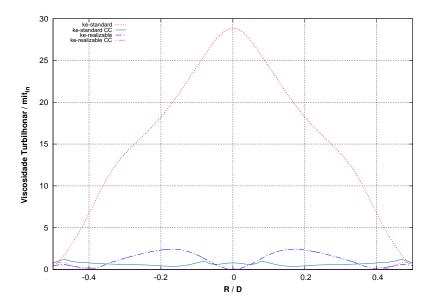
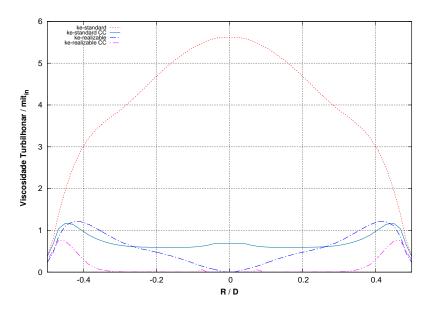
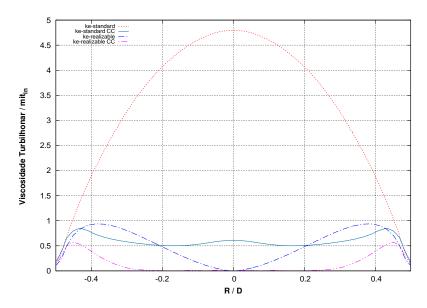


Figura 4.32: Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equações testados na linha 1.



**Figura 4.33:** Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equações testados linha 2.



**Figura 4.34:** Distribuições de viscosidade turbilhonar para os modelos a duas equações testados linha 3.

Seja, agora, a comparação entre os parâmetros de desempenho avaliados para os modelos de turbulência (Tabela 4.17). Realizaram-se simulações com o mesmo diâmetro de gota que vem sendo especificado, 50  $\mu m$ , e as mesmas condições da metodologia de design.

**Tabela 4.17:** G e  $R_f$  obtidos para as simulações com os modelos de turbulência avaliados.

Modelo	Eficiência Granulométrica $(G)$	Razão de Fluido $(R_f)$
k- $\varepsilon$ padrão	$68,\!65$	43,82
k- $arepsilon$ padrão cc	61,41	$37,\!56$
k- $arepsilon$ realizable	$64,\!66$	$40,\!92$
k- $\varepsilon$ realizable cc	$63,\!95$	38,64
RSM - G & L	65,72	38,00

Os valores das funções de desempenho do separador obtidos com os modelos de turbulência tomados não diferem em escala tão grande quanto se poderia supor a partir das distinções claras entre os respectivos perfis de velocidade. A justificativa para esta observação pode se encontrar no fato de as gotículas de água serem processadas de modo a percorrerem uma distância radial no sentido das paredes de no máximo a largura dos dutos de alimentação idealmente. Sendo esta largura relativamente pequena (a=0,62cm) frente ao maior raio no equipamento  $(\frac{D_c}{2}=5cm)$ , consegue-se verificar que os perfis não são tão discrepantes na vizinhança das paredes, zona em que se espera ocorrer a maior contribuição ao processo de separação.

# Capítulo 5

### Conclusão

O conjunto de procedimentos empregados no trabalho elaborado visou à consecução dos objetivos inicialmente definidos, que englobam a concepção de um hidrociclone para a separação de dispersões de água em óleo e a avaliação de seus aspectos fluidodinâmicos e de performance separativa, além de aprofundamentos quanto à apropriação das modelagens empregadas (multifásica e de turbulência) e de convergência numérica. Em face aos resultados encontrados, ilustrou-se a aplicação de ferramentas de Fluidodinâmica Computacional como um poderoso recurso para a resolução das equações de conservação com vistas a se determinar campos de escoamento bastante complexos, levantando-se características micro e macroscópicas de interesse, tais quais perfis de propriedades e parâmetros de rendimento ou eficiência, respectivamente. Ainda, conseguiu-se estudar o comportamento das variáveis relevantes do processo com o uso da metodologia do planejamento de experimentos, conduzindo a análises estatisticamente respaldadas para determinação das variáveis geométrica do hidrociclone projetado sensibilizadas na análise.

Especificamente em relação às etapas desempenhadas na investigação desenvolvida, cumpre ressaltar: a definição de uma malha hexaédrica com cerca de 560 mil pontos nodais por meio do teste de independência de malha realizado para condução das simulações necessárias; o emprego da técnica de delineamento composto central rotacional para geração da matriz de ensaios, contendo 9 corridas, visando à especificação de dimensões do hidrociclone, que parte de um modelo baseado na família Bradley; tendo-se como fatores os diâmetros das saídas de overflow e underflow e como respostas a eficiência granulométrica e a razão de fluido, os valores que resultam da procedimento utilizado buscando maiores eficiências e menores razões de fluido são dados por 1,55 cm para  $D_o$  e 1,26 cm para  $D_u$ .

Seguiu-se analisando a adequação da metodologia numérica empregada em relação à convergência. Em termos dos resíduos das equações de conservação resolvidas durante a solução CFD, constatou-se que o nível inicialmente atingido levou a campos de escoamento com perfil de velocidade significativamente discrepante daquele relativo aos níveis menores alcançados com a intensificação da sub-relaxação pela abordagem pseudo-transiente. Os parâmetros de performance, entretanto, não se mostraram com grande diferenciação, tornando razoável a opção por menor extensão da convergência residual ao se considerar o aumento substancial de tempo de simulação incorrido para obtenção dos níveis mais baixos – passas-se de cerca de 1 a 5 dias. Simulações transientes revelaram que a metodologia pseudo-transiente para gerar a solução estacionária fornece a distribuição de velocidade tangencial à qual a evolução transiente do campo tende.

Com a recondução da aplicação do planejamento de experimentos, obteve-se uma especificação geométrica relativamente similar àquela inicialmente determinada: 1,53~cm para  $D_o$  e 1,27~cm para  $D_u$ . Mantido a geometria originalmente obtida, prosseguiu-se com a determinação do diâmetro de corte reduzido  $d'_{50}$ , dado por  $52~\mu m$  pela construção da curva de eficiência de separação por tamanhos reduzida e a avaliação da performance do equipamento projetado em termos da eficiência total de separação pelas curvas traçadas para uma gama de distribuições de tamanhos para a alimentação.

No que tange ao escoamento estabelecido no interior do dispositivo, identificaram-se os comportamentos da velocidade tangencial e do campo de pressão para o escoamento desenvolvido no hidrociclone. Qualitativamente, têm-se distribuições compatíveis à descrição de fluxos rotacionais, o que foi visualizado por meio das linhas de corrente traçadas. Observaram-se frações volumétricas da fase dispersa gradualmente menores nas proximidades da saída de topo à proporção que se ampliou o diâmetro de gota, indicando sua diluição na corrente overflow por conta da maior separação promovida. Ainda, foi verificado que a modelagem multifásica utilizada (abordagem dois-fluidos — arraste e força de massa virtual), coerentemente, forneceu maiores atenuações da velocidade tangencial da fase contínua para menores diâmetros de partícula.

O comparativo de modelos de turbulência realizado ao final do Capítulo 4 se alinhou à busca por alternativas de simplificação da metodologia, que se baseou no uso de um modelo de fechamento completo, o que em muito contribui para o alto custo computacional envolvido. A análise pautada em comparações qualitativas quanto à descrição de escoamentos em vórtice apontou melhorias nos perfis de velocidade com a inclusão das correções de condição realizable e de curvatura ao modelo a duas equações, as quais já predizem comportamentos mais afastados de rotação de corpo rígido, diferentemente do modelo  $k - \varepsilon$  padrão.

### Sugestões de trabalhos futuros

- A construção de um modelo físico em acrílico referente à geometria selecionada para fins de validação empírica dos resultados mediante a comparação de parâmetros de performance e perfis simulados e obtidos por testes laboratoriais.
- Aprimorar as modelagens multifásica e de turbulênia utilizadas por meio da identificação empiricamente fundamentada e ajuste de coeficientes vinculados aos termos de interação entre fases para as condições de investigação.
- Consideração da evolução granulométrica da fase dispersa durante o processamento sofrido pela inclusão ou desenvolvimento de modelos de quebra e coalescência adequados ao tipo de sistema multifásico em questão.

# Referências Bibliográficas

- [1] MME. Boletim anual de exploração e produção de petróleo e gás natural 2016, November 2017. URL http://www.mme.gov.br.
- [2] Rodrigo Pizarro Lavalle da Silva. Sistemas de Separação Submarina como Estratégia para Mitigar Problemas de Garantia de Escoamento. PhD thesis, Engenharia Mecânica Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2015.
- [3] Ladislav Svarovsky. Solid-liquid separation. Elsevier, 2000.
- [4] Suhas Patankar. Numerical heat transfer and fluid flow. CRC press, 1980.
- [5] Henk Kaarle Versteeg and Weeratunge Malalasekera. An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method. Pearson education, 2007.
- [6] Nilo Indio do Brasil, Maria Adelina Santos Araújo, and Elisabeth Cristina Molina de Sousa. *Processamento de petróleo e gás.* Grupo Gen-LTC, 2000.
- [7] José Eduardo Thomas. Fundamentos de engenharia de petróleo. Interciência, 2001.
- [8] Petrobrás. Pré-sal, December 2017. URL http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/areas-de-atuacao/exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/pre-sal/.
- [9] R Kunert et al. Processamento primário de petróleo. Recursos Humanos. Universidade Petrobras. Escola de Ciências e Tecnologias E&P, 2007.
- [10] Rudisham Marjohan et al. How to increase recovery of hydrocarbons utilizing subsea processing technology. In Offshore Technology Conference-Asia. Offshore Technology Conference, 2014.
- [11] Ole Økland, Simon Davies, RM Ramberg, and H Rognø. Steps to the subsea factory. In Offshore Technology Conference, volume 24307, 2013.

- [12] Eduardo Rangel Braga. Desenvolvimento de um Hidrociclone para a Separação do Óleo Presente em Águas Oleosas de Refinarias de Petróleo. PhD thesis, Programa de Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos -Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015.
- [13] Douglas Bradley. The Hydrocyclone. Pergamon Press, Oxford, 1965.
- [14] K. Rietema. Performance and design of hydrocyclone. *Chemical Engineering Science*, 1961.
- [15] Criatiano Agenor Oliveira de Araújo. Hidrociclone para a Separação de MIisturas de Alto Teor de Óleo Disperso em Água. PhD thesis, Programa de Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015.
- [16] Zhi-shan Bai and Hua-lin Wang. Pressure and separating performance in dewatering hydrocyclone. JOURNAL-EAST CHINA UNIVERSITY OF SCI-ENCE AND TECHNOLOGY, 32(4):488, 2006.
- [17] LR Plitt. The analysis of solid-solid separations in classifiers. CIM bulletin, 64 (708):42–47, 1971.
- [18] Ian Smyth. Cyclonic dewatering of oil. PhD thesis, University of Southampton, 1988.
- [19] Abdelhafid Belaidi, Martin T Thew, and Sampath J Munaweera. Hydrocyclone performance with complex oil-water emulsions in the feed. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 81(6):1159–1170, 2003.
- [20] John D Schwarzkopf, Martin Sommerfeld, Clayton T Crowe, and Yutaka Tsuji.

  Multiphase flows with droplets and particles. CRC press, 2011.
- [21] John D Schwarzkopf, Efstathios Michaelides, and Clayton T Crowe. *Multiphase Flow Handbook*. CRC Press, 2016.
- [22] Guan Heng Yeoh and Jiyuan Tu. Computational techniques for multiphase flows. Elsevier, 2009.
- [23] Christopher Earls Brennen and Christopher E Brennen. Fundamentals of multiphase flow. Cambridge university press, 2005.
- [24] Nikolay Ivanov Kolev and NI Kolev. *Multiphase flow dynamics*, volume 1. Springer, 2005.

- [25] Markus Raffel, Christian E Willert, Fulvio Scarano, Christian J Kähler, Steve T Wereley, and Jürgen Kompenhans. Particle image velocimetry: a practical guide. Springer, 2018.
- [26] R Byron Bird, Warren E Stewart, and Edwin N Lightfoot. *Transport phenomena*. John Wiley & Sons, 2007.
- [27] Guillermo Hauke. An introduction to fluid mechanics and transport phenomena, volume 86. Springer, 2008.
- [28] Noel De Nevers and Ragnar Grahn. Fluid mechanics for chemical engineers.

  McGraw-Hill New York, 1991.
- [29] Peter Bradshaw. An introduction to turbulence and its measurement: thermodynamics and fluid mechanics series. Elsevier, 2013.
- [30] Pijush K Kundu and Ira M Cohen. Fluid Mechanics: El-Sevier. 2004.
- [31] David C Wilcox et al. *Turbulence modeling for CFD*, volume 2. DCW industries La Canada, CA, 1998.
- [32] Brian Edward Launder and Dudley Brian Spalding. The numerical computation of turbulent flows. In Numerical prediction of flow, heat transfer, turbulence and combustion, pages 96–116. Elsevier, 1983.
- [33] Tsan-Hsing Shih, William W Liou, Aamir Shabbir, Zhigang Yang, and Jiang Zhu. A new  $k-\epsilon$  eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. Computers & Fluids, 24(3):227–238, 1995.
- [34] PR Spalart and M Shur. On the sensitization of turbulence models to rotation and curvature. Aerospace Science and Technology, 1(5):297–302, 1997.
- [35] Inc Ansys. Ansys fluent theory guide. Canonsburg, Pa, page 794, 2011.
- [36] MM Gibson and BE Launder. Ground effects on pressure fluctuations in the atmospheric boundary layer. Journal of Fluid Mechanics, 86(3):491–511, 1978.
- [37] CT Crowe. Modeling turbulence in multiphase flows. In *Engineering turbulence* modelling and experiments, pages 899–913. Elsevier, 1993.
- [38] CT Crowe, TR Troutt, and JN Chung. Numerical models for two-phase turbulent flows. Annual review of fluid mechanics, 28(1):11–43, 1996.
- [39] S Balachandar and John K Eaton. Turbulent dispersed multiphase flow. Annual review of fluid mechanics, 42:111–133, 2010.

- [40] Clovis Raimundo Maliska. Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional. Grupo Gen-LTC, 2017.
- [41] Joel H Ferziger and Milovan Peric. Computational methods for fluid dynamics. Springer Science & Business Media, 2012.
- [42] Verônica Calado. Planejamento de Experimentos usando o Statistica. Editora E-papers, 2003.
- [43] Douglas C Montgomery. Design and analysis of experiments. ed, volume 52. 2001.
- [44] Th Neesse and J Dueck. Air core formation in the hydrocyclone. *Minerals Engineering*, 20(4):349–354, 2007.
- [45] Bo Zhang and Shien Hui. Numerical simulation and piv study of the turbulent flow in a cyclonic separator. In *Challenges of Power Engineering and Environment*, pages 1347–1351. Springer, 2007.
- [46] Brian P Leonard. A stable and accurate convective modelling procedure based on quadratic upstream interpolation. Computer methods in applied mechanics and engineering, 19(1):59–98, 1979.
- [47] Rodrigo Petrone Anjos, Rafael Oliveira, and Ricardo de Andrade Medronho.

  Numerical simulation of a bradley mini-hydrocyclone. In 7th International

  Conference on Advances in Applied Science and Environmental Technology ASET, 2017.
- [48] Laurens Joseph Arnold Marie Van Campen. Bulk dynamics of droplets in liquid-liquid axial cyclones. 2014.
- [49] Başak Akteke-Öztürk, Gerhard-Wilhelm Weber, and Gülser Köksal. Desirability functions in multiresponse optimization. In *EURO Mini-conference on Optimization in the Natural Sciences\_x000D\_*, pages 129–146. Springer, 2014.
- [50] R Gupta, MD Kaulaskar, V Kumar, R Sripriya, BC Meikap, and S Chakraborty. Studies on the understanding mechanism of air core and vortex formation in a hydrocyclone. *Chemical Engineering Journal*, 144(2):153–166, 2008.
- [51] Charles G Speziale, Sutanu Sarkar, and Thomas B Gatski. Modelling the pressure–strain correlation of turbulence: an invariant dynamical systems approach. *Journal of fluid mechanics*, 227:245–272, 1991.

- [52] SA Grady, GD Wesson, M Abdullah, and EE Kalu. Prediction of 10-mm hydrocyclone separation efficiency using computational fluid dynamics. Filtration & separation, 40(9):41-46, 2003.
- [53] Sean Mulligan. Experimental and numerical analysis of three-dimensional freesurface turbulent vortex flows with strong circulation. *PhD dissertation*, 2015.
- [54] Aljaž Škerlavaj, Leopold Škerget, Jure Ravnik, and Andrej Lipej. Predicting free-surface vortices with single-phase simulations. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 8(2):193–210, 2014.
- [55] Florian R Menter. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. AIAA journal, 32(8):1598–1605, 1994.

# Apêndice A

# Artigo

# A HYDROCYCLONE FOR SEPARATING WATER DISPERSED IN OIL

J. P. S. de Oliveira, T.S. Klein, R. A. Medrohno Federal University of Rio de Janeiro, Escola de Química E-mail: medronho@eq.ufrj.br, tania@eq.ufrj.br, joaopedro@ufrj.br

#### ABSTRACT

In this work, a hydrocyclone was developed for the separation of water droplets dispersed in oil. Accordingly, CFD simulations were performed in conjunction with the DCCR technique. CFD simulations of nine models related to combinations of overflow and underflow diameters were conducted, setting the water concentration to 10% by volume and 50  $\mu$ m drop diameter. The 1.55cm and 1.26cm measurements for underflow and overflow, respectively, were found to be the best results, with a grain size efficiency of 63% and a fluid ratio of 37%. For performance determination, simulations were performed with several drop diameters, keeping the concentration constant, obtaining a reduced grade efficiency curve and a cut size diameter of  $52\mu m$ .

### 1 - INTRODUCTION

Hydrocyclones consist of cyclonic equipment that promote the separation of a dispersed phase from a continuous one, of different densities, by the principle of sedimentation in a centrifugal field. In the present work, a hydrocyclone was developed to separate water dispersed in oil, in order to contribute to the investigation of

technologies to be applied in subsea systems of oil and gas processing. The methodology used is similar to that of Araújo (2015) and Braga (2015), who developed hydrocyclones destined to the conditioning of oily waters. However, the separation of water droplets dispersed in oil presents a greater degree of difficulty due, mainly, to the high values of viscosity of the oils.

#### 2 - METODOLOGY

The methodology of the present work consisted of starting from a base geometry and using an experimental planning technique to define the other geometries to be studied so that, through simulations with Computational Fluid Dynamics (CFD), one can identify the one that returns the best performance.

The basic geometry chosen was similar to that of a Bradley hydrocyclone with 10cm in diameter but using two rectangular entrances with a width height ratio of  $\frac{1}{2}$ , keeping the same entrance area. Preliminary calculations indicated that, for such geometry, water droplets of 50 µm in diameter would return granulometric efficiencies in the range of 50%, which are adequate to evaluate the sensitivity of this parameter to changes in hydrocyclone geometry.

#### 2.1 - Design of Experiments

The independent variables of the experimental design were the diameters of the overflow and underflow outflow tubes, using the bands of 0.7-2.3cm and 0.5-1.5cm, respectively. The granulometric efficiency (G) and the fluid ratio  $(R_f)$ , which are performance parameters in hydrocyclones, were taken as responses.

The application of the rotational central composite delineation technique, which allows the quadratic models to be obtained, led to a composition of the experiment matrix covering 4 factorial cases, 4 axial points and 1 central point, totaling 9 simulations to be conducted with CFD. In a rotational type treatment, axial levels with, in addition to allowing non-linear correlations, expand the study area in order to express the behavior of the responses to a greater extent. The selection of the hydrocyclone sizing levels was based on the simultaneous optimization methodology desirability. In order to process the resulting data, commercial software Statistica® was used.

The operating conditions adopted for the planning treatments include: continuous (oil) and discrete (water) phase densities equal to  $0.9g.cm^{-3}$  and  $1.03g.cm^{-3}$ , respectively, viscosity of the oil of 2 cP and processed flow given by  $924cm^{3}.s^{-1}$  (corresponding to the surface velocity of  $6m.s^{-1}$ ).

Table 1 summarizes the geometry of each of the nine simulated hydrocyclones

and already includes the granulometric efficiency values for  $50\mu m$  water droplets and the fluid ratio found for each geometric configuration.

Table	<b>A.1:</b>	Matrix	of	experiments.
-------	-------------	--------	----	--------------

Hydrocyclone	Do	Du	Do (cm)	Du (cm)	G (%)	Rf (%)	G' (%)
HC1	1	-1	2,30	0,50	8,9	1,1	7,9
$\mathrm{HC}2$	1	1	2,30	1,50	46,7	20,1	$33,\!3$
HC3	-1	-1	0,70	0,50	56,1	36,8	$30,\!5$
HC4	-1	1	0,70	1,50	96,1	86,1	72,2
HC5	+1,41	0	2,63	1,00	18,6	4,9	14,4
HC6	-1,41	0	$0,\!37$	1,00	98,7	$90,\!6$	85,7
HC7	0	$+1,\!41$	1,50	1,70	80,3	58,8	52,2
HC8	0	-1,41	1,50	$0,\!30$	13,2	$^{2,5}$	11,0
HC9	0	0	1,50	1,00	53,2	29,2	33,8

#### 2.2 - CFD Simulations

The geometry of the HC9 hydrocyclone, as well as the computational mesh used, with about 560 thousand nodes can be seen in Figure 1. A mesh test was conducted to guarantee the independence of the results with respect to the mesh. The ANSYS® v18.0 commercial package software was used for all stages of the simulations: DesignModeler®, ICEM CFD®, Fluent® and CFD-Post.

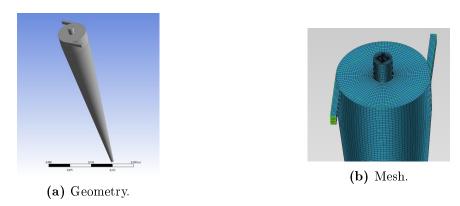


Figure A.1: The basic hydrocyclone.

The phenomenological treatment of the flow considered in the simulations consists in the application of transport equations representative of the principles of mass conservation (continuity) and linear momentum. The two-phase flow, consisting of the oily (continuous) and aqueous (dispersed) phases, was treated by the Euler-Euler approach, with constant diameter water droplets  $(50\mu m)$  for the nine design

simulations and variations between  $10\mu m$  and  $120\mu m$ , 10 in  $10\mu m$ , for construction of the particle size curve). This approach is based on solving the momentum equations individually for each phase, which leads to differentiated velocity fields, for the same pressure field, next to the continuity equation for the global system and the volumetric fraction equation for a of the phases.

Due to the complex flow that occurs in hydrocyclones, the model of turbulence used was that of Gibson and Launder (1978), belonging to the class of models of tensors of Reynolds. The specified boundary conditions were: uniform velocity of 6 ms-1 with 10% dispersed phase volumetric fraction for the two tangential inlet sections; null value for gauge pressure in overflow and underflow; and adhesion condition on the walls. Regarding the discretization of the flow terms, the second-order centered scheme (CDS) for the diffusive and the QUICK interpolation scheme for the advective terms was applied. Also, the pseudo-transient formulation was used to conduct the stationary simulations with the aim of favoring their convergence. Its use in substitution to the transient treatment, as an alternative to overcome the numerical difficulties encountered with simulations in permanent regime directly, was effective in the comparative study developed by Anjos et al. (2017). Residues of the order of  $10^{-5}$  were obtained for the continuity and Navier-Stokes equations and  $10^{-3}$  for the turbulence equations.

#### 3 - RESULTS AND DISCUSSION

### 3.1 - Design of Experiments

Equations (1), for the granulometric size efficiency, and (2), for the fluid ratio are the correlations obtained by the statistical adjustment of the data from the simulations. Through the simultaneous optimization methodology, in order to maximize G and minimize Rf, the optimum values for the overflow and underflow diameters were 1.55 cm and 1.26 cm respectively.

$$G = 45.28 - 7.844D_o^2 - 9.319D_o + 43.22D_u \tag{A.1}$$

$$R_f = 46.15 + 13.37D_o^2 - 56.08D_o + 65.35D_u - 18.91D_oD_u$$
 (A.2)

#### 3.2 - Performance of the Selected Hydrocyclone

The reduced granulometric efficiency curve of the projected hydrocyclone can

be seen in Figure 2. Based on this, the reduced hydrocyclone cut-off diameter was estimated at 52m, which allows performance predictions to be calculated by calculating the total reduced efficiency in function of the drop size distribution in the input sections.

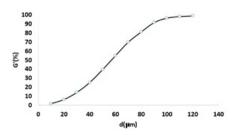


Figure A.2: Reduced granulometric efficiency curve of the optimized hydrocyclone.

#### 4 - FINAL CONSIDERATIONS

Using a CFD and experimental planning tool, a hydrocyclone was obtained to separate drops of dispersed water in oil. The optimized device produces a reduced cut size of  $57\mu m$  when treating a flow rate of  $900cm^3s^{-1}$ . As future work, validation of the simulations will be carried out by comparing simulated and experimental velocity profiles, with a PIV. The optimized hydrocyclone will also be built for experimental tests.

### REFERENCES

ANJOS, R. P.; OLIVEIRA, R. S.; MEDRONHO, R. A. Numerical Simulation of a Bradley Mini-Hydrocyclone. Proc. of the 7th Int. Conference on Advances in Applied Science and Environmental Technology - ASET. Bangkok: IRED Head-quarters, p. 20-23, 2017.

ARAÚJO, C. A. O. D. Hidrociclones para a Separação de Misturas de Alto Teor de Óleo Disperso em Água. Tese de doutorado, Programa de Tecnologia dos Processos Químicos e Bioquímicos, Escola de Química, UFRJ. Rio de Janeiro, p. 119. 2015 (in Portuguese).

BRAGA, E. R. Desenvolvimento de um Hidrociclone para Separação do Óleo Presente em Águas Oleosas de Refinarias de Petróleo. Tese de Doutorado, Programa de Tecnologia dos Processos Químicos e Bioquímicos, Escola de Química, Rio de Janeiro, p. 163. 2015 (in Portuguese).

GIBSON, M. AND LAUNDER, B. Ground Effects on Pressure Fluctuations in the Atmospheric Boundary Layer. J. Fluid Mech, v. 86, p. 491-511, 1978.