

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

VITOR OTÁVIO OCHOSKI MACHADO

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO ESCOAMENTO GÁS-SÓLIDO
DE UM LEITO FLUIDIZADO CIRCULANTE**

DISSERTAÇÃO

**PONTA GROSSA
2019**

VITOR OTÁVIO OCHOSKI MACHADO

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO ESCOAMENTO GÁS-SÓLIDO
DE UM LEITO FLUIDIZADO CIRCULANTE**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Campus Ponta Grossa. Área de Concentração: Térmica e Fluidos.

Orientador: Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez Behainne

Coorientadora: Profa. Dra. Maria Regina Parise

PONTA GROSSA

2019

Ficha catalográfica elaborada pelo Departamento de Biblioteca
da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Câmpus Ponta Grossa
n.64/19

M149s Machado, Vitor Otávio Ochoski

Simulação computacional do escoamento gás-sólido de um leito fluidizado
circulante / Vitor Otávio Ochoski Machado, 2019.

134 f.; il. 30 cm.

Orientador: Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez Behainne

Coorientadora: Profa. Dra. Maria Regina Parise

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Ponta
Grossa, 2019.

1. Fluidização. 2. Fluidodinâmica computacional. 3. Gás - Escoamento. 4.
Engenharia mecânica. I. Behainne, Jhon Jairo Ramirez. II. Parise, Maria Regina. III.
Universidade Tecnológica Federal do Paraná. IV. Título.

CDD 620.1

FOLHA DE APROVAÇÃO

Título de Dissertação Nº 31/2019

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO ESCOAMENTO GÁS-SÓLIDO DE UM LEITO FLUIDIZADO CIRCULANTE

Por

Vitor Otávio Ochoski Machado

Esta dissertação foi apresentada às **08 horas e 30 minutos** de **09 de agosto de 2019**, na **J1-114** como requisito parcial para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA, com Área de Concentração em Térmica e Fluidos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. O candidato foi arguido pela Banca Examinadora, composta pelos professores abaixo assinados. Após deliberação, a Banca Examinadora considerou o trabalho APROVADO.

Prof^a. Dr^a. Gabriela Cantarelli Lopes
(UFSCar)

Prof. Dr. Luiz Eduardo Melo Lima
(UTFPR)

Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez Behainne
(UTFPR)
Orientador(a) e presidente da banca



Visto do Coordenador:

Prof. Dr. Gerson Henrique dos Santos
Coordenador do PPGEM
UTFPR - Câmpus Ponta Grossa

A FOLHA DE APROVAÇÃO ASSINADA ENCONTRA-SE NO DEPARTAMENTO DE REGISTROS ACADÊMICOS DA UTFPR - CÂMPUS PONTA GROSSA

AGRADECIMENTOS

Este trabalho é o fruto de uma longa jornada que começou em 2009, quando escolhi fazer o Curso Técnico em Mecânica na Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Após conviver todos esses anos na universidade, tornou-se claro que a escolha de seguir a área acadêmica é o caminho mais adequado. Desta forma, devo agradecer a todos os docentes que participaram diretamente ou indiretamente na minha formação e, por consequência, da decisão de realizar o mestrado. Dentre estes, deixo um agradecimento especial a meu orientador Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez Behainne, pela oportunidade de trabalharmos juntos e por todo o suporte que forneceu, e à minha coorientadora, Profa. Dra. Maria Regina Parise, pelos conhecimentos compartilhados.

Ainda, devo agradecer a meus pais, Vinícius e Andrea, a meu irmão Pedro, e a minha namorada Isabeli pelo apoio incondicional e por muitas vezes me dar ânimo para seguir em frente.

Agradeço a Deus pela capacidade que me concedeu de estudar.

Agradeço à CAPES pela bolsa concedida durante a realização do mestrado.

RESUMO

MACHADO, Vitor Otávio Ochoski. **Simulação computacional do escoamento gás-sólido de um leito fluidizado circulante**. 2019. 134 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Ponta Grossa, 2019.

A tecnologia de leito fluidizado circulante (LFC) encontra-se em contínua expansão no mundo, sendo utilizada com reconhecido sucesso na produção de energia térmica e elétrica, na indústria petroquímica e de mineração. O estudo das características fluidodinâmicas do escoamento multifásico desenvolvido no interior de um sistema de LFC, principalmente por intermédio de ferramentas de fluidodinâmica computacional, tem se mostrado um meio eficaz para identificar potenciais melhorias relacionadas ao projeto de componentes e estabelecer as condições operacionais mais adequadas em aplicações específicas. Mesmo sendo foco de muitas pesquisas, percebe-se a existência de lacunas na modelagem integrada dos sistemas de LFC, isto é, com todos os seus componentes interligados em operação simultânea. Neste sentido, não há clareza na descrição do regime friccional das partículas, na avaliação das interações entre a fase sólida e as paredes, e na análise dos efeitos produzidos por escolhas nas condições de contorno das válvulas de recirculação do tipo *loop-seal*, usualmente simplificadas na literatura. Assim, visando contribuir para a compreensão do escoamento gás-partícula em unidades de LFC, este trabalho investiga, via método dos volumes finitos e por intermédio do programa computacional ANSYS® Fluent® v. 18.0, a influência da modelagem matemática, e da escolha de condições de contorno e operacionais, sobre a fluidodinâmica de um sistema de LFC com todos os seus componentes. Os principais resultados obtidos mostraram que o modelo de regime friccional de Johnson e Jackson, de 1987, associado ao valor de fração volumétrica crítica de sólidos igual a 0,61, representou melhor o comportamento fluidodinâmico do circuito, quando comparado com o modelo de Schaeffer, de 1987, especialmente na válvula *loop-seal*, onde o leito de partículas é muito denso. Dos modelos de arrasto testados, o de Syamlal-O'Brien, de 1989, parametrizado para condições de mínima fluidização, foi o que reproduziu de forma mais coerente o fenômeno do arrasto; todavia, vale-se ressaltar que todos os modelos testados superestimaram a interação entre as fases. O coeficiente de especularidade mais próximo de 0 gerou melhores resultados do que o usualmente empregado em simulações de sistemas integrados de LFC, sendo esse 0,6. Adicionalmente, os modelos se mostraram sensíveis às mudanças nas condições de contorno testadas. Por fim, percebeu-se que a metodologia de investigação adotada, que consistiu não só da verificação dos resultados do ponto de vista quantitativo, mas também qualitativo, foi imprescindível para a identificação das configurações computacionais que representassem de forma mais coerente a física do problema do escoamento gás-sólido no interior dos sistemas de LFC.

Palavras-chave: Leito fluidizado circulante. Escoamento gás-sólido. Fluidodinâmica computacional. Método dos volumes finitos.

ABSTRACT

MACHADO, Vitor Otávio Ochoski. **Computational simulation of the gas-solid flow in a circulating fluidized bed**. 2019. 134 p. Master's Thesis (Master in Mechanical Engineering) - Federal University of Technology - Paraná, Ponta Grossa, 2019.

Circulating fluidized beds (CFBs) are systems widely spread worldwide, and successfully applied in thermal and power generation, petrochemical and mining industries. The study of the multiphase flow hydrodynamics in CFB units, mainly by using computational fluid dynamics tools, has been recognized as an effective way to identify improvements in their components as well as in the operating conditions of either current processes or new applications. Although many works have already been published on such systems, some gaps about modeling them as an integrated equipment still remain. In this sense, there is not clarity about describing the friction regime for the particles, the assessment of interactions between the solid phase and walls, and the analysis on the effects produced by choosing particular boundary conditions in the loop-seal valve, which are usually simplified in the literature. So, in order to contribute for understanding better the behavior of the gas-solid flow in CFB systems, this research applies the finite volume method by means the ANSYS® Fluent® v. 18.0 software to analyze the influence of the mathematical modeling, as well as the choice of boundary and operational conditions on the hydrodynamics of an integrated bench-scale CFB system. The results showed that the Johnson and Jackson friction regime model applied along with a critical solid volume fraction of 0,61 led to better description of the gas-solid flow inside the CFB loop when compared to that obtained with the Schaeffer model, especially in the loop-seal region, where the bed of particles is denser. In regard of the drag models here tested, the Syamlal-O'Brien model parameterized for conditions of minimum fluidization came out the more coherent results for describing the drag phenomenon; however, it is worth to point out that all models overestimated the interaction between the gas and solid phases. On the other hand, simulations carried out using specular coefficient closer to 0 brought better results than those employing the value of 0.6, which is usually considered for integrated CFB systems. Additionally, the models were sensitive to changes in the boundary conditions imposed on the loop-seal valve. Finally, it was noticed that the methodology here adopted, which was based not only on a quantitative analysis but also on a qualitative one contributed to identify computational modeling configurations that got to describe in a more coherent way the physics of the gas-solid flow inside of CFB systems.

Keywords: Circulating fluidized bed. Gas-solid flow. Computational fluid dynamics. Finite volume method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Variação axial típica da fração dos sólidos no <i>riser</i> de um leito fluidizado circulante	22
Figura 2 - Componentes de um leito fluidizado circulante	24
Figura 3 - Perfil típico do balanço de pressão em sistemas de leito fluidizado circulante	25
Figura 4 - Estrutura núcleo-anular em uma coluna <i>riser</i>	26
Figura 5 - Fração volumétrica dos sólidos em relação à posição radial da coluna <i>riser</i>	27
Figura 6 - Velocidade axial dos sólidos em relação à posição radial da coluna <i>riser</i>	27
Figura 7 - Perfil de pressão axial característico em uma coluna <i>riser</i>	28
Figura 8 - Mudança de velocidade dos sólidos até a entrada do ciclone	29
Figura 9 - Efeito da separação dos sólidos em um ciclone	30
Figura 10 - Escoamento em uma <i>loop-seal</i>	31
Figura 11 - Tipos de colisão	37
Figura 12 - Fluxograma das etapas para a realização das simulações computacionais e verificação experimental	56
Figura 13 - Esquema da unidade de fluidização rápida a frio.....	63
Figura 14 - Placa de distribuição de ar do sistema experimental	64
Figura 15 - Sistema experimental (a) e desenho realizado no SOLID WORKS v17.0 (b)	65
Figura 16 - Detalhes da malha computacional com 805 615 volumes de controle....	66
Figura 17 - Regiões de condição de contorno	67
Figura 18 - Amostrador de sólidos	74
Figura 19 - Aspecto fluidodinâmico do escoamento gás-sólido na válvula <i>loop-seal</i> correspondente aos casos de validação.....	76
Figura 20 - Comportamento da fluidodinâmica para a Malha 1 com 259 712 volumes de controle	79
Figura 21 - Comportamento da fluidodinâmica para a Malha 2 com 445 753 volumes de controle	80
Figura 22 - Comportamento da fluidodinâmica para a malha 3 com 805 615 volumes de controle	81
Figura 23 - Resíduos numéricos resultantes das três malhas estudadas: para a fração volumétrica de sólidos (α_s) e a componente de velocidade “ u ” da fase gasosa (a) e para a continuidade (b).....	83

Figura 24 - Resíduos numéricos para diferentes casos de simulação: para a fração volumétrica de sólidos (α_s) e a componente de velocidade “ u ” da fase gasosa (a) e para a continuidade (b).....	84
Figura 25 - Diferença entre as malhas com (a) e sem (b) simplificação na região de entrada da <i>loop-seal</i> (Vista inferior do LFC).....	85
Figura 26 - Desenvolvimento da dinâmica do escoamento para o modelo de Johnson e Jackson de 1987.....	87
Figura 27 - Contorno de viscosidade friccional calculado pelo modelo de Johnson e Jackson de 1987.....	88
Figura 28 - Campo de viscosidade friccional (a) e de velocidade (b) dos sólidos na válvula <i>loop-seal</i>	90
Figura 29 - Desenvolvimento da dinâmica do escoamento para o modelo de Schaeffer, de 1987.....	91
Figura 30 - Comparativo do campo de velocidades de sólidos na <i>loop-seal</i> para os modelos de Shaeffer (a) e Johnson e Jackson (b).....	92
Figura 31 - Taxa de circulação dos sólidos para os modelos friccionais de Johnson e Jackson, de 1987 (a), e Schaeffer, de 1987 (b).....	93
Figura 32 - Comparativo do perfil axial de pressão para os modelos de fricção de Johnson e Jackson, de 1987 (Caso 1), e Schaeffer, de 1987 (Caso 2).....	94
Figura 33 - Perfil de pressão nos instantes 18,0 s e 19,5 s para o modelo de arrasto de Gidaspow de 1994.....	95
Figura 34 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o modelo de arrasto de Syamlal-O’Brien de 1989.....	98
Figura 35 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o modelo de arrasto de Syamlal-O’Brien, de 1989, parametrizado para condições de mínima fluidização....	99
Figura 36 - G_s para os modelos de Syamlal-O’Brien, de 1989, (a) e sua alternativa modificada para condições de mínima fluidização (b).....	100
Figura 37 - Comparativo do perfil de pressão para os modelos de arrasto de Gidaspow, de 1994 (Caso 1), Syamlal-O’Brien, de 1989 (Caso 3), e sua alternativa modificada para condições de mínima fluidização (Caso 4).....	101
Figura 38 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para $\alpha_s, crit$ igual a 0,5.....	103
Figura 39 - Viscosidade friccional na conexão entre o <i>riser</i> e o ciclone para os Casos 4 (a) e 5 (b).....	104
Figura 40 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para $\alpha_s, crit$ igual a 0,4.....	105
Figura 41 - G_s para $\alpha_s, crit$ igual a 0,5 (a) e 0,4 (b).....	106
Figura 42 - Comparativo do perfil de pressão para $\alpha_s, crit$ igual a 0,61 (Caso 4); 0,5 (Caso 5) e 0,4 (Caso 6).....	107
Figura 43 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o coeficiente de especularidade igual a 0,3.....	108
Figura 44 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o coeficiente de especularidade igual a 0,6.....	109

Figura 45 - G_s para coeficiente de especularidade de 0,3 (a) e 0,6 (b)	110
Figura 46 - Comparativo do perfil de pressão para coeficiente de especularidade igual a 0,01 (Caso 4); 0,3 (Caso 7) e 0,6 (Caso 8)	111
Figura 47 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso em que a câmara de alimentação foi representada sem simplificações	113
Figura 48 - Resultado de G_s para o caso em que a câmara de alimentação foi representada sem simplificações	114
Figura 49 - Perfil de pressão para as configurações com (Caso 4) e sem simplificação (Caso 9) na representação da condição de contorno na <i>loop-seal</i>	114
Figura 50 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso com aeração na câmara de reciclagem	116
Figura 51 - Resultado de G_s para o caso com aeração na câmara de reciclagem ..	117
Figura 52 - Perfil de pressão para as configurações com aeração na câmara de alimentação (Caso 4) e na câmara de reciclagem (Caso 10).....	118
Figura 53 - Resultado de G_s para o caso com aumento da vazão de aeração na câmara de alimentação	119
Figura 54 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso com acréscimo na vazão de aeração na câmara de alimentação da <i>loop-seal</i>	120
Figura 55 - Perfil de pressão para o caso com aumento da vazão de aeração na câmara de alimentação	121

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 - Resumo dos modelos utilizados na coluna <i>riser</i>	52
Quadro 2 - Resumo dos modelos utilizados no ciclone	53
Quadro 3 - Resumo dos modelos utilizados na <i>loop-seal</i>	53
Quadro 4 - Resumo dos modelos utilizados no circuito completo	55
Quadro 5 - Planejamento das simulações computacionais	71
Quadro 6 - Combinação de casos para análise	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Coeficientes de especularidade adotados em simulação CFD	38
Tabela 2 - Descrição das malhas computacionais empregadas no teste de malha ..	65
Tabela 3 - Condições experimentais utilizadas para validação das simulações	73
Tabela 4 - Resultados experimentais utilizados para validação dos modelos computacionais	75
Tabela 5 - Resultado de G_s e custo computacional para as diferentes malhas estudadas.....	78
Tabela 6 - Resultados de G_s via ferramentas CFD e experimental	117

LISTA DE SIGLAS

CFD	Fluidodinâmica Computacional, do inglês <i>Computational Fluid Dynamics</i>
LFC	Leito Fluidizado Circulante
2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
DNS	Simulação Numérica Direta, do inglês <i>Direct Numerical Simulation</i>
EMMS	Minimização Multi-Escala, do inglês <i>Energy Minimization Multi-Scale</i>
KTGF	Teoria Cinética do Escoamento Granular, do inglês <i>Kinetic Theory of Granular Flow</i>
LES	Simulação das Grandes Escalas, do inglês <i>Large Eddy Simulation</i>
RANS	Equações de Navier-Stokes com médias de Reynolds, do inglês <i>Reynolds Averaged Navier-Stokes</i>
RSM	Modelo de Tensor de Reynolds, do inglês <i>Reynolds Stress Model</i>
DPM	Modelo de Fase Discreta, do inglês <i>Discrete Phase Model</i>
UFRAF	Unidade de Fluidização Rápida a Frio
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná
LFB	Leito Fludizado Borbulhante

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

A	variável A do modelo de arrasto de Syamlal e O'brien (1989)	[-]
Ar	número de Arquimedes	[-]
B	variável B do modelo de arrasto de Syamlal e O'brien (1989)	[-]
$c1$	variável c1 do modelo de arrasto de Syamlal e O'brien (1989) ajustado para condições de mínima fluidização	[-]
$C_{1\varepsilon}$	constante 1 da equação de turbulência $k - \varepsilon$	[-]
$C_{2\varepsilon}$	constante 2 da equação de turbulência $k - \varepsilon$	[-]
C_d	coeficiente de arrasto	[-]
d_p	diâmetro da partícula	[m]
$d1$	variável d1 do modelo de arrasto de Syamlal e O'brien (1989) ajustado para condições de mínima fluidização	[-]
\bar{D}_s	tensor taxa de deformação dos sólidos	[s ⁻¹]
e	coeficiente de restituição do particulado	[-]
g	aceleração da gravidade	[m.s ⁻²]
g_0	função de distribuição radial	[-]
I_{2D}	segundo invariante do tensor de tensões deviatórico	[-]
$G_{k,m}$	energia cinética turbulenta da mistura	[m ² .s ⁻²]
K_1	constante 1 de estresse granular	[kg.m ⁻³]
K_2	constante 2 de estresse granular	[kg.m ⁻²]
K_3	constante 3 de estresse granular	[kg.m ⁻²]
K_4	constante 4 de estresse granular	[kg.m ⁻⁴]
k	energia cinética turbulenta	[m ² .s ⁻²]
N_f	componente normal de fricção da tensão	[Pa]
n	vetor normal unitário em relação à parede na direção da região onde se encontram as partículas	[-]
p	pressão	[Pa]
P_s	pressão dos sólidos	[Pa]
$P_{s,f}$	pressão de fricção dos sólidos	[Pa]
Re_p	número de Reynolds das partículas referente a velocidade relativa entre as fases	[-]
t_r	soma dos principais elementos diagonais	[-]
T	temperatura granular	[m ² .s ⁻²]
v_{slip}	velocidade de deslizamento entre partículas e parede	[m.s ⁻¹]
v_{rs}	velocidade terminal das partículas	[m.s ⁻¹]
\vec{v}_g	vetor velocidade da fase gasosa	[m.s ⁻¹]
\vec{v}_m	vetor velocidade da mistura	[m.s ⁻¹]
\vec{v}_s	vetor velocidade dos sólidos	[m.s ⁻¹]

Letras Gregas

α_g	fração volumétrica da fase gasosa	[-]
α_s	fração volumétrica da fase sólida	[-]
$\alpha_{s,crit}$	fração volumétrica crítica de sólidos para o início do regime de fricção	[-]
$\alpha_{s,máx}$	empacotamento máxima da fase sólida	[-]
β	transferência da quantidade de movimento entre as fases	[kg.m ⁻³ .s ⁻¹]
ε	dissipação turbulenta	[m ² .s ⁻³]
θ	temperatura granular algébrica	[m ² .s ⁻²]
λ_g	viscosidade volumétrica da fase gasosa	[N.s.m ⁻²]
λ_s	viscosidade volumétrica da fase sólida	[N.s.m ⁻²]
Π_{km}	termo fonte 1 para modelar interação turbulenta entre fases dispersas e contínuas	[-]
$\Pi_{\varepsilon m}$	termo fonte 2 para modelar interação turbulenta entre fases dispersas e contínuas	[-]
δ	ângulo de fricção entre a parede e os sólidos	[rad]
φ	coeficiente de especularidade	[-]
\emptyset	ângulo de fricção interna	[rad]
σ_c	porção de colisão da tensão	[Pa]
σ_f	porção friccional da tensão	[Pa]
μ_g	viscosidade dinâmica dos gases	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
μ_m	viscosidade dinâmica da mistura	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
μ_s	viscosidade dinâmica dos sólidos	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
$\mu_{s,f}$	porção friccional da viscosidade dinâmica dos sólidos	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
$\mu_{s,c}$	porção colisional da viscosidade dinâmica dos sólidos	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
$\mu_{s,k}$	porção cinética da viscosidade dinâmica dos sólidos	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]
ρ_g	massa específica do gás	[kg.m ⁻³]
ρ_m	massa específica da mistura	[kg.m ⁻³]
ρ_s	massa específica dos sólidos	[kg.m ⁻³]
$\bar{\tau}_g$	tensor de tensões da fase gasosa	[Pa]
$\bar{\tau}_s$	tensor de tensões da fase sólida	[Pa]
$\tau_{s,f}$	porção friccional da tensão de cisalhamento nos sólidos	[Pa]
ω	taxa de dissipação turbulenta específica	[s ⁻¹]

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	16
1.1 OBJETIVOS	17
1.1.1 Objetivo Geral	17
1.1.2 Objetivos Específicos	18
1.2 JUSTIFICATIVA	18
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO	19
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E ESTADO DA ARTE	21
2.1 FLUIDIZAÇÃO RÁPIDA	21
2.2 LEITO FLUIDIZADO CIRCULANTE	23
2.2.1 Riser	25
2.2.2 Ciclone	28
2.2.3 Loop-seal	30
2.3 MODELAGEM MATEMÁTICA DO ESCOAMENTO GÁS-SÓLIDO	32
2.3.1 Abordagens Euleriana-Euleriana e Euleriana-Lagrangiana	32
2.3.2 Teoria Cinética do escoamento Granular (KTGF)	33
2.3.3 Modelos de Turbulência	33
2.3.4 Comportamento Friccional no escoamento Gás-sólido	35
2.3.5 Coeficiente de Especularidade	36
2.3.6 Modelos de Arrasto	39
2.4 MODELAGEM CFD DE LEITOS FLUIDIZADOS CIRCULANTES	41
2.4.1 Modelagem dos Componentes Separados	41
2.4.1.1 Riser	41
2.4.1.2 Ciclone	45
2.4.1.3 <i>Loop-Seal</i>	47
2.4.2 Modelagem do Leito Fluidizado Circulante Integrado	48
2.4.3 Resumo dos Trabalhos já Desenvolvidos	52
3 METODOLOGIA	56
3.1 MODELAGEM MATEMÁTICA	57
3.1.1 Abordagem Euleriana-Euleriana e a KTGF	57
3.1.2 Modelo de Turbulência	59
3.1.3 Modelos de Regime Friccional	60
3.1.4 Modelo de Arrasto	60
3.2 GEOMETRIA DO SISTEMA EXPERIMENTAL E MALHA COMPUTACIONAL ..	62
3.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO	67
3.4 PARÂMETROS E METODOLOGIA DE SIMULAÇÃO	68
3.5 PLANEJAMENTO DAS SIMULAÇÕES	71
3.6 VERIFICAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS	73
3.6.1 Dados Experimentais Quantitativos Utilizados na Validação do Modelo Computacional	74

3.6.2 Dados Experimentais Qualitativos Utilizados na Validação do Modelo Computacional	75
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	78
4.1 TESTE DE MALHA.....	78
4.2 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES	85
4.2.1 Modelos de Regime Friccional	86
4.2.2 Modelos de Arrasto	95
4.2.3 Fração Crítica de Sólidos para o Início do Regime de Fricção.....	102
4.2.4 Coeficiente de Especularidade	108
4.2.5 Descrição do Sistema de Distribuição de Ar não Simplificada	112
4.2.6 Aeração na Câmara de Reciclagem.....	115
4.2.7 Influência do Aumento da Vazão de Aeração na <i>Loop-Seal</i>	119
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	123
5.1 RESUMO DOS RESULTADOS.....	123
5.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS	125
5.3 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	126
REFERÊNCIAS.....	128

1 INTRODUÇÃO

Leitos fluidizados circulantes (LFC) são sistemas multifásicos utilizados em diversas operações industriais, principalmente, na geração de energia térmica em processos de combustão para o fornecimento de potência mecânica e/ou elétrica; na transformação de combustíveis sólidos e líquidos mediante reações termoquímicas de gaseificação e pirólise; na conversão do petróleo através do processo de craqueamento catalítico; no tratamento de minérios para a indústria metalúrgica e no beneficiamento de subprodutos agrícolas (LI; PANNALA; SHAHNAM, 2014; KINKAR; DHOTE; CHOKKAR, 2015; MARTINS, 2015). No que diz respeito ao mercado da energia elétrica produzida a partir do processo de combustão, segundo dados de *Transparency Market Research* (2015), a aplicação da tecnologia das caldeiras de leito fluidizado circulante apresentará, no âmbito mundial, um aumento considerável na oferta de eletricidade, tendo-se previsto alcançar o valor de quase 242 GWe no ano de 2023.

Sistemas de LFC gás-sólido se caracterizam por operar em regime de fluidização rápida, no qual, partículas sólidas são permanentemente colocadas em circulação pela ação de um fluido que as percola a altas velocidades, em uma coluna vertical denominada *riser*. A elevada movimentação das partículas e do gás no interior dos sistemas de LFC intensifica as taxas de transferência de calor e de massa, fornecendo vantagens em todas as operações onde tais sistemas têm encontrado aplicação. No caso específico de fornalhas de LFC, utilizadas em caldeiras para geração de vapor e eletricidade, promove-se uma alta eficiência na combustão (97,5% a 99,5%), contribui-se na prevenção da emissão de óxidos de nitrogênio e permite-se a fácil remoção de enxofre e de outros poluentes (BASU, 2006; ZHANG et al., 2010; ZHOU et al. 2013; BARIYAR et al., 2016).

A compreensão das características fluidodinâmicas próprias das fornalhas de LFC representa uma questão fundamental para o desenvolvimento ou dimensionamento adequado dos seus componentes, bem como um elemento norteador para o alcance de condições ideais de funcionamento ou de melhor rendimento operacional (BENYAHIA et al., 2000; ZHANG et al., 2010). No entanto, como sugerido por vários estudos, a fluidodinâmica do escoamento gás-sólido em uma fornalha de leito fluidizado circulante é complexa, tornando inviável a solução

analítica das equações de conservação para a determinação dos parâmetros fluidodinâmicos relacionados às fases sólida e gasosa em altas velocidades de fluidização (ZHANG et al., 2010; MARTINS, 2015). Por esse motivo, normalmente recorre-se ao uso de técnicas de caracterização experimental ou de modelagem numérica utilizando fluidodinâmica computacional (CFD - *Computational Fluid Dynamics*) (BENYAHIA et al., 2000; HODAPP, 2009; CHEN, 2016).

Resultantes do desenvolvimento tecnológico na área computacional, ensejando à criação de modelos que representem melhor os fenômenos reais, bem como do aumento da popularidade das fornalhas de LFC, muitos trabalhos CFD já foram realizados e outros vêm sendo desenvolvidos com o objetivo de estudar os detalhes da fluidodinâmica do regime de fluidização rápida. Alguns desses trabalhos foram apresentados por Wang et al. (2014), Guan et al. (2016), Yu et al. (2018), Liu, Zhang e Wang (2019), entre outros.

Todavia, algumas lacunas persistem em relação à modelagem da física do escoamento gás-sólido que ocorre em um circuito integrado de LFC, especialmente no que diz respeito às interações entre os particulados (fricção) e entre a fase sólida e a parede (coeficiente de especularidade); e no que diz respeito a influência das escolhas das condições de contorno e operacionais adotadas na válvula *loop-seal*. Portanto, entende-se necessário o desenvolvimento de mais estudos para elucidar essas questões.

1.1 OBJETIVOS

Os objetivos geral e específicos desta dissertação são descritos a seguir.

1.1.1 Objetivo Geral

Avaliar o comportamento do escoamento gás-sólido a frio em um sistema integrado de leite fluidizado circulante em escala de laboratório, mediante a utilização da abordagem da fluidodinâmica computacional, empregando o aplicativo comercial ANSYS® Fluent® v.18.0.

1.1.2 Objetivos Específicos

- Averiguar a diferença de comportamento fluidodinâmico do circuito de LFC em função da escolha dos modelos de regime friccional propostos por Johnson e Jackson em 1987 e Schaeffer em 1987, e, a posteriori, a influência do valor adotado do limite da fração crítica de sólidos para o início do regime friccional;
- Analisar os efeitos da escolha de modelos de arrasto desenvolvidos por Syamlal-O'Brien em 1989, e sua alternativa parametrizada para condições de mínima fluidização, e por Gidaspow em 1994;
- Investigar o efeito do coeficiente de especularidade, variável encontrada na equação de condição de contorno para paredes proposta por Johnson e Jackson em 1987, nos resultados da fluidodinâmica do circuito de LFC;
- Verificar a influência do modo de aeração na válvula de recirculação de sólidos do tipo *loop-seal*;
- Validar os resultados das simulações computacionais com dados experimentais obtidos em protótipo de LFC disponível em laboratório.

1.2 JUSTIFICATIVA

Uma vez que os sistemas de LFC possuem ampla aplicação industrial, entende-se que é de grande interesse o avanço desta tecnologia, principalmente no Brasil, no sentido de desenvolver equipamentos mais eficientes, mais versáteis e com condições de operação ótimas bem definidas. Para isso, as características fluidodinâmicas desses sistemas necessitam ser compreendidas mais a fundo (BASU, 2006; ZHANG et al., 2010).

Apesar de ambas as metodologias, experimental e via CFD, serem aplicáveis para o estudo da fluidodinâmica de sistemas de LFC, a segunda surge como uma importante alternativa, apresentando vantagens com relação à primeira, no sentido de possibilitar a flexibilização na escolha de configurações operacionais, além de ser uma forma mais rápida e menos onerosa de análise. Entretanto, entende-se importante ressaltar que estes dois métodos são complementares, visto que os dados

experimentais são importantes para a validação dos modelos de simulação, e o estudo computacional pode ser utilizado como uma prévia para o comportamento dos experimentos (HILGENSTOCK; ERNST, 1996; ALMUTTAHAR; TAGHIPOUR, 2008a).

Ainda que haja possibilidade de investigação dos componentes dos sistemas LFC em separado, facilitando a modelagem e reduzindo o tempo de simulação, estudos realizados por Li, Dietiker e Shadle (2014) sugerem que a análise do circuito integrado de fluidização gera respostas mais próximas da realidade em relação ao estudo individual dos componentes. Também, Benyahia et al. (2000), bem como, Li, Pannala e Shahnam (2014), ressaltam que a utilização de um modelo 3D nas simulações é imprescindível para obter resultados quantitativos comparáveis aos dados experimentais, a partir das condições de contorno especificadas na entrada e na saída dos sistemas analisados.

Sendo assim, entende-se fundamental o estudo do impacto das escolhas de modelagem matemática na descrição da fluidodinâmica em sistemas de LFC, de forma a obter a representação física mais fiel do escoamento gás-sólido, ensejando o desenvolvimento dessa tecnologia.

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

No Capítulo 2, aborda-se, de forma sucinta, a fundamentação teórica do tema e o estado da arte sobre o assunto da dissertação. Os temas enfatizados são o funcionamento dos leitos fluidizados circulantes e a teoria que envolve os modelos matemáticos estudados neste trabalho. Ainda, discute-se sobre alguns dos principais trabalhos já realizados envolvendo estudos CFD de sistemas de LFC, tanto dos componentes em separado, quanto integrados ao circuito de fluidização, salientando os modelos empregados por cada autor e o impacto reportado na utilização desses em cada componente.

No Capítulo 3, descreve-se a metodologia empregada neste trabalho, no que diz respeito a modelagem matemática, parâmetros de simulação, além da descrição da geometria e do sistema experimental utilizado como referência para o estudo.

No Capítulo 4, são discutidos os resultados obtidos, confrontando-os com dados experimentais.

Por fim, no Capítulo 5, apresentam-se as conclusões decorrentes desse trabalho e propõem-se as sugestões para o desenvolvimento de trabalhos futuros relacionados ao assunto.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E ESTADO DA ARTE

Este capítulo apresenta fundamentos teóricos relevantes e alguns resultados alcançados em pesquisas da literatura que embasam o assunto de interesse na presente dissertação. Inicialmente, trata-se a respeito da fluidização rápida, principal regime fluidodinâmico dos sistemas de LFC; posteriormente, descrevem-se as características dos componentes do circuito de fluidização. Na sequência, realiza-se um breve levantamento bibliográfico sobre os modelos matemáticos utilizados para descrever o escoamento gás-sólido com altas velocidades de fluidização, bem como do estado da arte no que tange à modelagem de sistemas de LFC. Este último tópico é desenvolvido em duas partes, com a primeira tratando sobre trabalhos que simularam a operação em separado dos componentes de sistemas de leito fluidizado rápido, e a segunda, descrevendo as pesquisas que conseguiram modelar o funcionamento integrado desses.

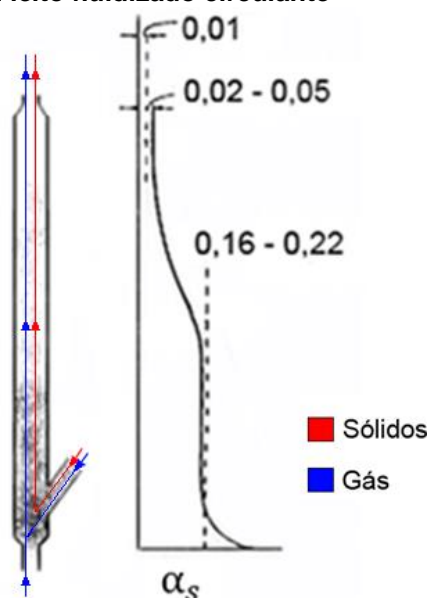
2.1 FLUIDIZAÇÃO RÁPIDA

A fluidização é um procedimento no qual um aglomerado, ou leito formado por partículas sólidas, adquire o comportamento análogo ao de um fluido ao ser suspenso por um gás ou líquido (KUNII; LEVENSPIEL, 1991; BASU, 2006). Tal operação é intrinsecamente dependente da velocidade do agente fluidizante, de forma que a sua variação sobre um leito de partículas, inicialmente confinado em um recipiente, origina diferentes regimes de interação multifásica. Especificamente, quando a velocidade do fluido que entra em contato com as partículas sólidas supera a velocidade terminal destas, o regime de fluidização rápida, típico de sistemas LFC, é alcançado. Assim, uma parte do leito deixa a coluna principal de fluidização, retornando a ela em ciclos após percorrer um circuito de transporte (BASU, 2006; ALMUTTAHAR; TAGHIPOUR, 2008b).

Especificamente, durante o transporte de sólidos através de uma coluna fluidizada com gás, ocorrem fortes colisões entre as partículas devido às diferenças de velocidade. Esses choques resultam na formação e desintegração de aglomerados que se encontram em suspensão não uniforme no fluxo ascendente do gás, o que se

traduz em uma variação axial e radial da concentração dos sólidos na coluna (BASU, 2006). A Figura 1 ilustra a variação típica da fração volumétrica da fase sólida na coluna principal (*riser*) de um LFC.

Figura 1 - Variação axial típica da fração dos sólidos no *riser* de um leito fluidizado circulante



Fonte: adaptada de Kunii e Levenspiel (1991, p.195)

Como se percebe, a fração de sólidos na base da coluna de fluidização é maior (0,16 a 0,22) do que no topo desta (0,02 a 0,05). Isso se deve à natureza do escoamento, no sentido de que são constatadas variações axiais e radiais de velocidade do gás, promovidas pelo atrito com as paredes e pela própria interação gás-partícula. Portanto, o balanço de forças dita que, na base da coluna de fluidização, a força de arrasto e de empuxo não são suficientes para vencer a força de campo gravitacional, ocasionando um acúmulo de partículas no local (BASU, 2006). Além disso, a base do *riser* recebe o retorno dos sólidos advindos da válvula de recirculação das partículas, contribuindo assim para a maior fração de sólidos nessa região. Esta variação na concentração de sólidos ao longo da coluna leva a uma mudança na densidade axial do leito. Valores semelhantes aos apresentados na Figura 1, para a porcentagem volumétrica axial dos sólidos ao longo do *riser*, foram obtidos experimentalmente por Bai et al. (1996), que reportaram porcentagens na faixa de 5% a 15%.

Na direção radial, a variação de densidade do leito também pode ser percebida, uma vez que, na coluna de fluidização de um sistema LFC, o regime de fluidização

rápida leva ao aparecimento de um padrão de escoamento núcleo-anular. Nesse, a região central da seção transversal é caracterizada pela presença de um escoamento ascendente com altas velocidades de gás e partículas e baixa densidade de sólidos, enquanto que a região anular, formada perto da parede da coluna, escoia com características opostas, ou seja, no sentido descendente, com maior densidade de sólidos e baixa velocidade (BADER; FINDLAY; KNOWLTON, 1988). Em trabalhos CFD, como no apresentado por Almuttahir e Taghipour (2008b), Zhang et al. (2008), Hartge et al. (2009), entre outros, se observam perfis de velocidades dos sólidos com valores negativos próximo às paredes, isto é, movimentando-se em sentido descendente, devido à dinâmica de formação dos aglomerados que, ao se tornarem muito concentrados, caem novamente em direção à base da coluna de fluidização.

No que se refere às vantagens e aplicabilidade da fluidização rápida, Yerushalmi e Cankurt (1979) afirmam que esse regime é capaz de elevar a temperatura do gás ou do sólido alimentado quase instantaneamente à temperatura do leito, ainda que em longos *risers*. Basu (2006) corrobora esta informação ao salientar que, um baixo gradiente de temperatura e uma mistura sólido-sólido quase perfeita, são características do regime de fluidização rápida. Já, no que tange à utilização desse tipo de fluidização para processos com reações químicas, Kunii e Levenspiel (1991) ressaltam que essa é indicada para situações onde se necessita uma rápida transformação dos sólidos. Portanto, torna-se evidente que a fluidodinâmica do sistema impacta diretamente em suas características funcionais e na sua aplicabilidade.

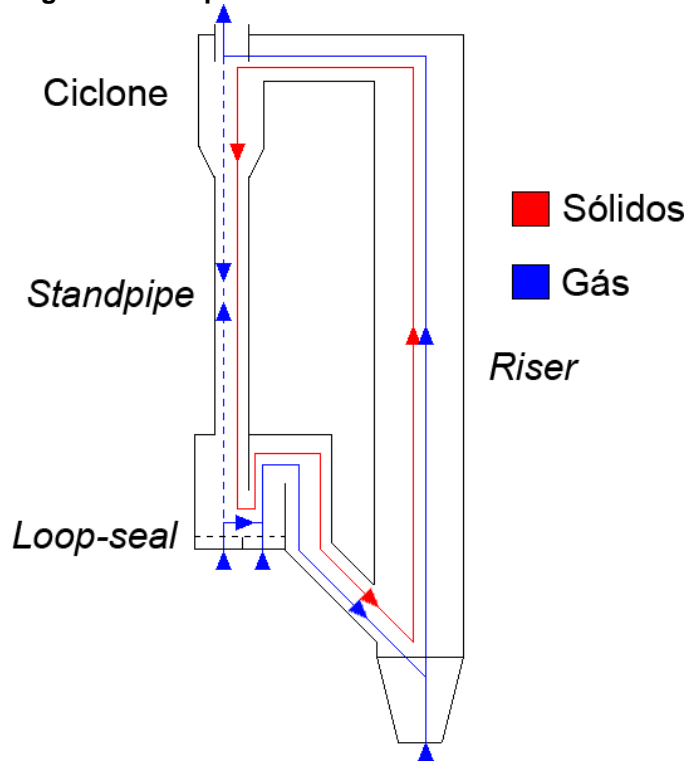
Por fim, em relação aos parâmetros operacionais, Basu (2006) aponta que, em um leito de fluidização rápida, o tamanho médio de partículas utilizadas é de 0,05 mm a 0,5 mm e a velocidade do gás através da zona do *riser* varia entre 4 m/s e 6 m/s, sendo esta ao redor de duas vezes maior que a velocidade terminal das partículas.

2.2 LEITO FLUIDIZADO CIRCULANTE

Leitos fluidizados circulantes são sistemas que utilizam o regime de fluidização rápida em operações gás-sólido reativas ou não-reativas. Neles, a taxa líquida de sólidos que sai pela parte superior da coluna principal ou *riser* é separada do gás de

arrasto e reinjetada à sua base, formando um circuito ou *loop* com partículas sendo transportadas permanentemente (YANG, 2003). De acordo com Basu (2006), essa operação cíclica é realizada a partir da interação dos quatro componentes principais indicados na Figura 2.

Figura 2 - Componentes de um leito fluidizado circulante



Fonte: adaptada de Basu (2006, p.418)

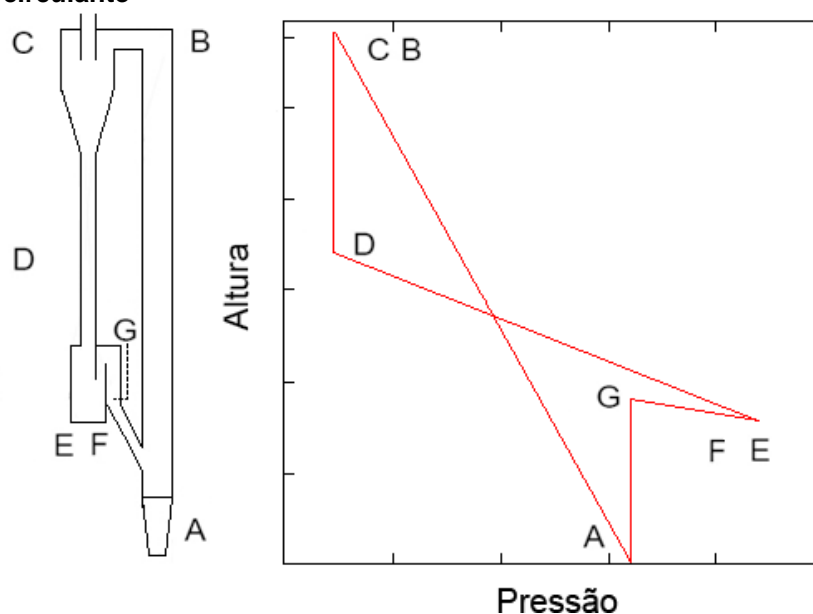
Conforme indicado na Figura 2, uma porção do leito que se localiza na base da coluna *riser* é submetida ao arrasto com ou sem a presença de reações gás-sólido. O escoamento ascendente é dirigido até o ciclone, onde é realizada a separação das partículas da corrente gasosa. Os sólidos que atravessam o ciclone são redirecionados, caindo pela coluna de retorno ou *standpipe* até a *loop-seal*, uma válvula não-mecânica responsável por promover a circulação dos sólidos do *standpipe* até a base do *riser* (BASU, 2006).

Yang (2003) ressalta que sistemas LFC utilizados em processos industriais, com alturas da coluna *riser* entre 15 m e 40 m, operam com velocidades de fluidização compreendidas entre 2 m/s e 12 m/s e taxas de recirculação de partículas na faixa de 10 a 1000 kg/(m².s).

A pressão do escoamento gás-sólido é um fator de extrema importância para a estabilidade operacional do circuito de LFC. O desequilíbrio da pressão em algum dos componentes pode resultar em paradas repentinas no circuito (BASU; CHENG, 2000).

O perfil típico de pressão estática do escoamento gás-sólido no circuito é apresentado na Figura 3, exprimindo os pontos mais importantes para a visualização deste.

Figura 3 - Perfil típico do balanço de pressão em sistemas de leito fluidizado circulante



Fonte: adaptada de Basu e Cheng (2000, p.992)

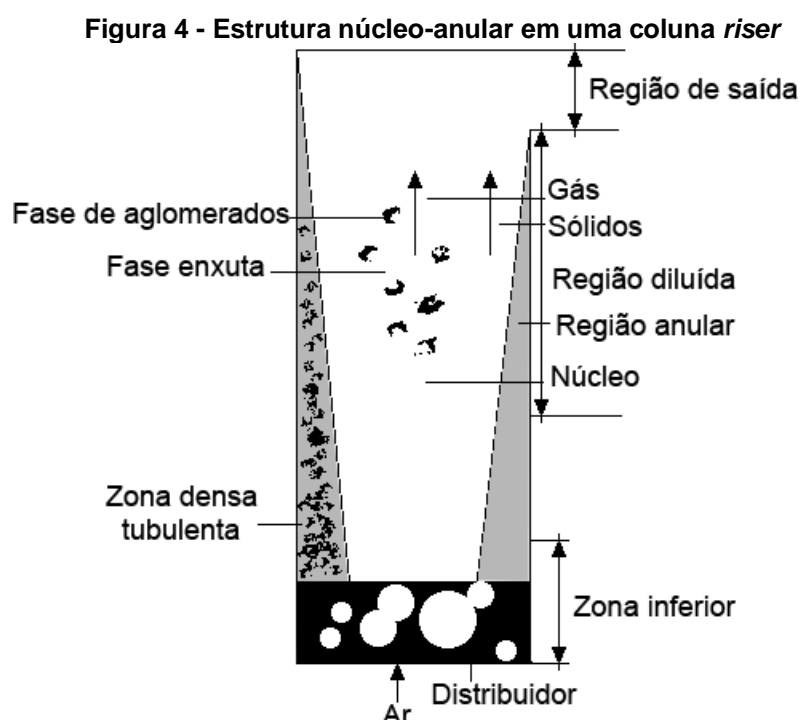
A Figura 3 indica que as maiores quedas de pressão do escoamento gás-sólido acontecem, em ordem decrescente, na região conjunta composta pelo *standpipe* e a válvula de recirculação de partículas ou *loop-seal* (D-E), e no *riser* (A-B). Variações de pressão na região do ciclone (B-C) e na região superior do *standpipe* (C-D) são relativamente baixas, tornando-se normalmente desprezíveis na maioria das análises. A pressão no ponto E é a maior do sistema, sendo esta a responsável pela movimentação dos sólidos confinados na *loop-seal* em direção ao ponto A, localizado na base do *riser*. A forma relativa deste perfil axial de pressão dependerá das condições operacionais particulares impostas ao sistema de LFC, tais como tamanho e distribuição das partículas, inventário total de sólidos, velocidade de fluidização no *riser* e configuração geométrica dos componentes.

2.2.1 Riser

Na coluna de fluidização rápida ou *riser* promove-se o arrasto líquido dos sólidos normalmente concentrados na base do leito, bem como os fenômenos reativos

ou não-reativos de maior importância nos diversos processos de aplicação (BASU, 2006). Em caldeiras, por exemplo, a fluidodinâmica na coluna *riser* é crítica na definição da distribuição de temperaturas, condições de combustão, tempo de residência das partículas para a finalização das reações, entre outros. Sendo assim, este representa o componente mais estudado do sistema de LFC (BASU, 2006; CHEN et al., 2016).

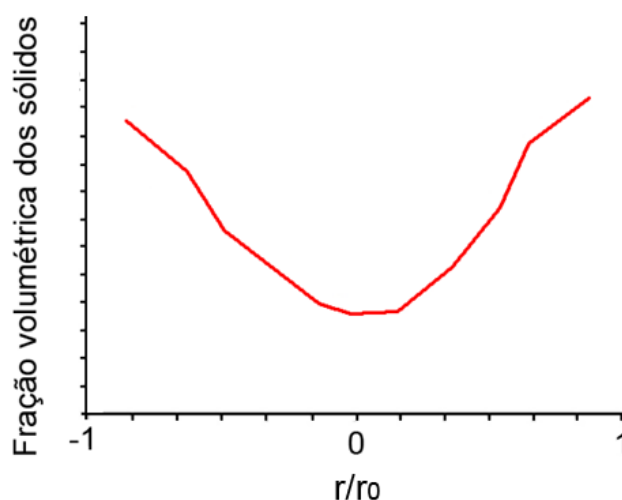
A Figura 4 apresenta o padrão fluidodinâmico característico presente no interior de um *riser* de um sistema de LFC.



Na Figura 4, o ar injetado na base do *riser* impulsiona os sólidos através de um núcleo com escoamento diluído. O choque ocasional entre partículas resulta na formação de aglomerados, que desaceleram e se movimentam-se em direção às paredes. Perto das paredes, a força de arrasto do gás torna-se insuficiente, de forma que os aglomerados começam a cair pela região anular da coluna *riser* a baixas velocidades, podendo ser reintegrados à região central do leito após a sua quebra. Parte dos sólidos carregados no escoamento diluído saem junto com o gás de arrasto pelo topo da coluna e são direcionados ao ciclone (BASU, 2006).

O comportamento desse padrão de escoamento gás-sólido influencia na fração volumétrica radial dos sólidos, como mostrado na Figura 5.

Figura 5 - Fração volumétrica dos sólidos em relação à posição radial da coluna riser

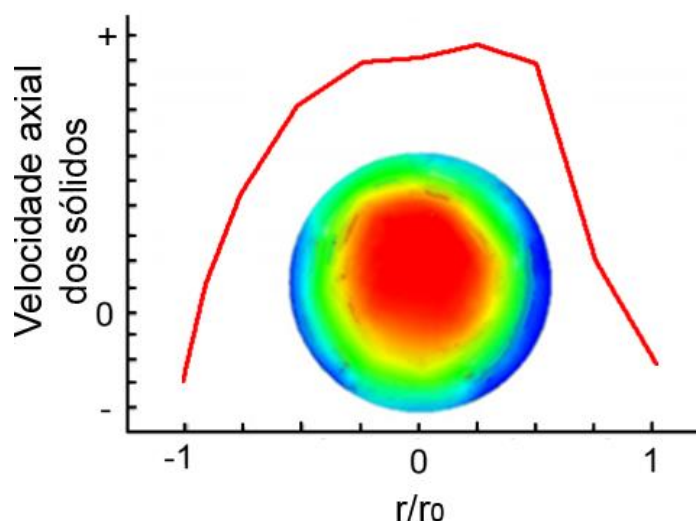


Fonte: adaptada de Hassan e Makkawi (2018, p.155)

A partir da Figura 5 pode-se verificar a presença de um núcleo diluído de sólidos e uma seção anular densa desses na seção transversal da coluna riser.

Por outro lado, a Figura 6 mostra a variação da velocidade axial dos sólidos em um escoamento do tipo núcleo-anular.

Figura 6 - Velocidade axial dos sólidos em relação à posição radial da coluna riser

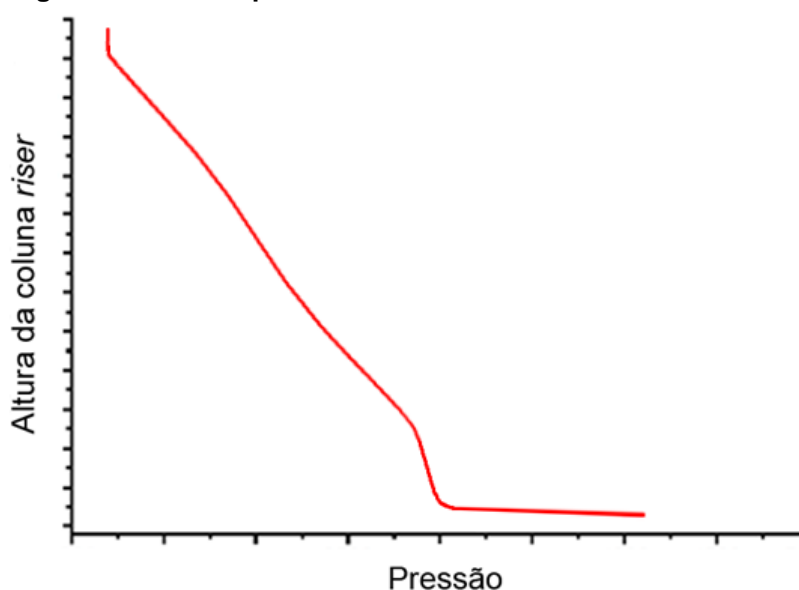


Fonte: adaptada de Zhang et al. (2008, p.535)

Conforme visualizado na Figura 6, as regiões mais afastadas do centro confirmam a movimentação de sólidos com velocidade axial negativa (sentido descendente), produto da queda dos aglomerados próximo às paredes do riser.

A Figura 7 mostra o perfil axial de pressão normalmente obtido em uma coluna riser.

Figura 7 - Perfil de pressão axial característico em uma coluna *riser*



Fonte: adaptada de Martins (2015, p.90)

Como percebe-se, a pressão axial do escoamento gás-sólido na coluna *riser* apresenta valores mais elevados na base e menores no topo, o que vai de encontro com a informação apresentada na Figura 1, uma vez que a pressão em determinada posição axial é diretamente proporcional à concentração de sólidos distribuída acima do mesmo.

Exemplos da influência dos parâmetros operacionais na fluidodinâmica do *riser* foram reportados por Martins (2015), que evidenciou a presença de menores valores de pressão estática e gradientes de pressão com a diminuição do diâmetro das partículas e do inventário dos sólidos, bem como o comportamento oposto, porém menos significativo em relação à velocidade de fluidização, principalmente nos valores dos gradientes de pressão.

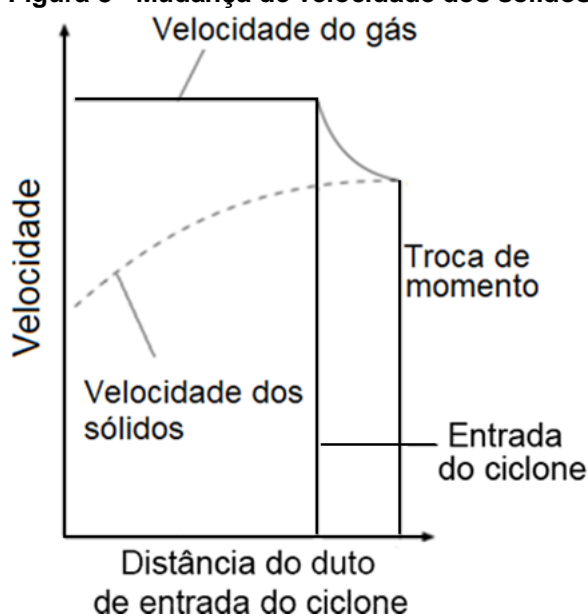
2.2.2 Ciclone

O ciclone é um dispositivo de separação gás-sólido que, utilizado nos sistemas de LFC, tem a função específica de reter as partículas que são arrastadas para fora do *riser* e encaminhá-las ao *standpipe*. Apesar de haverem outros tipos de dispositivos que possam desempenhar essa função, o ciclone se apresenta como uma opção viável no que se refere à facilidade de fabricação, baixo custo envolvido na operação e adaptabilidade a condições extremas (RAOUFI; SHAMS; KANANI, 2009).

Em caldeiras de LFC, segundo Basu (2006), o ciclone apresenta um papel importante na eficiência do equipamento, de forma que a melhora do seu desempenho acarreta na baixa produção de NO_x , reduz a corrosão nos tubos da zona de *back-pass* e otimiza o consumo de calcário, entre outros. O ciclone influencia também na eficiência da combustão, ao promover múltiplas passagens das partículas retidas do combustível pela fornalha do LFC, contribuindo para uma queima mais completa (RAMIREZ BEHAINNE, 2007).

A Figura 8 apresenta as mudanças de velocidade que ocorrem nas duas fases, gasosa e particulada, antes da entrada destas no ciclone.

Figura 8 - Mudança de velocidade dos sólidos até a entrada do ciclone

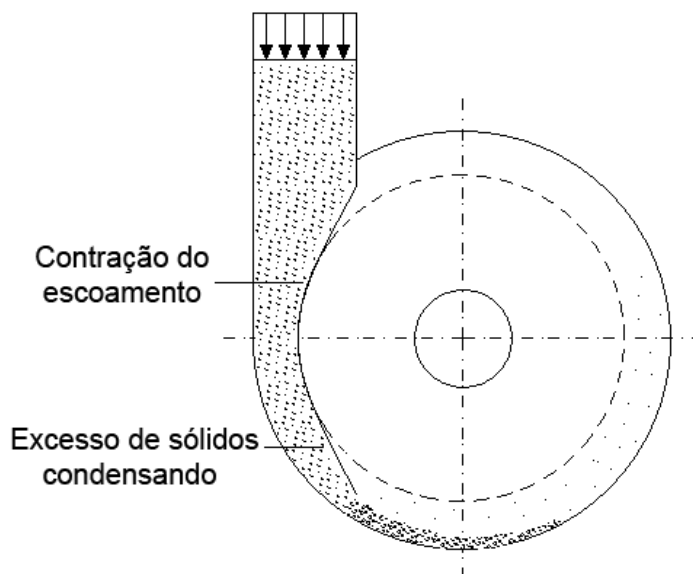


Fonte: adaptada de Basu (2006, p.391)

De acordo com Basu (2006), o gás e os sólidos ingressam ao ciclone com velocidades distintas. No momento em que ambas as fases adentram a estrutura do ciclone, acontece uma repentina diminuição da velocidade do gás devido à mudança de seção transversal. Dessa forma, ocorre uma troca de quantidade de movimento entre as duas fases, de maneira que ambas adquirem a mesma velocidade (BASU, 2006).

A Figura 9 esquematiza os efeitos produzidos sobre o gás e as partículas já dentro do separador.

Figura 9 - Efeito da separação dos sólidos em um ciclone



Fonte: adaptada de Basu (2006, p.391)

Ao se igualarem as velocidades do gás e dos sólidos, o campo de pressão radial força o escoamento contra a parede, formando uma *vena contracta*. Desta forma, há o choque entre os sólidos e a parede, promovendo a desaceleração das partículas. Com a desaceleração, os sólidos caem por gravidade em direção ao *standpipe*. Os sólidos que não são separados logo na entrada do ciclone, são capturados pela força centrífuga no núcleo deste (BASU, 2006).

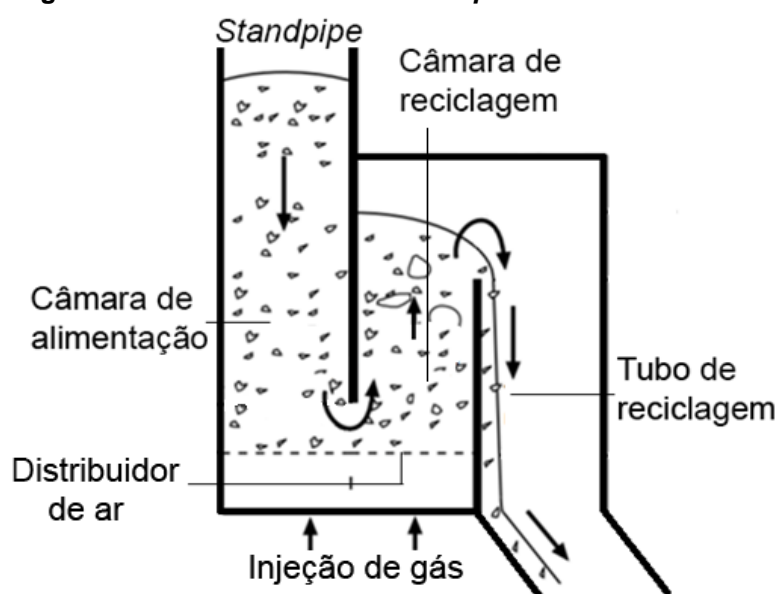
2.2.3 Loop-seal

A *loop-seal* é uma válvula sem partes móveis cuja função é controlar o fluxo da circulação dos sólidos dentro do sistema de LFC. O desafio relacionado a essa operação de reinjeção está associada ao fato de que os sólidos que saem do ciclone e caem pelo *standpipe* encontram-se a uma pressão inferior em relação à base do *riser*. Assim, o deslocamento de uma massa de sólidos de uma região de menor pressão para uma de pressão mais elevada, ainda sob um ambiente de alta temperatura, representaria um alto custo operacional se fosse optado pela utilização de um dispositivo com partes móveis. Desta forma, a válvula *loop-seal*, por realizar esta tarefa utilizando apenas gás, normalmente ar, torna-se uma opção mais apropriada (BASU, 2006; BASU; CHENG, 2000).

O escoamento de partículas através de uma *loop-seal* é esquematizado na

Figura 10. Os sólidos descem pelo *standpipe* e se acumulam na câmara de alimentação. A injeção de gás aplicada através da grade de fluidização na base da válvula extingue a resistência que mantém os sólidos estáticos, permitindo que a própria força peso do leito acumulado na câmara de alimentação movimente as partículas. Com isso, o dispositivo se comporta de forma análoga a uma barragem, com a altura da coluna de sólidos na câmara de alimentação sendo sempre maior que a da câmara de reciclagem para manter o fluxo das partículas.

Figura 10 - Escoamento em uma *loop-seal*



Fonte: adaptada de Basu (2006, p.419)

Além de ser responsável por manter a circulação dos sólidos no LFC e equilibrar a pressão do circuito, a *loop-seal* tem grande influência nos parâmetros operacionais do sistema.

A vazão correta do ar injetado na *loop-seal* é essencial para o bom funcionamento do sistema de LFC. O aumento na vazão da aeração promove o acréscimo na taxa de circulação das partículas e diminui a altura dos sólidos no *standpipe*, tendo em vista que mais sólidos são transferidos para o *riser*, o que conseqüentemente implica em uma coluna de fluidização rápida mais densa. Nessa situação, muitas vezes se faz necessário aumentar a velocidade do gás no *riser*, a fim de evitar a interrupção no transporte das partículas (curto circuito do LFC) devido à diminuição excessiva da pressão na válvula *loop-seal* pelo baixo nível de sólidos (BASU; CHENG, 2000).

Para impedir o retorno dos sólidos em direção aos dutos do fornecimento da

aeração, e para que o gás seja distribuído de forma homogênea, são utilizadas placas distribuidoras de ar, como a representada na Figura 10 e também utilizada no equipamento no qual se baseou esta dissertação. Esses distribuidores de ar podem ser de diversos tipos, sendo os mais empregados os de placa plana perfurada (BASU, 2006).

2.3 MODELAGEM MATEMÁTICA DO ESCOAMENTO GÁS-SÓLIDO

Nesse tópico, discutem-se as abordagens mais utilizadas na literatura para retratar o comportamento fluidodinâmico de um sistema gás-sólido do ponto de vista da modelagem matemática.

2.3.1 Abordagens Euleriana-Euleriana e Euleriana-Lagrangiana

Existem duas principais abordagens nos estudos de sistemas gás-sólido no que concerne à modelagem das fases: a Euleriana-Euleriana e a Euleriana-Lagrangiana (VAN WACHEM et al., 2001).

A abordagem Euleriana-Lagrangiana calcula o caminho e o movimento de cada partícula em separado, ou seja, discretiza a fase particulada para solucionar o problema (VAN WACHEM et al., 2001; CHIESA et al., 2005). Já, a abordagem Euleriana-Euleriana considera a fase sólida como contínua e realiza uma média do movimento na escala das partículas, sendo possível definir essa fase pelo diâmetro médio das partículas que a compõe, sua densidade, coeficiente de restituição e fração volumétrica (VAN WACHEM et al., 2001; CHIESA et al., 2005).

A abordagem Euleriana-Lagrangiana, segundo apontamentos de Chiesa et al. (2005), tem menor chance de possuir erros numéricos difusivos, sendo aplicável a sistemas particulados polidispersos e apresentando maior regularidade no que tange a escoamentos com altos gradientes de velocidade da fase particulada. Todavia, Chiesa et al. (2005) e Van Wachem et al. (2001) ressaltam que, o fato desta abordagem tratar o sistema de forma discretizada, implica na utilização de alto processamento, e, portanto, em um alto custo computacional. No caso de sistemas

com uma grande quantidade de partículas, essa abordagem torna-se praticamente inviável. Assim, usualmente adota-se a abordagem Euleriana-Euleriana.

Contudo a abordagem Euleriana-Euleriana sozinha não é suficiente para descrever o escoamento gás-sólido, uma vez que ao considerar os particulados como um meio contínuo, seu escoamento passa a ser definido por parâmetros reológicos próprios dos fluidos (DING; GIDASPOW 1990). O cálculo desses parâmetros é normalmente realizado utilizando a Teoria Cinética do Escoamento Granular (KTGF - *Kinetic Theory of Granular Flow*) (DING; GIDASPOW 1990).

O levantamento bibliográfico deixa em evidência que a abordagem Euleriana-Euleriana é a mais utilizada no estudo dos leitos fluidizados circulantes. Dentre os trabalhos realizados com essa abordagem cabe mencionar os apresentados por Milioli e Milioli (2006), Almuttahir e Taghipour (2008b), Marini (2008), Zhang et al. (2008), Hartge et al. (2009), Seo et al. (2011), Zhou et al. (2013), Wang et al. (2014), Upadhyay e Park (2015), Martins (2015), Bariyar et al. (2016), Guan et al. (2016), Yu et al. (2018) e Liu, Zhang e Wang (2019).

2.3.2 Teoria Cinética do Escoamento Granular (KTGF)

A KTGF foi desenvolvida a partir da teoria cinética dos gases densos e tem como objetivo modelar os parâmetros reológicos, típico dos fluidos, da fase particulada, como viscosidade e pressão dos sólidos, associando-os a uma temperatura granular, de forma que seja possível determiná-los de acordo com sua posição e com o instante de tempo analisado (DING; GIDASPOW 1990; HODAPP, 2009). A revisão da literatura mostra que a KTGF é sempre adotada em estudos envolvendo a abordagem Euleriana-Euleriana.

As equações referentes à KTGF são discutidas no Capítulo 3.

2.3.3 Modelos de Turbulência

A maioria dos escoamentos de interesse na engenharia correspondem ao regime turbulento. Esse regime é dependente do tempo, resultando em flutuações aleatórias, além de apenas poder ser representado tridimensionalmente (WILCOX,

1993; MARINI, 2008).

Apesar das equações de Navier-Stokes possuírem capacidade de representar os escoamentos turbulentos, sua complexidade intrínseca faz com que optar por resolver estas equações implique em um custo computacional demasiado elevado. Desta forma, prefere-se pelo acoplamento de outros modelos buscando a redução do uso de processamento (WILCOX, 1993).

Os principais métodos de solução disponíveis para descrever os escoamentos turbulentos utilizando as ferramentas CFD são: DNS (*Direct Numerical Simulation* ou Simulação Numérica Direta), LES (*Large Eddy Simulation* ou Simulação de Grandes Escalas) e RANS (*Reynolds-Averaged Navier Stokes* ou Navier-Stokes com Médias de Reynolds) (FERZIGER; PERIC, 2002).

O método DNS consiste em considerar todos os movimentos contidos no escoamento, resolvendo as equações de Navier-Stokes sem realizar nenhum tipo de consideração ou aproximação além de discretizações numéricas, o que faz deste método o mais preciso, todavia o mais custoso computacionalmente (FERZIGER; PERIC, 2002).

Já o método LES resolve escalas maiores do escoamento, uma vez que os redemoinhos de larga escala formados pela turbulência são mais significativos na questão da energia e transporte. Em termos de custo computacional, este método se encaixa entre os métodos DNS e RANS (FERZIGER; PERIC, 2002).

O método RANS baseia-se em aproximações de engenharia, de forma que, por intermédio de técnicas estatísticas, realiza processos de média das instabilidades do escoamento, a fim de descrever o fenômeno da turbulência. Os dois tipos de modelo de turbulência mais utilizados no método RANS são os de viscosidade turbulenta e os de tensão de Reynolds (RSM - *Reynolds Stress Model*) (FERZIGER; PERIC, 2002).

Os modelos de viscosidade turbulenta são comumente empregados, sendo divididos principalmente nos modelos de zero, uma e duas equações (WILCOX, 1993).

Os modelos de zero equação são assim definidos por não necessitarem da adição de nenhuma equação de transporte além das equações de energia, massa e momento para descrever os efeitos turbulentos. Estes basearam-se na teoria de comprimento de mistura de Prandtl (WILCOX, 1993). Já, os modelos de uma equação foram propostos por Prandtl em 1945, de forma que a equação de transporte adicionada relaciona a viscosidade turbulenta à energia cinética (k) (WILCOX, 1993).

Por fim, os modelos de duas equações foram criados como uma proposta de apresentar um modelo completo na descrição da turbulência. Kolmogorov em 1942 propôs duas equações de transporte, sendo a primeira para a energia cinética turbulenta (k) e a segunda para a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta por unidade de volume (ω). Esta ideia continuou sendo aperfeiçoada até que Launder e Spalding, em 1972, desenvolveram o modelo mais utilizado atualmente em simulações CFD, o k - ϵ , onde ϵ é a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, sendo proporcional ao produto entre k e ω (WILCOX, 1993).

A partir do levantamento bibliográfico, julgou-se razoável optar pela utilização do modelo k - ϵ neste trabalho, tendo em vista que ele é frequentemente aplicado com sucesso em estudos CFD, como reportado pelos autores Marini (2008), Hartge et al. (2009), Seo et al. (2011), Martins (2015), Guan et al. (2016), Zhao et al. (2017) e Yu et al. (2018). Assim como no caso da KTGF, as equações que regem o modelo k - ϵ são descritas no Capítulo 3.

2.3.4 Comportamento Friccional no escoamento Gás-sólido

Em situações onde os escoamentos lentos e densos são dominantes, como por exemplo na região da válvula *loop-seal*, a fricção entre as partículas passa a ter um papel fundamental na descrição do escoamento gás-sólido. Dessa forma, uma nova variável necessita ser avaliada para a fase sólida, sendo esta a tensão friccional (ARASTOPOUR; GIDASPOW; ABBASI, 2017).

Aplicada à simulação computacional, a teoria desenvolvida para este comportamento adota a hipótese de que a tensão de fricção só deixa de ser nula a partir de uma determinada fração volumétrica de sólidos crítica ($\alpha_{s,crit}$), o que se traduz na forma das Equações (1) e (2) (ARASTOPOUR; GIDASPOW; ABBASI, 2017; ANSYS, 2017).

$$\tau_{s,f} = 0 \quad se \quad \alpha_s < \alpha_{s,crit} \quad (1)$$

$$\mu_{s,f} = 0 \quad se \quad \alpha_s < \alpha_{s,crit} \quad (2)$$

Em que α_s é a fração volumétrica dos sólidos.

O valor comumente utilizado para a fração de sólidos crítica é ($\alpha_{s,crit}$) é 0,61. Todavia, a literatura aponta que, para $\alpha_{s,max}$ em torno de 0,63, o regime friccional começa a ser dominante quando α_s fica ao redor de 0,5. Assim, o valor usualmente

adotado ($\alpha_{s,crit} = 0,61$), implica que o fenômeno da fricção fica restrito a escoamentos realmente lentos e densos, já que está matematicamente limitado a uma variação de fração volumétrica de sólidos de 0,02 abaixo do valor máximo, $\alpha_{s,max}$ de 0,63, admitido no estudo de sistemas de LFC (ANSYS, 2017).

Dentre os modelos existentes para o cálculo do comportamento friccional (se o valor de $\alpha_{s,crit}$ for atingido), destaca-se o desenvolvido por Johnson e Jackson em 1987, e por Schaeffer, também em 1987 (ANSYS, 2017). Ambos os modelos são descritos matematicamente na seção de metodologia.

Vale-se ressaltar que, apesar da utilização dos modelos citados, para uma descrição mais completa e precisa de escoamentos onde o regime friccional é dominante, é requerido o uso de equações adicionais da modelagem física (ANSYS, 2017).

2.3.5 Coeficiente de Especularidade

Embora a condição de não deslizamento utilizada para modelar a interação entre a fase gasosa e a parede seja, aparentemente, unanimidade entre os autores, como observado nos trabalhos apresentados por Zhang et al. (2008), Zhang et al. (2010), Seo et al. (2011), Wang et al. (2014), Zhao et al. (2017), Yu et al. (2018), entre outros, a interação entre a parede e a fase sólida ainda deixa margem para discussões.

Johnson e Jackson (1987) propuseram uma expressão (Equação (3)) em que a velocidade de deslizamento (v_{slip}) entre as partículas e a parede pode ser calculada por intermédio de um balanço de forças. Essa equação tem sido utilizada como condição de contorno por diversos autores, dentre os quais cabe mencionar: Benyahia et al. (2000), Zhang et al. (2008), Zhou et al. (2013), Wang et al. (2014), Martins (2015), Upadhyay e Park (2015), Chen et al. (2016), Guan et al. (2016) e Yu et al. (2018).

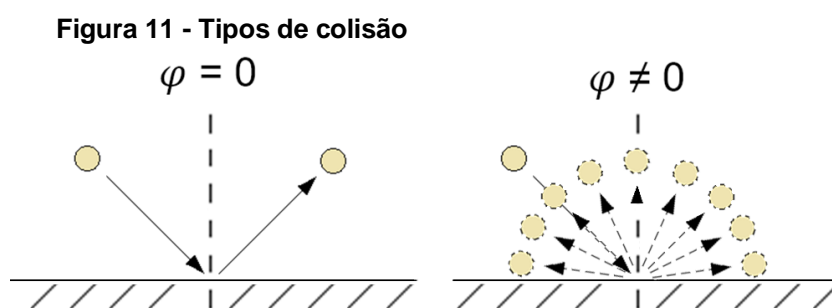
$$\frac{v_{slip}(\sigma_c + \sigma_f)n}{|v_{slip}|} + \frac{\varphi\sqrt{3}\pi\rho_s\alpha_s T^{\frac{1}{2}}|v_{slip}|}{6\alpha_{s,max}\left[1 - (\alpha_s/\alpha_{s,max})^{\frac{1}{3}}\right]} + N_f \tan\delta = 0 \quad (3)$$

Na equação (3), σ_c e σ_f são as porções referentes à colisão e à fricção da tensão respectivamente; n é definido como um vetor normal unitário em relação à

parede na direção da região onde se encontram as partículas; T é a temperatura granular; N_f é a componente normal de fricção da tensão e δ é o ângulo de fricção entre a parede e os sólidos.

O parâmetro φ é o coeficiente de especularidade. Sua função na equação é modelar o comportamento das partículas sólidas após a colisão com a parede, de forma que φ igual a 0 denota colisões perfeitamente especulares e φ igual a 1 colisões perfeitamente difusivas (JOHNSON; JACKSON, 1987).

O comportamento da colisão para os casos em que $\varphi = 0$ e $\varphi \neq 0$ está representado na Figura 11.



Fonte: Autoria própria.

Poucos autores estudaram a influência desse parâmetro; a grande maioria dos trabalhos tampouco reporta o valor adotado para esse. As informações mais relevantes foram encontradas nos trabalhos apresentados por Almuttahir e Taghipour (2008a) e Zhou et al. (2013).

Almuttahir e Taghipour (2008a) testaram os coeficientes de especularidade φ igual a 0; 0,1; 0,5; 1. Seus resultados apontam que o coeficiente de especularidade φ igual a 0 foi capaz de prever de forma mais adequada a maior fração volumétrica dos sólidos na parede.

Zhou et al. (2013), ao verificar a influência do coeficiente de especularidade em uma coluna *riser*, observaram que o fluxo de sólidos diminui com a diminuição desse coeficiente, uma vez que, segundo os autores, quando o valor adotado para esse parâmetro é próximo de zero, a interação entre sólidos e parede passa a apresentar uma condição próxima a de livre deslizamento. Portanto, as partículas descendentes, ao invés de se dirigirem ao núcleo devido a reflexões difusivas, permanecem na região anular do escoamento, e, devido à condição de não deslizamento adotada pelo gás, não são fluidizadas, retornando assim em direção à base da coluna *riser*. Os autores testaram diferentes valores para essa variável ($\varphi = 0; 0,00005; 0,0005; 0,6; 1,0$);

todavia, coeficientes de especularidade menores ($\varphi = 0,00005$; 0) foram os que apresentaram melhor concordância com os valores experimentais. Essas conclusões vão ao encontro da afirmação feita por Almuttahir e Taghipour (2008a), na qual, um fluxo descendente de sólidos movimentando-se perto das paredes, ao colidir de forma especular, causa um acúmulo de partículas nessa região de baixa velocidade do gás, aumentando, portanto, a fração volumétrica dos sólidos.

Outros autores, apesar de não discutirem a influência do coeficiente, reportaram o valor adotado. Esses valores são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 - Coeficientes de especularidade adotados em simulação CFD

Autor	Coeficiente de Especularidade
<i>Riser</i>	
Benyahia et al. (2000)	0,01
Almuttahir e Taghipour (2008a)	0; 0,1; 0,5; 1
Almuttahir e Taghipour (2008b)	0
Zhou et al. (2013)	0; 0,00005; 0,0005; 0,6; 1,0
Upadhyay e Park (2015)	0,001; 0,0001; 0,00001
Martins (2015)	0
Chen et al. (2016)	0,5
Hassan e Makkawi (2018)	0,5
<i>Loop-Seal</i>	
Bariyar et al. (2016)	0,6
Zhao et al. (2017)	0,01
<i>Circuito completo</i>	
Zhang et al. (2008)	0,6
Zhang et al. (2010)	0,6
Wang et al. (2014)	0,55
Liu, Zhang e Wang (2019)	0,6

Fonte: Autoria própria.

Em situações onde foram testados mais de um coeficiente de especularidade, sublinhou-se, na Tabela 1, aqueles cujos autores indicaram como o mais adequado.

Apesar da unanimidade pelo uso do valor do coeficiente de especularidade igual ou próximo de 0,6 no estudo de circuitos integrados, coeficientes mais baixos são utilizados para retratar a fluidodinâmica apenas na coluna *riser*. No estudo de ciclones de sistemas de LFC, nenhum autor comentou o valor adotado e, em relação à válvula *loop-seal*, as pesquisas não são conclusivas.

2.3.6 Modelos de Arrasto

As forças que ocorrem devido às interações entre a fase gasosa e a fase particulada correspondem às forças de arrasto, de sustentação e de massa virtual. Todavia, a magnitude da primeira é muito maior que a das outras duas, permitindo que essas sejam desconsideradas (DU et al., 2006).

Dessa forma, a escolha de um modelo matemático que traduza corretamente os efeitos do arrasto torna-se crítica no que se refere à obtenção de bons resultados em simulações. Este aspecto é apontado como uma das grandes deficiências no estudo da fluidodinâmica computacional em sistemas gás-sólido, já que em sua maioria, os modelos propostos são incapazes de prever as heterogeneidades do escoamento (DU et al., 2006; LUNA, 2013; CHEN, 2016).

Modelos como os desenvolvidos por Syamlal-O'Brien, em 1989, e sua alternativa parametrizada, e por Gidaspow em 1994, foram utilizados em trabalhos como o de Zhang et al. (2008), Seo et al. (2011), Li, Dietiker e Shadle (2014), Guan et al. (2016), Yu et al. (2018) e Wang et al. (2018) para a modelagem de circuitos integrados de LFC.

O modelo de Syamlal-O'Brien foi concebido com base em medições experimentais de velocidade terminal das partículas, sendo função da fração volumétrica dos sólidos e do número de Reynolds da partícula. Sua alternativa de modelo parametrizado substitui valores adotados constantes por funções dependentes de características fluidodinâmicas dos sólidos empregados no estudo, como a definição da porosidade do leito fixo e a velocidade do gás em condições de mínima fluidização. A sua aplicação se restringe apenas para situações onde a fase gasosa é incompressível e os sólidos estão compostos por partículas do grupo B de Geldart (ANSYS, 2017).

Por outro lado, o modelo de Gidaspow representa um modelo híbrido que combina as correlações propostas por Wen e Yu, em 1966, e Ergun, em 1952 (GIDASPOW, 1994).

Apesar de clássicos, os modelos de Syamlal-O'Brien e Gidaspow apresentam algumas deficiências ao retratar a interação entre as fases, superestimando-a e tornando imprecisa a representação de zonas mais densas do escoamento (ZIMMERMANN; TAGHIPOUR, 2005; ZHANG et al., 2008; ZHOU et al., 2013; CHEN,

2016).

Zimmermann e Taghipour (2005), afirmam que os modelos de Gidaspow e Syamlal-O'Brien não são aplicáveis em sua forma originalmente proposta para partículas classificadas como Geldart A, uma vez que ambos superestimam a expansão do leito e a interação entre as fases. Todavia, a modificação do modelo de Syamlal-O'Brien, que leva em consideração a velocidade de mínima fluidização, foi capaz de gerar melhores resultados.

Zhang et al. (2008), verificaram que o modelo de Gidaspow subestima a fração volumétrica dos sólidos na região inferior da coluna *riser*. Já, Zhou et al. (2013) relataram que o modelo de Gidaspow superestima as interações gás-sólido. Em outro trabalho, Chen (2016) reporta erros em torno de 1000% associados ao cálculo da taxa de recirculação de sólidos para o modelo de Gidaspow, devido ao fato desse superestimar a interação entre as fases.

Os problemas acima descritos são atribuídos ao fato de que ambos os modelos de Gidaspow e Syamlal-O'Brien consideram o escoamento multifásico homogêneo. Sendo assim, a variação do arrasto devido aos fenômenos heterogêneos de mesoescala, tal como a formação de aglomerados de partículas, não é computada (NIKOLOPOULOS et al. 2010; CHEN, 2016).

Uma alternativa aos modelos homogêneos clássicos é a dos modelos baseados na teoria de minimização de energia multi-escala (do inglês *energy minimization multiscale* - EMMS). A teoria dos modelos EMMS baseia-se na subdivisão do escoamento em três escalas distintas, a micro, a meso e a macroescala. A primeira delas modela as interações entre o gás e as partículas solitárias dentro de cada subsistema (fase densa de partículas, ou aglomerados; fases diluídas e suas interações); já a mesoescala traduz os efeitos da interação entre as fases diluída e densa. Por fim, a macroescala representa a interação entre o escoamento multifásico e as paredes do sistema (CHEN, 2016).

O modelo QL-EMMS, por exemplo, é capaz de discriminar a diferença entre a aceleração do sistema particulado nos três subsistemas. Todavia, para isso se fazem necessárias 10 variáveis de estado e 7 equações (CHEN, 2016).

Apesar de ser uma solução com capacidade de apresentar resultados mais próximos da realidade, a tarefa de criar um submodelo para aplicar o método EMMS traz um alto custo computacional, especialmente no estudo de sistemas integrados de LFC. Para ajudar a contornar o problema, foi criado um fator de correção da

heterogeneidade do escoamento, que relaciona a variação do coeficiente de interação entre fases de modelos clássicos, e da teoria do EMMS, por meio de uma equação definida por partes, função do número de Reynolds da partícula e da fração volumétrica de sólidos. Tal metodologia foi utilizada nos trabalhos apresentados por Nikopoulos et al. (2010), Zhang et al. (2010), Wang et al. (2014), Zhao et al. (2015), Chen et al. (2016), entre outros, e descrito nas literaturas de Li et al. (2013) e Chen (2016).

2.4 MODELAGEM CFD DE LEITOS FLUIDIZADOS CIRCULANTES

Neste tópico, realiza-se um breve levantamento bibliográfico dos trabalhos de CFD aplicados a sistemas de leito fluidizado circulante. Em um primeiro momento trata-se dos autores que modelaram componentes em separado e, posteriormente, os que estudaram o circuito integrado.

2.4.1 Modelagem dos Componentes Separados

Seguindo o sentido do movimento dos sólidos, primeiramente tratou-se dos trabalhos cujo foco de estudo foi a coluna *riser*, posteriormente o ciclone e, por fim, a *loop-seal*. A coluna *standpipe* de um sistema de LFC não é muito estudada, tendo em vista que ela tem apenas a função de transportar as partículas até a válvula de recirculação dos sólidos. Dessa forma, usualmente a sua análise é somente realizada para garantir dados confiáveis de condições de contorno para os estudos da *loop-seal*.

2.4.1.1 Riser

Benyahia et al. (2000) obtiveram informações no que diz respeito ao perfil de velocidade e de pressão, fração volumétrica e parâmetros de turbulência para as fases gasosa e sólida na coluna *riser* de uma caldeira LFC, por intermédio de um estudo CFD de um modelo bidimensional (2D) de um escoamento transiente e isotérmico.

Para isso, os autores utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo de arrasto de Arastoopour et al., de 1990, e a condição de contorno de parede de Johnson e Jackson, de 1987, com coeficiente de especularidade de 0,01.

O modelo estudado representou razoavelmente bem o escoamento gás-sólido; todavia, a densidade dos sólidos calculada foi discrepante ao comparar-se com os dados experimentais, sendo do entendimento dos autores a necessidade de um modelo que descrevesse melhor estas partículas, levando em conta sua variação de dimensão e a coesão entre elas. Além disso, evidenciou-se que a escolha dos dados de entrada e saída tem grande influência no resultado e não podem ser implementados de forma satisfatória ao utilizar um modelo 2D, sendo assim necessário optar por um modelo 3D.

Milioli e Milioli (2006) propuseram um método de simulação em que se objetivava reduzir o custo computacional na simulação de sistemas de LFC. Esse consistiu em selecionar os melhores resultados obtidos em regime permanente, ainda não convergidos, e utilizá-los como condições iniciais do problema, de forma a se ignorar o regime transiente, tendo em vista que, segundo os autores, esse não possui informações relevantes e consome tempo significativo de simulação. Para isso, utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana no programa computacional CFXTM v.5.7 para aplicar esta técnica em uma coluna *riser*. Os resultados obtidos mostram que a técnica é efetiva, sendo que 8 meses de trabalho computacional foram reduzidos para 2,1 dias.

Almuttahir e Taghipour (2008a) estudaram, por intermédio de um modelo bidimensional com a abordagem Euleriana-Euleriana e a KTGF, a influência de parâmetros de simulação na representação da fluidodinâmica em uma coluna *riser*. Em seus resultados os autores apontaram que, entre os modelos de arrasto de Arastoopour et al., de 1990, Guidaspow, de 1994, e Syamlal e O'Brien, de 1989, modificado para condições de mínima fluidização, o último apresentou os melhores resultados, especialmente na predição do núcleo do escoamento. Quanto ao coeficiente de especularidade, o valor assumido nulo para esta variável levou a melhores resultados de concentração de sólidos próxima à parede.

No mesmo ano, Almuttahir e Taghipour (2008b) realizaram um trabalho de CFD com foco no estudo da fluidodinâmica do *riser*. Os autores utilizaram as configurações computacionais que apresentaram melhores resultados em seu primeiro trabalho. As informações obtidas concernem à formação de aglomerados nas

paredes, além da velocidade axial e a fração volumétrica dos sólidos. Os resultados mostram conformidade com os valores experimentais e constatações da literatura. Todavia o modelo não pode prever com precisão o escoamento de baixa concentração de sólidos. Sendo assim, os autores ressaltaram a necessidade da reavaliação dos parâmetros e das condições de contorno referente às partículas sólidas.

Marini (2008) realizou um estudo sobre a fluidodinâmica do *riser* empregando a abordagem Euleriana-Euleriana combinada à KTGF, além de contemplar a turbulência utilizando o modelo $k-\varepsilon$. O autor obteve resultados no que se refere ao perfil de velocidade de ambas as fases, e à fração volumétrica das partículas. Na análise, o trabalho ressalta a importância da utilização de uma condição de contorno de parede adequada para a simulação, tendo em vista que as condições utilizadas não foram apropriadas para descrever os perfis nesta região, ao se comparar os resultados com dados experimentais.

Hartge et al. (2009) estudaram um modelo 3D do *riser* de uma caldeira LFC, com o intuito de representar a zona inferior mais densa. Os pesquisadores utilizaram o modelo Euleriano-Euleriano, a KTGF e os modelos de turbulência *swirl modified* RNG $k-\varepsilon$ e *Realizable* $k-\varepsilon$; além disso, buscaram observar a influência de diferentes modelos de arrasto. Os pesquisadores identificaram que o modelo EMMS apresentou maior concordância com o problema em questão e o utilizaram para simular um modelo com geometria semelhante a um sistema piloto. Apesar da conformidade com os experimentos, os autores indicaram a necessidade da obtenção de mais dados para uma avaliação mais completa.

Zhou et al. (2013) estudaram os efeitos produzidos pela condição de parede na simulação de uma coluna *riser*. Para isso, utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana somada à KTGF, os modelos de arrasto de Gidaspow, de 1994, e o EMMS, bem como a condição de parede de Johnson e Jackson, de 1987, admitindo diferentes coeficientes de especularidade e de restituição em um modelo bidimensional. Os autores apontaram que, no modelo de Gidaspow, o coeficiente de especularidade não teve influência significativa. Todavia, no EMMS, quanto menores foram estes valores, melhores os resultados obtidos. Ainda apontam que o modelo de Gidaspow superestima as interações gás-sólido, de forma que são muito maiores que as interações partículas-parede, sendo que no modelo EMMS estas são melhores levadas em conta.

Lima Filho et al. (2015) realizaram um estudo de validação de um modelo 3D de uma coluna *riser*. Para tal, utilizaram uma malha estruturada, a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF e o modelo de arrasto de Gidaspow (ano não especificado) no programa computacional CFD ANSYS® Fluent® v.15.0. Os dados obtidos foram confrontados com uma unidade piloto a frio, cujos experimentos foram realizados com técnicas não intrusivas, apresentando boa concordância.

Em busca de avaliar as diferenças obtidas entre os resultados provenientes de simulações 2D e 3D, Li, Pannala e Shahnam (2014) realizaram uma investigação na coluna *riser* utilizando os modelos Euleriano-Euleriano com a KTGF e o programa computacional ANSYS® Fluent®. Os autores ressaltaram que os estudos em modelo 2D não são capazes de reproduzir de forma satisfatória os resultados apresentados pelo 3D, sendo o primeiro só aconselhado a ser utilizado quando se busca a obtenção de resultados qualitativos.

Upadhyay e Park (2015) utilizaram um modelo 2D de um *riser* a frio para estudar a influência de diferentes parâmetros de modelagem, tais como o coeficiente de especularidade, o coeficiente de restituição partícula-parede e partícula-partícula, além dos modelos de viscosidade de Syamlal et al., de 1993, e de Gidaspow et al., 1992. A abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo *dispersed* k- ϵ para turbulência, o modelo de Gidaspow de, 1994, para o arrasto e a condição de contorno de Johnson e Jackson, de 1987, para as paredes, foram empregadas para a realização das simulações no programa ANSYS® Fluent® v.6.3. Em seus resultados, os autores ressaltam que valores menores para o coeficiente de restituição partícula-parede, para coeficientes de especularidade fixos, resultam em uma maior fração volumétrica de sólidos próximo às paredes. Todavia, quando o coeficiente de especularidade é baixo, os efeitos do coeficiente de restituição partícula-parede podem ser negligenciados. Coeficientes de restituição partícula-partícula de 0,8 a 0,9 melhoraram o modelo. Com relação aos modelos de viscosidade, os pesquisadores concluíram que o modelo de Syamlal apresentou resultados razoáveis em regiões diluídas do escoamento, enquanto o de Gidaspow se sobressaiu na transição de regiões diluídas para densas.

Martins (2015) realizou um estudo CFD utilizando o programa ANSYS® Fluent®, a fim de determinar informações sobre o perfil de pressão, os campos de velocidade dos sólidos e do gás, além da distribuição da concentração dos sólidos ao longo da coluna *riser* para diferentes configurações de operação em um protótipo de LFC a frio.

No trabalho foi utilizada a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo $k-\varepsilon$ para turbulência, a condição de contorno de parede Johnson e Jackson, de 1987, com coeficiente de especularidade nulo. Após testar diferentes modelos, o de Huilin e Gidaspow, de 2003, foi o escolhido para o arrasto. Os resultados foram confrontados com dados experimentais advindos de um sistema piloto a frio (o mesmo empregado neste trabalho) e concluiu-se que os modelos escolhidos representaram de forma satisfatória o escoamento nas situações estudadas.

Chen et al. (2016) estudaram o efeito do ângulo de injeção na coluna *riser* por intermédio um modelo 3D em condições a frio. A abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo EMMS para o arrasto, a condição de contorno na parede de Johnson e Jackson, de 1987, com coeficiente de especularidade igual a 0,5 foram empregadas nas simulações no programa computacional ANSYS® Fluent® v.13. Nesse trabalho foram testadas sete configurações distintas, e os resultados apontaram que o ângulo de injeção de -30° resultou em uma melhor distribuição do catalizador e da matéria prima de alimentação.

Hassan e Makkawi (2018) estudaram a coluna *riser* para o uso de biomassa utilizando o programa computacional ANSYS® Fluent®. O modelo utilizado foi derivado da abordagem Euleriana-Euleriana; a KTGF e o modelo RNG $k-\varepsilon$ para turbulência. Após averiguar os resultados com diferentes modelos de arrasto, o modelo de Syamlal, Rogers e O'Brien, de 1993, foi escolhido em detrimento ao de Gidaspow, de 1994. Outras opções foram testadas para as equações constitutivas e de fechamento, de forma que o modelo final representasse da melhor forma possível a mistura binária de partículas, situação esta encontrada no estudo de biomassa. Além de reportar que o modelo final proposto era robusto o suficiente para representar a fluidodinâmica da biomassa, os autores ressaltaram a importância da escolha de modelos adequados para representar o arrasto e a turbulência, pois, os resultados se demonstraram sensíveis a esses.

2.4.1.2 Ciclone

Raoufi, Shams e Kanani (2009) estudaram a fluidodinâmica gás-sólido em dois ciclones quadrados com diferentes geometrias, optando pela utilização da abordagem Euleriana-Lagrangiana e o modelo de tensões de Reynolds (RSM - *Reynolds Stress*

Model) para a turbulência. Em seus resultados, os autores observaram que, ao comparar com as equações empíricas para ciclones convencionais, a queda de pressão nos ciclones quadrados era menor. O modelo permitiu identificar, a região de baixa pressão no centro do ciclone, além do escoamento dividido em duas fases: a sem vorticidade nas regiões periféricas, exceto pelas arestas do quadrado, e a região com vorticidade forçada no centro, ambas análogas aos ciclones convencionais. Os resultados obtidos mostraram concordância com os dados experimentais.

Dias (2009) estudou a influência de diferentes modelos de turbulência e abordagens de tratamento da fase particulada na fluidodinâmica de ciclones por intermédio de um modelo tridimensional. Em seus resultados, o autor aponta que os modelos $k - \epsilon$ (padrão e RNG) não são adequados para representar a fluidodinâmica nesse componente, sendo o modelo com melhor resultado o RSM. No que tange à representação da fase particulada, foram analisadas as abordagens Euleriana-Euleriana e a Euleriana-Euleriana-n, esta última caracterizada por levar em conta diferentes tamanhos de partícula e não um tamanho médio como a primeira. A abordagem Euleriana-Euleriana-n apresentou melhores resultados, porém o autor afirma que mais estudos são necessários a respeito do assunto.

Kinkar, Dhote e Chokkar (2015) estudaram a fluidodinâmica no interior do ciclone instalado em um sistema de LFC, a fim de obter informações que possibilitassem realizar medidas preventivas evitando: o desgaste dos refratários existentes no dispositivo separador e a necessidade da parada de operação para manutenção corretiva. Para isso, os autores criaram um modelo 3D e, com o programa computacional ANSYS® Fluent®, obtiveram informações no que diz respeito às magnitudes de velocidade e vorticidade, de forma que se tornou possível identificar regiões onde o desgaste do refratário era crítico.

Oliveira, Justi e Lopes (2017) estudaram a influência da turbulência, do esquema de interpolação e da interação entre as fases gás (tratada como contínua) e sólida (tratada como discreta) na fluidodinâmica e na eficiência de um separador gás-sólido do tipo ciclone. Dentre as conclusões mais relevantes apresentadas pelos autores, destaca-se o fato de que o esquema de interpolação de segunda ordem e o modelo de turbulência RSM apresentaram melhores resultados em detrimento do esquema de interpolação de primeira ordem e o modelo RNG $k - \epsilon$, respectivamente. Além disso, o modelo RSM mostrou-se pouco sensível às variações de malha.

2.4.1.3 *Loop-Seal*

Zhao et al. (2015) modelaram uma válvula *loop-seal* empregando a abordagem Euleriana-Euleriana e a KTGF, com foco do estudo no modelo de arrasto. Em um primeiro momento, foi averiguado qual modelo seria o mais apropriado para representar a fluidodinâmica na válvula, o EMMS, aplicado por meio de um índice de correção de heterogeneidade, ou o modelo de Gidaspow, de 1994. O primeiro modelo, sem a necessidade da inclusão de um modelo de turbulência, devido ao movimento lento dos sólidos na válvula, conseguiu reproduzir o escoamento de forma mais fidedigna. Subsequentemente, os autores aplicaram diferentes correções para regiões específicas da *loop-seal*, de forma que o modelo foi capaz de representar o regime fluidodinâmico com fluxo ascendente do ar de aeração pelo *standpipe*.

Bariyar et al. (2016) utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo de Gidaspow, de 1994, para o arrasto, e coeficiente de especularidade de 0,6 para descrever a interação entre a fase sólida e as paredes, a fim de avaliar o comportamento fluidodinâmico de uma mistura ar-areia silicosa em um modelo 3D de uma *loop-seal* por meio do programa computacional ANSYS® Fluent®. Os resultados deixaram em evidência uma queda de pressão gradual na *loop-seal* com o aumento da distância de sua base. No que tange à relação pressão-distância lateral, observou-se um decaimento exponencial partindo do centro da válvula. Já, quanto à velocidade média dos sólidos, notou-se um aumento após a linha central da *loop-seal*.

Zhao et al. (2017) por intermédio de programas CFD desenvolveram um modelo 2D de um leito fluidizado borbulhante (LFB) de forma a otimizá-lo para a aplicação deste na alimentação de um leito fluidizado circulante triplo. Para isso, utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana, acoplada ao modelo de fase discreta (DPM) Lagrangiano, a KTGF, o modelo $k-\varepsilon$ para turbulência, coeficiente de especularidade de 0,01 para a fase sólida, o modelo de arrasto de Gidaspow, de 1994, e o programa computacional ANSYS® Fluent® v.15.0. Os autores avaliaram os efeitos de parâmetros de projeto em busca de uma configuração ideal que permitisse maximizar a reação dentro do leito fluidizado circulante triplo, uma vez que a fluidodinâmica na *loop-seal* influencia no tempo de residência das partículas.

Li et al. (2018) estudaram os efeitos das condições operacionais estabelecidas pela taxa de aeração, inventário dos sólidos, velocidade de fluidização do gás na

coluna *riser*, na taxa de recirculação dos sólidos e no rendimento de uma *loop-seal* conectada a um *standpipe* fluidizado. Os autores criaram seu próprio modelo advindo de um balanço de forças, o qual resolveram com o programa computacional 1stOptsoftware (7D - Soft High Technology Inc.). Os resultados se mostraram condizentes ao serem confrontados com dados experimentais, concluindo que a taxa de aeração na câmara de reciclagem tem pouco efeito na taxa de circulação dos sólidos. Já, o aumento da velocidade do gás na coluna *riser* e do inventário resultou em um aumento significativo dessa. Ainda, observou-se pouca influência da altura na abertura da passagem entre as câmaras da *loop-seal*.

2.4.2 Modelagem do Leito Fluidizado Circulante Integrado

Zhang et al. (2008) utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana junto à KTGF para estudar um modelo 3D de um LFC integrado. Os pesquisadores utilizaram a condição de não deslizamento para o gás e o modelo de Johnson e Jackson, de 1987, como condição de contorno para as paredes, com coeficiente de especularidade 0,6. Em seus resultados, os autores apontaram que o modelo foi capaz de definir a velocidade axial e a fração volumétrica dos sólidos com razoável precisão ao comparar com dados experimentais. Ainda, observaram velocidades negativas nas paredes, devido à queda de aglomerados. Todavia, houve discrepância na previsão da fração volumétrica próxima às paredes. Quanto aos modelos de arrasto, os autores ressaltaram que o modelo EMMS se sobressaiu em relação ao modelo de Gidaspow, uma vez que o segundo subestimou a fração volumétrica dos sólidos na região inferior do *riser*.

Zhang et al. (2010) realizaram um estudo de sistema de LFC integrado contendo dois ciclones paralelos, de forma a obter o perfil de pressão, a fração volumétrica dos sólidos e a sua velocidade axial, além da distribuição não uniforme dos fluxos dos particulados nos separadores gás-sólido. Os autores utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana com a KTGF, o modelo EMMS para o arrasto, a condição de não-deslizamento para o gás e deslizamento parcial com coeficiente de especularidade de 0,6 para os sólidos. Em seus resultados, os autores ressaltaram a capacidade de solução do modelo, com ênfase na utilização do EMMS para a avaliação do arrasto, de forma que foi possível observar o padrão de escoamento

núcleo-anular no *riser*. Todavia, os dados para comparação eram advindos de uma caldeira de LFC comercial apenas semelhante ao modelo estudado, necessitando dessa forma de uma maior quantidade de estudos e simulações para maiores conclusões.

Seo et al. (2011), a partir de um modelo 2D a frio, investigaram as características da fluidodinâmica de um leito fluidizado duplo. Para isso utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana junto à KTGF, o modelo $k-\varepsilon$ para a turbulência, Gidaspow, de 1994, para o arrasto e o modelo de Johnson e Jackson, de 1987, como condição de contorno para as paredes. O principal resultado apontado pelos autores evidenciou que a taxa de circulação apresentou um aumento com o incremento da velocidade do gás no *riser* e da taxa de aeração na câmara de reciclagem.

Lu et al. (2013) estudaram um circuito completo LFC tridimensional com troca de calor. Para isso, utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana somada à KTGF para descrever a fase sólida. Dois modelos de arrasto foram testados em sistema sem troca de calor, a fim de validar os resultados: o EMMS, implementado por meio do índice de correção de heterogeneidade, e o modelo de Gidaspow, de 1994. O modelo baseado na teoria EMMS foi capaz de prever com sucesso as estruturas heterogêneas no escoamento e os perfis de pressão; todavia ambos os modelos superestimaram o fluxo de sólidos, segundo os autores, por conta da simplificação na distribuição do tamanho das partículas no leito. No entanto, quando testado no sistema com troca de calor, o modelo EMMS não foi eficaz, uma vez que o coeficiente de arrasto se tornou imprevisível, sendo assim necessário propor uma correção ao modelo para que esse se adeque aos múltiplos tipos de escoamentos coexistentes no problema.

Li, Dietiker e Shadle (2014) realizaram um comparativo dos resultados obtidos da simulação de um circuito integrado e de apenas a coluna *riser*. A abordagem Euleriana-Euleriana juntamente com a KTGF, foram utilizadas no programa computacional MFX™. No caso do circuito integrado, os autores ressaltam a necessidade de utilizar uma geometria básica de ciclone e de não considerar os furos no distribuidor de ar da *loop-seal*, de forma a simplificá-lo. Além disso, a malha mais refinada foi somente aplicada no *riser*, a fim de reduzir o custo computacional.

Em seus resultados, os autores identificaram que a taxa média de circulação dos sólidos é o parâmetro mais crítico no que se refere à qualidade dos resultados, já que interfere diretamente na fluidodinâmica do sistema de LFC. Além disso, apontam que apesar do circuito integrado ser mais desafiador de modelar e requerer um alto

poder computacional, este fornece resultados mais realistas em relação à simulação apenas da coluna *riser*.

Wang et al. (2014) modelaram um circuito integrado LFC no programa computacional ANSYS® Fluent® v.6.3, utilizando a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, o modelo RNG $k - \epsilon$, com a justificativa que este último é mais preciso do que o modelo $k - \epsilon$ padrão, e os modelos de arrasto EMMS e de Wen-Yu. A condição de contorno de parede de Johnson e Jackson, de 1987, foi adotada para os sólidos com coeficiente de especularidade de 0,55. Assim, como Li, Dietiker e Shadle (2014), também fizeram simplificações no modelo, como o fato de negligenciar o efeito dos distribuidores de ar. Em seus resultados, os autores observaram a formação do regime núcleo-anular no *riser*, a dinâmica de escoamento no *standpipe*, caracterizada pela queda dos sólidos devido à ação da gravidade, somado às perturbações resultantes da injeção de ar no conector de formato J. Quanto aos modelos de arrasto, o EMMS apresentou resultados mais condizentes com a realidade.

Guan et al. (2016), de forma a averiguar a influência de fatores operacionais na fluidodinâmica de circuitos de LFC, propuseram um modelo empregando a abordagem Euleriana-Euleriana, a KTGF, os modelos $k-\epsilon$ para a turbulência e de Gidaspow, de 1994, para o arrasto e a condição de contorno de Johnson e Jackson, de 1987, para as paredes. Os autores identificaram que a velocidade do gás na coluna *riser* é um parâmetro crítico no controle da taxa de circulação dos sólidos. Ainda, reportaram que essa taxa é sensível às características da fase particulada, de modo que o aumento do tamanho das partículas a diminui e o aumento do inventário de sólidos a incrementa.

Wang et al. (2017) estudaram o efeito dos diferentes arranjos de ciclones no escoamento gás-sólido em um modelo 3D por intermédio de métodos CFD-DEM (*Discrete Element Method* ou Método de Elementos Discretos). Para isso, utilizaram um sistema com seis ciclones em dois arranjos distintos que eles descreveram como de simetria central e de simetria axial. Os autores puderam constatar que o escoamento gás-sólido apresenta distribuição não uniforme com múltiplos ciclones, sendo que aqueles localizados ao centro possuem maior fração volumétrica de sólido que os do canto. Ainda apontaram que simetria axial é melhor que a central no que tange à distribuição uniforme do fluxo dos sólidos e do inventário de partículas no *standpipe*.

Yu et al. (2018) modelaram um circuito integrado utilizando a abordagem

Euleriana-Euleriana, a KTGF, os modelos k- ϵ para a turbulência e Syamlal-O'Brien, de 1989, para o arrasto, além da condição de contorno de Johnson e Jackson, de 1987, para as paredes utilizando o programa computacional ANSYS® Fluent® v.15. Em seus resultados, os autores observaram o início da fluidização rápida ao alterar a velocidade do ar na coluna *riser*. Quanto à dinâmica de pressão estática no circuito, foi percebida a queda de pressão na coluna *riser* e, em contrapartida, o aumento da pressão no ciclone e no *standpipe*, sendo que esta variação está associada principalmente à mudança de concentração da fase particulada. Por fim, foi verificada a necessidade do aumento do ar de fluidização requerido com o incremento no tamanho das partículas.

Wang et al. (2018) estudaram o efeito da velocidade superficial do gás no comportamento dos sólidos em um sistema de LFC por intermédio do método CFD-DEM. Em seus resultados, os autores apontam que, quanto menor a velocidade superficial, menor é o tempo para a mistura dos sólidos entrar em equilíbrio. Já, com o aumento dessa, observa-se que a distribuição do tempo de residência dos sólidos na coluna *riser* se torna mais uniforme, além de aumentar as forças de colisão no ciclone, e diminuir as forças de colisão na coluna *riser*.

Liu, Zhang e Wang (2019) estudaram o efeito do tamanho da seção de suspensão, região da coluna *riser* localizada logo abaixo do tubo de reciclagem dos sólidos vindos da *loop-seal*, em um circuito integrado tridimensional. Para isso, utilizaram a abordagem Euleriana-Euleriana, somada à KTGF, coeficiente de especularidade de 0,6 para os sólidos e o modelo de arrasto EMMS por intermédio de um coeficiente de correção de heterogeneidade. Os principais resultados dos autores indicaram que: a fração volumétrica média dos sólidos responde de forma linear à mudança de inventário; o *riser* com maior seção de suspensão apresentou um padrão do tipo S no que se refere ao perfil axial de porosidade do leito. Em relação ao fluxo de sólidos, a geometria com seção de suspensão menor apresentou comportamento linear entre a relação fluxo de sólidos e aumento de inventário, enquanto a geometria com essa seção maior apresentou colapso ao transicionar entre leito diluído e denso. Os autores ressaltam que os resultados concordaram qualitativamente com os dados teóricos e experimentais.

2.4.3 Resumo dos Trabalhos já Desenvolvidos

Os Quadros 1 a 4 trazem uma síntese dos resultados das pesquisas da literatura abordadas anteriormente. Para todos os quadros, as células preenchidas com “-“ representam informações faltantes no respectivo trabalho, ou que não foram indicadas de forma suficientemente clara pelos autores. Situações onde mais de um modelo foi utilizado, aquele reportado como o mais adequado, foi sublinhado e ressaltado em negrito.

Quadro 1 - Resumo dos modelos utilizados na coluna *riser*

Autor	Euleriano / Lagrangiano	Prop. reológicas dos sólidos	Arrasto	Modelo de turbulência	C.C. parede	φ
Benyahia et al. (2000)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Arastoopour et al. 1990	-	Jhonson e Jackson 1987	0,01
Milioli e Milioli (2006)	Euleriano-Euleriano	-	Gidaspow 1994	-	-	-
Almuttahir e Taghipour (2008a)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Arastoopour et al. 1990, Gidaspow 1994, Syamlal e O'Brien 1989 <u>modificado minima fluidização</u>	Laminar e k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	1; 0,5; 0,1; <u>0</u>
Almuttahir e Taghipour (2008b)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Syamlal and O'Brien 1989 - modificado minima fluidização	-	Jhonson e Jackson 1987	0
Marini (2008)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	k- ϵ	deslizamento livre	-
Hartge et al. (2009)	Euleriano-Euleriano	KTGF	EMMS	swirl modified RNG k- ϵ Realizable k- ϵ model,	-	-
Zhou et al. (2013)	Euleriano-Euleriano	KTGF	EMMS e Gidaspow 1994	-	Jhonson e Jackson 1987	<u>0</u> ; 0,00005 ; 0,0005; 0,6; 1,0
Li, Pannala e Shahnab (2014)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	-	Jhonson e Jackson 1987	-
Lima Filho et al. (2015)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	-	-	-
Upadhyay e Park (2015)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	dispersed k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	0,001; 0,0001 ; 0,00001
Martins (2015)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994/ Syamlal-O'Brien 1989/ Wen e Yu 1966 / Huilin e Gidaspow 2003	k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	0
Chen et al. (2016)	Euleriano-Euleriano	KTGF	EMMS - índice de heterogeneidade	-	Jhonson e Jackson 1987	0,5
Hassan e Makkawi (2018)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994, Syamlal, Rogers e O'Brien 1993	RNG k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	0,5

Fonte: Autoria própria.

Do Quadro 1 percebe-se que, para a modelagem da coluna *riser*, dentre os trabalhos selecionados, a metodologia Euleriana-Euleriana é unanimidade, acompanhada quase sempre da KTGF para descrever as propriedades reológicas dos sólidos. O modelo de arrasto de Gidaspow, de 1994, foi o mais utilizado. O modelo $k-\epsilon$ ou alguma de suas modificações foi preferência, assim como a condição de contorno de Jhonson e Jackson, de 1987, para as paredes. O coeficiente de especularidade próximo de 0 também foi o mais utilizado.

Quadro 2 - Resumo dos modelos utilizados no ciclone

Autor	Euleriano / Lagrangiano	Prop. reológicas dos sólidos	Arrasto	Modelo de turbulência	C.C. parede	φ
Raoufi, Shams e Kanami (2008)	Euleriano - Lagrangiano	-	-	Reynolds Stress Transport Model (RSTM)	-	-
Dias (2009)	Euleriano - Euleriano - n fases	-	Gidaspow 1994	$k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, SSG- RSM e LES	deslizamento livre	-
Kinkar, Dhote e Chokkar (2015)	-	-	-	SST $k-\omega$	-	-
Oliveira, Justi e Lopes (2017)	Euleriano - Lagrangiano	-	-	RNG $k-\epsilon$, RSM	-	-

Fonte: Autoria própria.

Pouca informação pode-se extrair das simulações realizadas com ciclones. Apenas percebe-se que o modelo $k-\epsilon$ não foi unanimidade e que modelos mais robustos foram também testados.

Nos Quadros 3 e 4 inseriu-se uma nova coluna, que diz respeito aos modelos utilizados para descrever o regime friccional e a pressão friccional, de alta relevância na fluidodinâmica de leito móvel presente na *loop-seal*.

Quadro 3 - Resumo dos modelos utilizados na *loop-seal*

Autor	Euleriano / Lagrangiano	Prop. reológicas dos sólidos	Arrasto	Modelo de turbulência	C.C. parede	φ	Regime friccional	Pressão friccional
Zhao et al. (2015)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994; EMMS - índice de heterogeneidade; EMMS borbulhento proposto pelos autores	Laminar e $k-\epsilon$	-	-	Schaeffer 1987	Based KTGF
Bariyar et al. (2016)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	-	Jhonson e Jackson 1987*	0,6	-	-
Zhao et al. (2017)	Euleriano-Euleriano + Lagrangiano	KTGF	Gidaspow 1994	$k-\epsilon$	Jhonson e Jackson 1987*	0,01	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Li et al. (2018)	-	-	-	-	-	-	-	-

Fonte: Autoria própria.

Quanto a válvula *loop-seal*, a abordagem Euleriana-Euleriana foi a preferida, somada à KTGF. O modelo de Gidaspow, de 1994, foi o mais utilizado para traduzir o arrasto. Quanto à turbulência, uma vez que os sólidos se movimentam lentamente neste componente, aparenta-se que o regime laminar foi o preferido em detrimento do turbulento.

As informações marcadas com um asterisco, e isso se repetirá no resumo dos modelos utilizados em trabalhos de sistemas de LFC integrados, representam aquelas nas quais não há clareza. Cabem nestes casos, por exemplo, situações onde os autores reportaram o uso do coeficiente de especularidade, porém sem explicitar a utilização do modelo de paredes de Johnson e Jackson, de 1987, o único reportado nos trabalhos da literatura para a condição de contorno nas paredes. Já, no modelo de regime friccional, embora os autores tenham reportado a equação referente ao modelo de Schaeffer, de 1987, não deixaram explícito que o modelo de pressão de fricção utilizado foi o *Based* KTGF. Porém, como a equação de pressão dos sólidos da teoria KTGF foi evidenciada no trabalho, assumiu-se que esse modelo de pressão de fricção foi o realmente utilizado.

Nenhuma conclusão pode ser estabelecida quanto ao coeficiente de especularidade. Adicionalmente, apenas a utilização do modelo de Schaeffer, de 1987, com pressão de fricção baseada na KTGF foi reportada para o tratamento do regime friccional na *loop-seal*. No trabalho de Li et al. (2018) não há nenhuma informação quanto aos modelos adotados, pois os autores desenvolveram uma modelagem própria de simulação.

Quanto ao sistema de LFC integrado, como pode-se observar no Quadro 4, a abordagem Euleriana - Euleriana, a KTGF e o modelo de Johnson e Jackson, de 1987, são extensamente empregados. Em relação ao arrasto, os modelos de Gidaspow, de 1994, e o EMMS são os mais utilizados. Poucos trabalhos indicaram o modelo de turbulência e o coeficiente de especularidade adotados. Todavia, para aqueles autores que reportaram, o $k-\epsilon$ e o valor de $\varphi \approx 0,6$ são os preferidos. O modelo friccional de Schaeffer, de 1987, é o mais empregado.

Ressalta-se o fato de que os trabalhos desenvolvidos não discutem os resultados do modelo em si, comparando-o com outros modelos disponíveis na literatura.

Quadro 4 - Resumo dos modelos utilizados no circuito completo

Autor	Euleriano / Lagrangiano	Prop. reológicas dos sólidos	Arrasto	Modelo de turbulência	C.C. parede	ϕ	Regime friccional	Pressão friccional
Zhang et al. (2008)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994; EMMS/Matrix - índice de heterogeneidade	-	Jhonson e Jackson 1987	0,6	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Zhang et al. (2010)	Euleriano-Euleriano	KTGF	EMMS/Matrix - índice de heterogeneidade	-	Jhonson e Jackson 1987*	0,6	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Seo et al. (2011)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	-	-	-
Lu et al. (2013)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994; EMMS - índice de heterogeneidade	-	-	-	Schaeffer 1987	Based KTGF
Li, Dietiker e Shadle (2014)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	-	Jhonson e Jackson 1987	-	Schaeffer 1987	Syamlal, Rogers e O'Brien 1993
Wang et al. (2014)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Wen Yu 1966; EMMS - índice de heterogeneidade	RNG k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	0,55	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Guan et al. (2016)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Gidaspow 1994	k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	-	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Wang et al. (2017)	Euleriano-Lagrangiano	-	Gidaspow 1994	-	-	-	-	-
Yu et al. (2018)	Euleriano-Euleriano	KTGF	Syamlal-O'Brien 1989	k- ϵ	Jhonson e Jackson 1987	-	Schaeffer 1987	Based KTGF*
Wang et al. (2018)	Euleriano-Lagrangiano	-	Gidaspow 1994	-	-	-	-	-
Liu, Zhang e Wang (2019)	Euleriano-Euleriano	KTGF	EMMS/Matrix - índice de heterogeneidade	Laminar	Jhonson e Jackson 1987*	0,6	Schaeffer 1987	Based KTGF

Fonte: Autoria própria.

O levantamento bibliográfico realizado fundamenta o objetivo do presente trabalho, uma vez que os autores pouco abordam ou discutem a influência dos modelos e parâmetros dos regimes friccionalis. As informações disponíveis relacionadas ao coeficiente de especularidade não são concordantes ao se estudar o sistema de LFC integrado e as partes em separado. Adicionalmente, percebe-se que os autores pouco discutem sobre as simplificações realizadas nas regiões de entrada ou da alimentação do ar injetado no sistema.

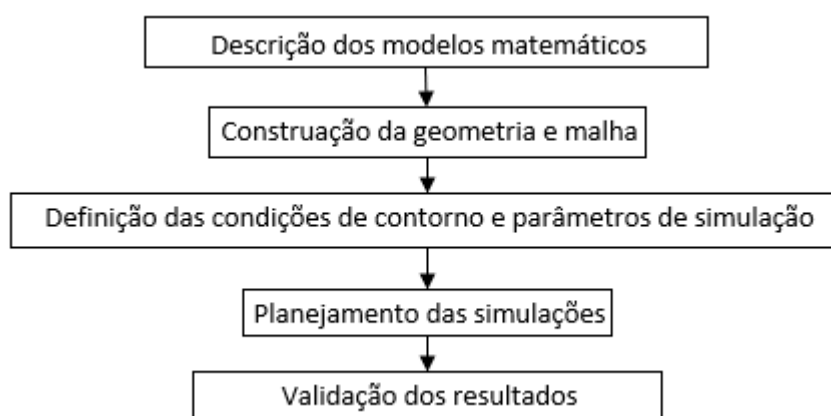
Por fim, apesar de largamente discutido e testado, o modelo de arrasto é um fator crítico para os resultados, fazendo-se necessário investigá-lo mais a fundo.

3 METODOLOGIA

Este capítulo descreve os métodos e procedimentos adotados para o cumprimento dos objetivos desta pesquisa. Em um primeiro momento, a partir da fundamentação teórica e investigação do estado da arte, elencam-se os principais modelos matemáticos usados para a descrição dos fenômenos de escoamento gás-sólido envolvidos em sistemas de LFC. Posteriormente, parte-se para a criação do domínio computacional, ou seja, para a construção da geometria do sistema a ser simulado e da sua malha, composta por volumes finitos. Na sequência, define-se o tratamento das condições de contorno e dos parâmetros de simulação a serem aplicados no problema, norteando dessa forma, o planejamento das simulações requeridas para o cumprimento dos objetivos tracejados. Por fim, realiza-se o confronto dos resultados das simulações computacionais com os dados experimentais obtidos a partir do sistema de LFC disponível em escala de laboratório.

A ordem das etapas necessárias para a realização das simulações computacionais e a verificação experimental é ilustrada no fluxograma da Figura 12.

Figura 12 - Fluxograma das etapas para a realização das simulações computacionais e verificação experimental



Fonte: Autoria própria.

Cada etapa é descrita em detalhe nos próximos itens.

3.1 MODELAGEM MATEMÁTICA

Esta seção centra a atenção na formulação matemática da abordagem Euleriana-Euleriana e da KTGF, ambos escolhidos para descrever o comportamento fluidodinâmico gás-sólido no sistema de LFC de interesse. Os tópicos seguintes descrevem, em sequência, os modelos empregados para traduzir os efeitos da turbulência, do regime friccional e do arrasto disponíveis no programa ANSYS® Fluent® v.18.0, utilizado nesta pesquisa para a realização das simulações computacionais.

3.1.1 Abordagem Euleriana-Euleriana e a KTGF

Na abordagem Euleriana-Euleriana, as equações de continuidade para a fase gasosa e para a fase sólida são representadas pelas equações (4) e (5), respectivamente (DING; GIDASPOW, 1990):

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g)}{\partial t} + \nabla(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g) = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\alpha_s \rho_s)}{\partial t} + \nabla(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) = 0 \quad (5)$$

sendo α a fração volumétrica, ρ é a massa específica e v é a velocidade de cada fase.

Já, a conservação da quantidade de movimento das fases gasosa e particulada são representadas pelas equações (6) e (7), respectivamente (DING; GIDASPOW, 1990):

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g)}{\partial t} + \nabla(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \vec{v}_g) = -\alpha_g \nabla p + \alpha_g \rho_g \vec{g} + \nabla \bar{\tau}_g + \beta(\vec{v}_s - \vec{v}_g) \quad (6)$$

$$\frac{\partial(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s)}{\partial t} + \nabla(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s) = -\alpha_s \nabla p + \alpha_s \rho_s \vec{g} + \nabla \bar{\tau}_s + \beta(\vec{v}_g - \vec{v}_s) \quad (7)$$

sendo p a pressão e \vec{g} o vetor gravidade. $\bar{\tau}$ é o tensor de tensão de cada fase, representado pelas equações (8) e (9) para o gás e para o particulado respectivamente (DING; GIDASPOW, 1990):

$$\bar{\tau}_g = 2\alpha_g \mu_g \left(\frac{1}{2} [\vec{\nabla} \vec{v}_g + (\vec{\nabla} \vec{v}_g)^T] - \frac{1}{3} \vec{\nabla} \cdot \vec{v}_g \vec{I} \right) \quad (8)$$

$$\bar{\tau}_s = [-P_s + \alpha_s \lambda_s \vec{\nabla} \cdot \vec{v}_s] \bar{I} - 2\alpha_s \mu_s \left(\frac{1}{2} [\vec{\nabla} \vec{v}_s + (\vec{\nabla} \vec{v}_s)^T] - \frac{1}{3} \vec{\nabla} \cdot \vec{v}_s \bar{I} \right) \quad (9)$$

em que λ é a viscosidade volumétrica e μ a viscosidade dinâmica. O termo P_s corresponde à pressão dos sólidos, que segundo Ding e Gidaspow (1990) é análogo ao estabelecido pela equação de estado de van der Waals. Ele é utilizado para levar em conta as variações de velocidade que acontecem devido aos choques da fase particulada. Por fim, β é o coeficiente de troca de momento entre fases, ditado pelo modelo de arrasto escolhido.

Para a fase sólida, a KTGF é definida pelas equações (10) a (15) (ANSYS, 2017), com as equações (13), (14) e (15) sendo desenvolvidas por Lun et al. em 1984:

$$\mu_s = \mu_{s,c} + \mu_{s,k} + \mu_{s,f} \quad (10)$$

$$\mu_{s,c} = \frac{4}{5} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_0 (1 + e) \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

$$\mu_{s,k} = \frac{10 \rho_s d_p \sqrt{\theta \pi}}{96 \alpha_s (1 + e) g_0} \left[1 + \frac{4}{5} g_0 \alpha_s (1 + e) \right]^2 \alpha_s \quad (12)$$

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_0 (1 + e) \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

$$P_s = \alpha_s \rho_s \theta [1 + 2(1 + e) g_0 \alpha_s] \quad (14)$$

$$g_0 = \left[1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,max}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1} \quad (15)$$

sendo $\mu_{s,c}$ a porção da viscosidade relacionada com a colisão, $\mu_{s,k}$ a porção cinética proposta por Gidaspow, Bezburuah, e Ding em 1992, e $\mu_{s,f}$ a porção friccional, que será discutida nos tópicos subsequentes. O termo d_p representa o diâmetro da partícula, θ a temperatura granular algébrica, e o coeficiente de restituição da partícula e, $\alpha_{s,max}$, o empacotamento máximo da fase sólida, cujo valor adotado é de 0,63 para partículas de um leito fluidizado (HODAPP, 2009; ANSYS, 2017).

O programa ANSYS® Fluent® v.18.0 se restringe a modelos nos quais a temperatura granular é determinada de forma algébrica. A expressão do modelo empregado no presente estudo está descrita no trabalho de Syamlal, Rogers e O'Brien (1993) e é representado pela equação (16):

$$\theta = \left[\frac{-K_1 \alpha_s \text{tr}(\overline{D_s}) + \sqrt{K_1^2 \text{tr}^2(\overline{D_s}) \alpha_s^2 + 4K_4 \alpha_s [K_2 \text{tr}^2(\overline{D_s}) + 2K_3 \text{tr}(\overline{D_s}^2)]}}{2\alpha_s K_4} \right]^2 \quad (16)$$

em que tr é definido como *trace* (soma dos principais elementos diagonais), e:

$$\overline{D_s} = \frac{1}{2} [\vec{\nabla} \vec{v}_s + (\vec{\nabla} \vec{v}_s)^T] \quad (17)$$

$$K_1 = 2(1 + e) \rho_s g_0 \quad (18)$$

$$K_2 = \frac{4d_p \rho_s (1 + e) \alpha_s g_0}{3\sqrt{\pi}} - \frac{2}{3} K_3 \quad (19)$$

$$K_3 = \frac{d_p \rho_s}{2} \left\{ \frac{\sqrt{\pi}}{3(3 - e)} [1 + 0,4(1 + e)(3e - 1) \alpha_s g_0] + \frac{8\alpha_s g_0 (1 + e)}{5\sqrt{\pi}} \right\} \quad (20)$$

$$K_4 = \frac{12(1 - e^2) \rho_s g_0}{d_p \sqrt{\pi}} \quad (21)$$

3.1.2 Modelo de Turbulência

O modelo de turbulência utilizado é o $k - \varepsilon$, sendo este definido pelas equações (22) e (23) (ANSYS, 2017):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m k) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_m + \frac{\mu_{t,m}}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_{k,m} - \rho_m \varepsilon + \Pi_{km} \quad (22)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \varepsilon) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu_m + \frac{\mu_{t,m}}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{1\varepsilon} G_{k,m} - C_{2\varepsilon} \rho_m \varepsilon) + \Pi_{\varepsilon m} \quad (23)$$

em que $C_{1\varepsilon}$ e $C_{2\varepsilon}$ são constantes; Π_{km} e $\Pi_{\varepsilon m}$ são termos fonte possíveis de serem incluídos para modelar as interações turbulentas entre as fases dispersa e contínua.

Ainda:

$$\rho_m = \sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i \quad (24)$$

$$\mu_m = \sum_{i=1}^N \alpha_i \mu_i \quad (25)$$

$$\vec{v}_m = \frac{\sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i \vec{v}_i}{\sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i} \quad (26)$$

$$\mu_{t,m} = \rho_m C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (27)$$

$$G_{k,m} = \mu_{t,m}(\nabla \vec{v}_m + (\nabla \vec{v}_m)^T) : \nabla \vec{v}_m \quad (28)$$

de forma que o subscrito i representa cada uma das fases envolvidas.

3.1.3 Modelos de Regime Friccional

Os dois modelos disponíveis no programa computacional ANSYS® Fluent® v.18.0 são o de Johnson e Jackson, de 1987, e o modelo de Schaeffer, de 1987. As equações (29) e (30) definem, respectivamente, a forma de calcular a porção friccional da viscosidade por esses modelos (ANSYS, 2017).

$$\mu_{s,f} = P_{s,f} \text{sen} \phi \quad (29)$$

$$\mu_{s,f} = \frac{P_{s,f} \text{sen} \phi}{2\sqrt{I_{2D}}} \quad (30)$$

Em que ϕ é o ângulo de fricção interna e I_{2D} é o segundo invariante do tensor de tensões deviatórico.

O termo de pressão de fricção dos sólidos ($P_{s,f}$) possui três modelos distintos implementados no programa ANSYS® Fluent® v.18.0, sendo estes: o de Johnson e Jackson, de 1987; o de Syamlal, Rogers e O'Brien, de 1993, e o baseado na KTGF. Segundo apontamentos encontrados em ANSYS (2017), o modelo baseado na KTGF é derivado da teoria cinética, ou seja, o termo $P_{s,f}$ é avaliado conforme a equação (14).

Uma vez que os trabalhos de Zhang et al. (2008), Zhang et al. (2010), Lu et al. (2013), Wang et al. (2014), Zhao et al. (2015), Guan et al. (2016), Zhao et al. (2017), Yu et al. (2018) e Liu, Zhang e Wang (2019), reportaram o uso da pressão friccional baseada na KTGF, e ainda, com a possibilidade de não precisar de uma equação a mais no modelo matemático, o que aliviaria o custo computacional, esse modelo foi o adotado no presente trabalho.

3.1.4 Modelo de Arrasto

O coeficiente de troca de momento entre fases β , encontrado nas equações de quantidade de movimento, é definido pelo modelo de arrasto.

Os modelos alvos de investigação desse trabalho são o de Syamlal-O'Brien, de 1989, e sua alternativa parametrizada, e o de Gidaspow, de 1994, uma vez que o

desenvolvimento, validação e ajustes de um modelo baseado na teoria EMMS estão fora do tempo limite de desenvolvimento desse trabalho.

O modelo de Syamlal-O'Brien, de 1989, é definido pela expressão (SYAMLAL; ROGERS; O'BRIEN, 1993):

$$\beta = \frac{3\alpha_s\alpha_g\rho_g}{4v_{rs}^2d_p} C_D \left(\frac{Re_p}{v_{rs}} \right) |\vec{v}_s - \vec{v}_g| \quad (31)$$

em que v_{rs} é a velocidade terminal, representada pela equação (32) e Re_p é o número de Reynolds referente à velocidade relativa entre as fases, como mostra a equação (33); e C_D é a função de arrasto, dada pela equação (34) (SYAMLAL; ROGERS; O'BRIEN, 1993).

$$v_{rs} = 0,5 \left(A - 0,06Re_p + \sqrt{(0,06Re_p)^2 + 0,12Re_p(2B - A) + A^2} \right) \quad (32)$$

$$Re_p = \frac{d_p\rho_g|\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{\mu_g} \quad (33)$$

$$C_D = \left(0,63 + \frac{4,8}{\sqrt{Re_p/v_{rs}}} \right)^2 \quad (34)$$

Os termos A e B são definidos pelas equações (35) e (36) respectivamente (SYAMLAL; ROGERS; O'BRIEN, 1993).

$$A = \alpha_g^{4,14} \quad (35)$$

$$B = \begin{cases} 0,8\alpha_g^{1,28} & \text{se } \alpha_g \leq 0,85 \\ \alpha_g^{2,65} & \text{se } \alpha_g > 0,85 \end{cases} \quad (36)$$

Este modelo deve ser utilizado em conjunto com a porção cinética da viscosidade dos sólidos, definida pela equação (37) de Syamlal, Rogers e O'Brien, de 1993, substituindo assim a equação (12) de Gidaspow, Bezburuah, e Ding, de 1992 (ANSYS, 2017).

$$\mu_{s,k} = \frac{\alpha_s d_p \rho_s \sqrt{\theta \pi}}{6(3-e)} \left[1 + \frac{2}{5}(1+e)(3e-1)\alpha_s g_0 \right] \quad (37)$$

A alternativa parametrizada do modelo de Syamlal-O'Brien, de 1989, troca os valores 0,8 e 2,65 da equação (36), pelos parâmetros $c1$ e $d1$, respectivamente, ajustados à condição de mínima fluidização das partículas. Esses parâmetros são determinados de forma iterativa, conforme o modelo apresentado pelas equações (38) a (43) (ANSYS, 2017):

$$Re_p = Re_{umapartícula} \left[\frac{A + 0,06BRe_{umapartícula}}{1 + 0,06Re_{umapartícula}} \right] \quad (38)$$

$$Re_{umapartícula} = \left[\frac{(4,8^2 + 2,52\sqrt{4Ar/s})^{0,5} - 4,8}{1,26} \right]^2 \quad (39)$$

$$Ar = \frac{3}{4} C_D Re_p^2 \quad (40)$$

$$C_D = \left(\frac{0,63}{v_{rs}} + \frac{4,8}{\sqrt{v_{rs} Re_p}} \right)^2 \quad (41)$$

$$B = \begin{cases} c1\alpha_g^{1,28} & \text{se } \alpha_g \leq 0,85 \\ \alpha_g^{d1} & \text{se } \alpha_g > 0,85 \end{cases} \quad (42)$$

$$d1 = 1,28 + \left(\frac{\log_{10} c1}{\log_{10} 0,85} \right) \quad (43)$$

Já, o modelo de Gidaspow, de 1994, é uma combinação dos modelos de Wen e Yu, de 1966, para $\alpha_s \leq 0,2$ e de Ergun, de 1952, para $\alpha_s > 0,2$, sendo constituído pelas equações (44) e (45) (GIDASPOW, 1994):

$$\beta = \frac{3}{4} C_D \frac{(1-\alpha_s)\alpha_s\rho_g|\vec{v}_g-\vec{v}_s|}{d_p} (1-\alpha_s)^{-2,65} \quad \text{se } \alpha_s \leq 0,2 \quad (44)$$

$$\beta = 150 \frac{\alpha_s^2\mu_g}{(1-\alpha_s)d_p^2} + \frac{7}{4} \frac{\alpha_s\rho_g|\vec{v}_g-\vec{v}_s|}{d_p} \quad \text{se } \alpha_s > 0,2 \quad (45)$$

$$C_D = \frac{24}{Re_p(1-\alpha_s)} [1 + 0,15((1-\alpha_s)Re_p)^{0,687}] \quad \text{se } (1-\alpha_s)Re_p < 1000 \quad (46)$$

$$C_D = 0,44 \quad \text{se } (1-\alpha_s)Re_p \geq 1000 \quad (47)$$

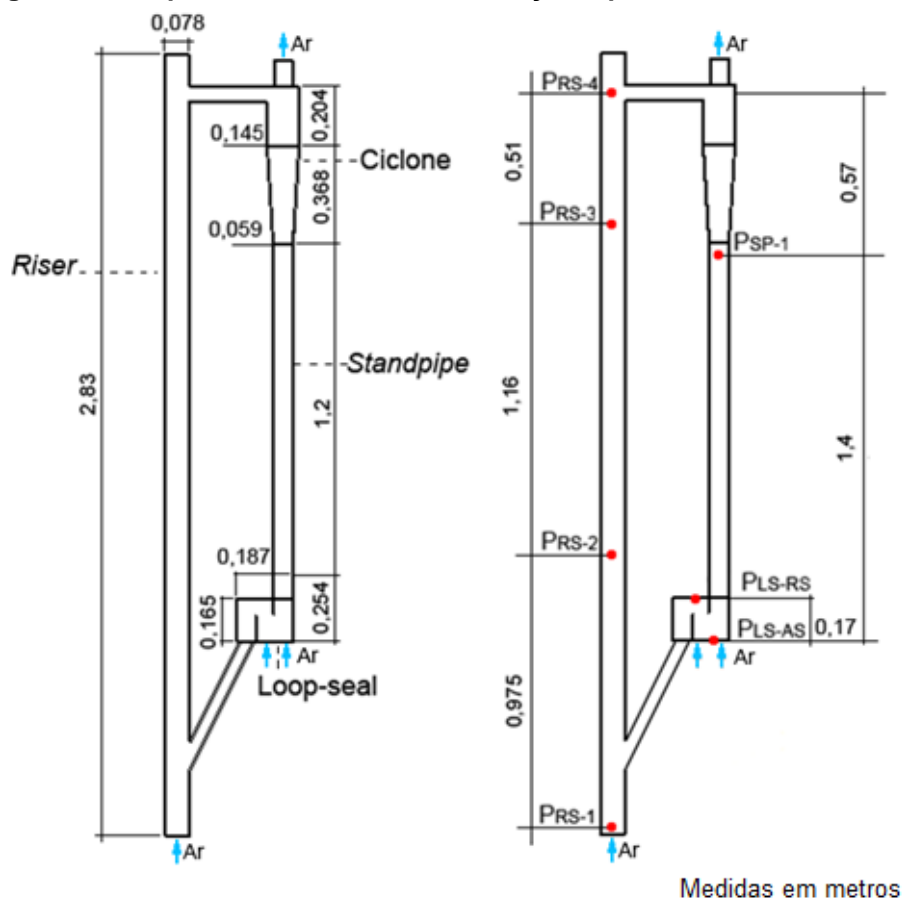
3.2 GEOMETRIA DO SISTEMA EXPERIMENTAL E MALHA COMPUTACIONAL

O sistema experimental utilizado para validar os resultados da simulação é constituído por uma unidade de fluidização rápida a frio (UFRAF). Este equipamento encontra-se instalado no Laboratório de Processos Termoquímicos da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR), Campus Ponta Grossa, sendo descrito em detalhes no trabalho apresentado por Ratti (2015).

A Figura 13 apresenta um esquema do circuito de fluidização da UFRAF, com seus principais componentes e dimensões. Os indicativos “P”, representam as

tomadas de pressão utilizadas para a coleta de dados. As setas indicam as regiões de entrada e saída de ar do sistema.

Figura 13 - Esquema da unidade de fluidização rápida a frio



Fonte: Autoria própria.

Como apresentado na Figura 13, o sistema é constituído por quatro componentes, sendo estes: *riser*, ciclone, *standpipe* e *loop-seal*. A coluna *riser* possui comprimento total de 2,83 m e diâmetro interno de 0,078 m. O diâmetro interno do corpo do ciclone mede 0,145 m e o do duto da liberação dos sólidos coletados é de 0,059 m. A altura das regiões cônica e não cônica do ciclone medem 0,368 m e 0,204 m, respectivamente. O *standpipe* tem 1,2 m de comprimento e 0,059 m de diâmetro interno. A válvula de recirculação de sólidos (tipo *loop-seal*) opera com duas câmaras de aeração e possui seção transversal retangular com dimensões internas de 0,059 m x 0,165 m x 0,187 m para a largura, altura e comprimento, respectivamente. Esta apresenta barragem de 0,118 m de altura, acima da qual escoam os sólidos em direção ao tubo de reciclagem. Na base de cada câmara de aeração, a *loop-seal* possui uma placa de distribuição de ar de 59 mm X 59 mm, do tipo placa plana

perfurada, com 36 furos de 1,6 mm de diâmetro e tela para retenção dos sólidos, como mostra a Figura 14.

Figura 14 - Placa de distribuição de ar do sistema experimental



Fonte: Autoria própria.

A geometria do modelo experimental (Figura 15 (a)) foi reproduzida sem simplificações (Figura 15 (b)), com o auxílio do programa computacional SOLID WORKS v17.0. O desenho final foi exportado para ser lido pela ferramenta ANSYS® ICEM CFD™² v.18.0, a partir da qual gerou-se uma malha não estruturada.

A escolha de uma malha tetraédrica não estruturada (Figura 16) justificou-se pela existência de regiões com conexão tangencial, tais como a entrada do ciclone e a conexão entre o *standpipe* e a *loop-seal*; e regiões com geometrias mais complexas, como a conexão angular existente entre a tubulação de descida dos sólidos e a coluna *riser*. A malha não estruturada evita a presença de elementos com *skewness* maiores que 0,95, sendo este definido como a diferença entre a forma do elemento de malha analisado e um elemento equilátero de mesmo volume, o que pode acarretar em problemas de convergência (ANSYS, 2017).

Foram realizados testes de malha para três quantidades de volumes de controle, visando identificar a melhor relação qualidade dos resultados/refinamento. As características das malhas analisadas são apresentadas na Tabela 2.

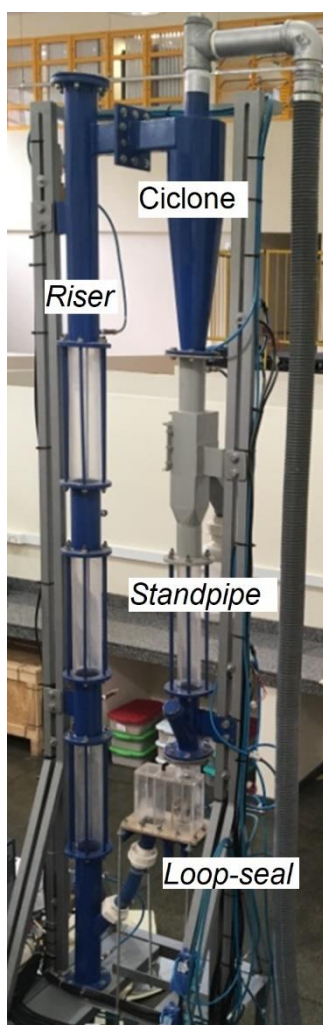
Tabela 2 - Descrição das malhas computacionais empregadas no teste de malha

Característica da malha	Identificação da malha		
	1	2	3
Dimensão máxima do volume de controle [m]	0,015	0,01	0,008
Dimensão mínima do volume de controle [m]	0,005	0,003	0,001
Número de volumes de controle	259 712	445 753	805 615
Número de nós	52 293	88 527	154 434

Fonte: Autoria própria.

A Figura 15 retrata o sistema experimental e o modelo produzido no programa computacional SOLID WORKS v17.0.

Figura 15 - Sistema experimental (a) e desenho realizado no SOLID WORKS v17.0 (b)

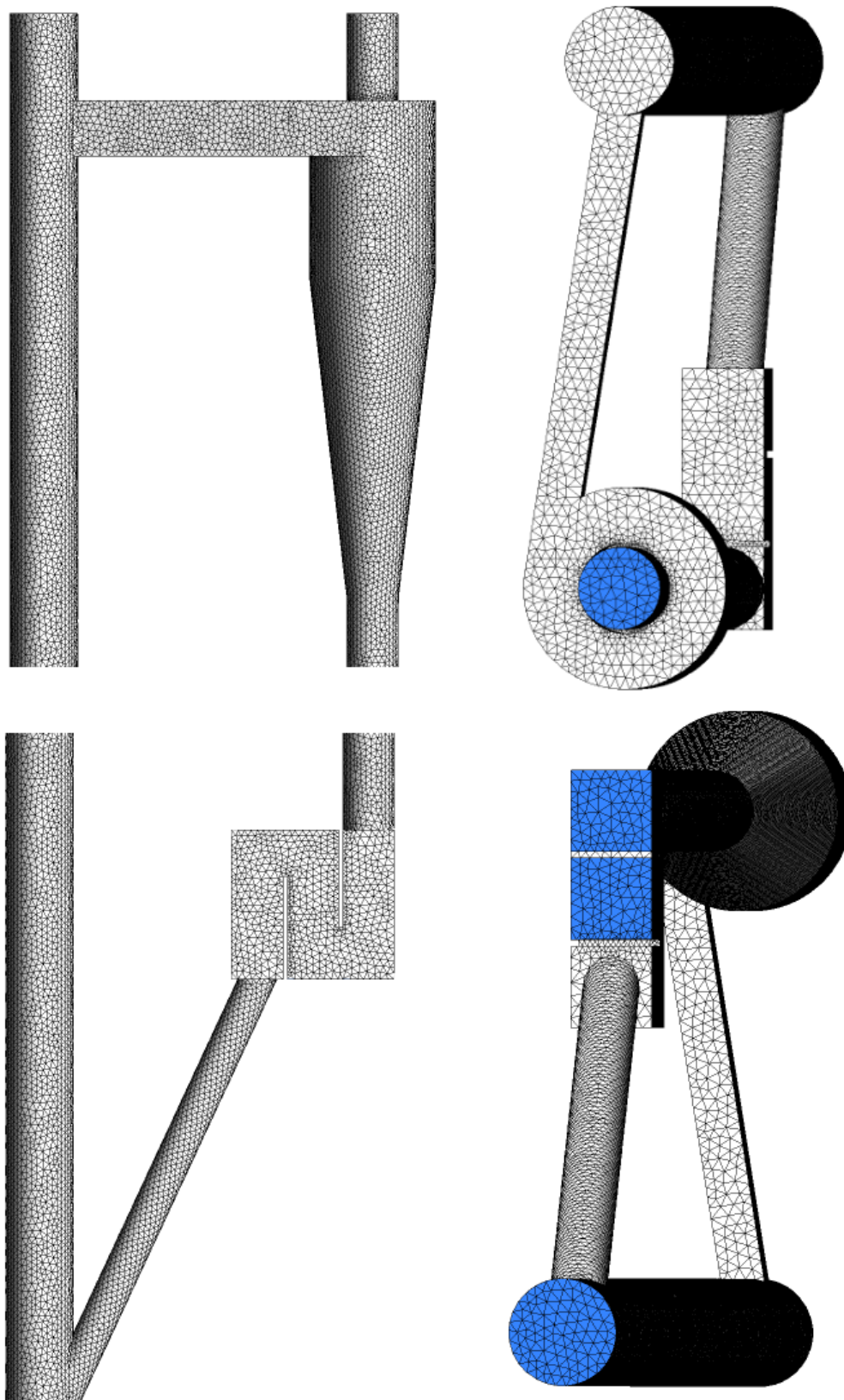


Fonte: Autoria própria.



Já a Figura 16 apresenta detalhes da malha 3 com 805 615 volumes de controle, evidenciando que as regiões com maior refinamento encontram-se próximas das paredes e de regiões de transição geométrica.

Figura 16 - Detalhes da malha computacional com 805 615 volumes de controle

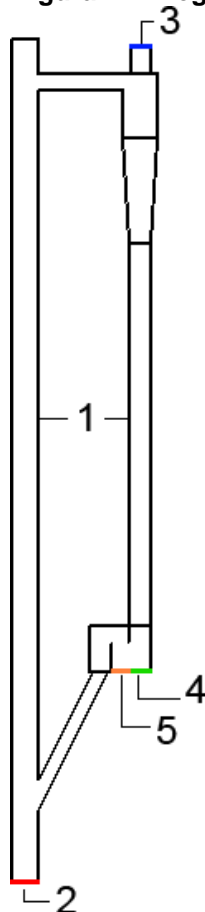


Fonte: Autoria própria.

3.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO

A Figura 17 apresenta as regiões onde foram estabelecidas as condições de contorno do problema.

Figura 17 - Regiões de condição de contorno



Fonte: Autoria própria.

Como pode-se observar na Figura 17, o sistema estudado possui 5 condições de contorno distintas.

A condição de contorno 1 diz respeito às paredes do circuito de LFC. Adotou-se a condição de não deslizamento para a fase gasosa, e a de Johnson e Jackson, de 1987, para os sólidos, de forma que se investigou o efeito de coeficientes de especularidade distintos (0,01; 0,3 e 0,6) na fluidodinâmica do sistema de LFC.

Já, a condição de contorno 2 se refere a alimentação do ar de fluidização na base do *riser*. Tratou-se essa condição como uma entrada de velocidade (*velocity inlet*) com valor constante de 4 m/s para a fase gasosa e nula para a fase sólida.

A condição de contorno 3 é a saída do ciclone, tratada com condição de pressão (*pressure outlet*) no valor da pressão ambiente, ou seja, pressão manométrica nula.

Por fim, tem-se mais duas condições de contorno na *loop-seal* (4 e 5). Uma vez que a injeção de ar nas câmaras foi simulada separadamente, enquanto uma das câmaras estiver sendo aerada, com condição de contorno de velocidade (*velocity inlet*), a outra é tratada como parede.

Uma possível simplificação para representar a condição de contorno relacionada à aeração em uma válvula *loop-seal* em simulações CFD é admitir que a vazão da injeção do ar distribui-se uniformemente em toda a área superficial da base da câmara de reciclagem, da câmara de alimentação ou de ambas. Dessa maneira, evita-se refinar muito a malha computacional devido à presença dos pequenos orifícios da placa distribuidora. Essa simplificação considera-se válida, uma vez que a função da placa distribuidora é tornar a alimentação de ar homogênea (BASU, 2006). Além disso, com o leito muito denso nas câmaras da *loop-seal*, o ar passante pelos orifícios da placa perde rapidamente a sua velocidade original ao encontrar os sólidos na base, desde que o distribuidor de ar esteja corretamente projetado, evitando assim e a presença de canais preferenciais (KUNII; LEVENSPIEL, 1991).

Apesar disso, este trabalho propôs-se a investigar o comportamento do modelo computacional em relação às duas maneiras de considerar a condição de contorno (com a placa distribuidora representada com seus 36 furos, e sem a placa distribuidora, assumindo neste caso uma distribuição uniforme da aeração em toda a base da *loop-seal*), uma vez que para isso deve-se alterar a velocidade para manter-se a mesma vazão. Ainda, propõe-se testar a sensibilidade dos modelos ao incremento de vazão da aeração e à escolha da câmara utilizada para a injeção do ar.

3.4 PARÂMETROS E METODOLOGIA DE SIMULAÇÃO

O ar de fluidização foi tratado com massa específica (ρ_g) de 1,225 kg/m³ e viscosidade dinâmica (μ_g) de 1,7894. 10⁻⁵ kg/(m.s), mantidos constantes para o sistema de LFC operado a frio. Assim, a equação da energia não precisou ser

considerada nas simulações, traduzindo-se em uma economia de custo computacional de aproximadamente 40 horas por simulação, determinada a partir de testes preliminares.

Já, as partículas sólidas que formam o leito foram tratadas como perfeitamente esféricas, com diâmetro médio de Sauter d_p de $183 \mu m$ e massa específica ρ_s de 2712 kg/m^3 , propriedades obtidas do trabalho realizado por Turini (2017) e correspondentes à da mesma areia usada nos testes experimentais aqui apresentados.

Na descrição do regime friccional foram utilizados três valores distintos de fração volumétrica crítica $\alpha_{s,crit}$: 0,61; 0,5; 0,4.

No que tange aos métodos numéricos de solução e discretização, foram utilizados: o esquema *First Order Upwind*, adotado para a discretização do momento e da fração volumétrica; o esquema SIMPLE, escolhido para realizar o acoplamento pressão-velocidade, seguindo as indicações de Zhang et al. (2008), Zhang et al. (2010), Wang et al. (2014) e Yu et al. (2018).

A formulação implícita foi utilizada para descrever os parâmetros de fração volumétrica e do regime transiente, pois, apesar de passível de gerar um maior custo computacional que o método explícito, é mais estável e garante resultados fisicamente satisfatórios após a convergência (PATANKAR, 1980; ANSYS, 2017).

Tratando-se de simulações em regime transiente, o passo de tempo escolhido para o estudo torna-se uma variável determinante para a obtenção de resultados satisfatórios. Esse passo de tempo precisa estar de acordo com a escala temporal de mudança dos fenômenos do problema (ANSYS, 2017).

Zhang et al. (2008), Zhang et al. (2010), Lu et al. (2013), Yu et al. (2018), Liu, Zhang e Wang (2019) reportaram o uso de um passo de tempo de $0,0005 \text{ s}$ para casos de estudos semelhantes ao deste trabalho. Já, Wang et al. (2014) optaram por um passo de tempo menor, de $5 \cdot 10^{-5} \text{ s}$. Todavia, visando aliviar o custo computacional, adotou-se um passo de tempo de $0,0005 \text{ s}$.

Dez iterações por passo de tempo foram consideradas, uma vez que, em testes preliminares realizados, a maioria dos resíduos numéricos permaneceu estável na ordem de 10^{-3} a 10^{-4} , sendo assim desnecessário um aumento na quantidade das iterações.

A fim de garantir isonomia no procedimento das simulações, todos os casos foram iniciados com o sistema de LFC tendo apenas escoamento da fase gasosa, de forma transiente durante 4 passos de tempo de $5 \cdot 10^{-4} \text{ s}$ e 4 iterações por passo de

tempo. Na sequência, foram realizadas 30 iterações de forma permanente, e por fim, simulações transientes com 1 passo de tempo de $5 \cdot 10^{-6}$ s e 30 iterações por passo de tempo. Isso fez com que todos os resíduos numéricos estivessem com magnitude na ordem de 10^{-4} , percebendo-se, após testes preliminares que, ao inserir-se os sólidos no sistema por meio de um *patch* de região, o escoamento multifásico iniciava de forma mais estável, especialmente na região da *loop-seal*.

Testes preliminares evidenciaram também que a forma de iniciar a distribuição dos sólidos no sistema de LFC, impacta nos resultados finais e no andamento das simulações. A primeira tentativa realizada nesse sentido foi acomodar todo o inventário de sólidos, com empacotamento máximo (0,63), na base da coluna *riser*. Os resultados mostraram que boa parte do tempo de simulação era despendido no transporte dos sólidos até o ciclone, e a condição semi-permanente do sistema demorava a ocorrer. A segunda tentativa consistiu em colocar toda a massa de sólido na válvula *loop-seal*, também com empacotamento máximo, tal qual inicia a operação do sistema de LFC durante os testes experimentais. Todavia, essa opção apresentou problemas, uma vez que com o arrasto intensificado oriundo dos modelos homogêneos, e a inexistência de uma pressão na base do *riser* que pudesse mitigar o alto fluxo de partículas liberado pela *loop-seal*, os sólidos tomavam dois caminhos: um para a base da coluna de fluidização e, o outro, para a base do ciclone atravessando o *standpipe*. Isto provocou fortes variações na pressão e, conseqüentemente, efeitos negativos na estabilidade fluidodinâmica, mesmo após 20 segundos de simulação.

Tendo em vista esse comportamento, optou-se por distribuir os 5 kg de inventário total de sólidos utilizados nos experimentos da seguinte forma: 1,5 kg na base do *riser*, com fração volumétrica da fase sólida (α_s) de 0,1; e 3,5 kg na *loop-seal*, com α_s de 0,63, na eminência de escoar pela barragem e retornar à coluna de fluidização. Essa condição de distribuição adotada é relativamente próxima ao regime semi-permanente observado na prática, o que ajudou a encurtar o tempo das simulações.

Para todos os casos estudados foram simulados 20 segundos de tempo real, com os últimos 5 s sendo escolhidos para realizar a análise dos resultados. Tempos de simulação próximos ao adotado neste trabalho foram propostos por Zhang et al. (2008) e Guan et al. (2016).

3.5 PLANEJAMENTO DAS SIMULAÇÕES

A combinação das condições de simulação requerida para o cumprimento dos objetivos da dissertação seguiu a sequência de planejamento apresentada no Quadro 5.

Quadro 5 - Planejamento das simulações computacionais

Simulação	Regime Friccional	Modelo de arrasto	$\alpha_{s,crit}$	φ	Uso de distribuidor de ar	Câmara aerada da <i>loop-seal</i>	Taxa de aeração (L/min)
Caso 1	Johnson e Jackson, 1987	Gidaspow, 1994	0,61	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 2	Schaeffer, 1987	Gidaspow, 1994	0,61	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 3	R1	Syamlal-O'Brien, 1989	0,61	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 4	R1	Syamlal-O'Brien, 1989 Parametrizado	0,61	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 5	R1	R2	0,5	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 6	R1	R2	0,4	0,01	Não	Alimentação	12,27
Caso 7	R1	R2	R3	0,3	Não	Alimentação	12,27
Caso 8	R1	R2	R3	0,6	Não	Alimentação	12,27
Caso 9	R1	R2	R3	R4	Sim	Alimentação	12,27
Caso 10	R1	R2	R3	R4	Não	Reciclagem	12,27
Caso 11	R1	R2	R3	R4	Não	Alimentação	14,72

Fonte: Autoria própria.

Os códigos R1 a R4, contidos no Quadro 5, referem-se à escolha dos melhores resultados obtidos entre condições previamente simuladas, seguindo a ordem descrita pelo Quadro 6.

Quadro 6 - Combinação de casos para análise

R1	[Caso1xCaso 2]
R2	[R1xCaso3xCaso4]
R3	[R2xCaso5xCaso6]
R4	[R3xCaso7xCaso8]

Fonte: Autoria própria.

Apenas duas simulações foram realizadas simultaneamente pois os recursos disponíveis para o desenvolvimento dessa dissertação foram dois computadores dotados de 16Gb de memória, processadores Intel® core i7 de quarta geração, placas de vídeo Nvidia® quadro, e SSD 240Gb, ambos localizados na sala de simulação

computacional do Laboratório de Processos Termoquímicos do DAMEC na UTFPR - campus Ponta Grossa. Assim, se três casos fossem estudados de forma concomitante implicaria em um aumento em duas vezes do custo computacional, e um computador ocioso, uma vez que os casos subsequentes são dependentes de seus antecessores.

Colocou-se por ordem de preferência averiguar a influência de modelos (fricção e arrasto), considerando que esses estão associados a ajustes grosseiros de resultado. Em seguida, propôs-se analisar parâmetros de modelagem ($\alpha_{s,crit}$ e φ), já que se entende que esses representam um ajuste mais fino da simulação. Por último, buscou-se testar as alterações de geometria e condição de contorno (consideração ou não do distribuidor de ar da *loop-seal*, escolha da câmara de aeração e a vazão de ar utilizada), com o propósito de identificar a flexibilidade dos modelos perante a variação de condições de simulação.

Os testes dos casos 1 a 8, propostos no Quadro 5 com seus modelos e parâmetros, possuíram caráter eliminatório. Assim, uma vez que dois parâmetros foram testados, aquele que apresentou melhor resultado foi usado nos casos seguintes, e o outro foi descartado. Todavia, os testes de condição de contorno e operacional não seguiram esse mesmo procedimento (Caso 9, Caso 10 e Caso 11). Assim, estes testes foram realizados simultaneamente e seus resultados não influenciaram nas demais simulações.

A análise para identificar os melhores parâmetros foi feita de duas formas: quantitativa, ao se comparar os resultados numéricos com valores de taxa de recirculação de sólidos (G_s) e de pressão estática no leito, advindos de testes experimentais; e qualitativa, observando-se o comportamento dinâmico das simulações, por intermédio de animações realizadas no programa computacional ANSYS® CFD-POST v.18.0, e comparando-o com os fenômenos físicos observados na UFRAF.

Os resultados de simulação correspondem a valores médios, uma vez que o comportamento do escoamento gás-sólido estabelece um regime semi-permanente. Assim, foi realizada uma média de valores a cada 0,0005 s para o G_s , em um plano horizontal localizado a 0,028 m da base do ciclone, enquanto a média da pressão estática foi realizada com valores computados a cada 0,125 s.

3.6 VERIFICAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os testes experimentais foram realizados em colaboração com o grupo de pesquisa do Laboratório de Processos Termoquímicos da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, campus Ponta Grossa. Apenas alguns dos resultados, frutos das atividades desenvolvidas pelo grupo, foram utilizados nesta dissertação.

O procedimento experimental adotado para garantir a consistência e repetibilidade do funcionamento do sistema de LFC para a coleta de dados consiste, em um primeiro momento, na adição do inventário de sólidos na câmara de alimentação da *loop-seal*. Na sequência, ar é alimentado ao *riser* mediante a ação de um soprador, mantendo-se o gás com velocidade constante por aproximadamente cinco minutos. Posteriormente, ativa-se a aeração na câmara previamente selecionada da *loop-seal* para que seja possível iniciar o movimento do inventário. A magnitude da vazão de ar é controlada mediante o uso de rotâmetros, possibilitando assim seu ajuste até que o sistema atinja o regime permanente.

Os dados experimentais obtidos na UFRAP correspondem aos de três condições operacionais específicas, as quais promoveram mudanças na vazão da aeração ou na escolha da câmara de aeração da *loop-seal*. Essas condições são apresentadas na Tabela 3.

Tabela 3 - Condições experimentais utilizadas para validação das simulações

Condições operacionais	Experimento	Experimento	Experimento
	1	2	3
Velocidade de fluidização no <i>riser</i> [m/s]	4,0	4,0	4,0
Vazão do ar na câmara de reciclagem [L/min]	-	12,27	-
Vazão do ar na câmara de alimentação [L/min]	12,27	-	14,72
Velocidade de mínima fluidização [m/s]	0,035	0,035	0,035
Diâmetro médio das partículas [μm]	183	183	183
Densidade das partículas [kg/m^3]	2712	2712	2712
Inventário de sólidos [kg]	5,0	5,0	5,0
Pressão na saída do ciclone [Pa]	0	0	0
Porosidade em mínima fluidização [-]	0,45	0,45	0,45

Fonte: Autoria própria.

Os resultados quantitativos (perfil de pressão estática e taxa de circulação de sólidos G_s) e qualitativos (imagens do desenvolvimento da fluidodinâmica) estão descritos nas subseções seguintes.

3.6.1 Dados Experimentais Quantitativos Utilizados na Validação do Modelo Computacional

Os valores de pressão estática foram obtidos utilizando transdutores de pressão da marca Cole Parmer®, cujas localizações estão representadas na Figura 13.

Por outro lado, a medida de G_s foi obtida de forma indireta. Nesse sentido, o procedimento consistiu em acionar uma válvula borboleta acoplada ao *standpipe* da UFRAF (Figura 18), de forma que uma massa determinada do inventário de sólidos foi desviada do circuito e coletada por um período de tempo pré-determinado.

Figura 18 - Amostrador de sólidos



Fonte: Autoria própria.

Com os valores de tempo, massa e área de seção transversal, consegue-se calcular o G_s associado ao intervalo de tempo durante o qual a alavanca é acionada. O procedimento é realizado para diferentes intervalos de tempo de coleta ($t = 2, 4, 6, 8$ e $10s$), de forma a gerar uma curva de tendência com os respectivos valores, e assim conseguir projetar a taxa de circulação dos sólidos para um tempo hipotético de coleta nulo. Essa correção é necessária devido ao caráter intrusivo do procedimento de medição do G_s aplicado, com o qual, uma maior variação do inventário de sólidos no sistema de LFC leva a uma menor aproximação ao G_s real e vice-versa.

Os valores obtidos nas tomadas de pressão e de G_s , referentes às três condições experimentais descritas na Tabela 3, são apresentados na

Tabela 4.

Tabela 4 - Resultados experimentais utilizados para validação dos modelos computacionais

Experimento	P_{RS-1} (Pa)	P_{RS-2} (Pa)	P_{RS-3} (Pa)	P_{RS-4} (Pa)	P_{SP-1} (Pa)	P_{LS-AS} (Pa)	P_{LS-RS} (Pa)	G_s (kg/m.s ²)
1	1030,05	961,38	652,36	490,5	235,44	2776,23	1079,1	16,70
2	1388,11	1084,00	652,36	461,07	215,82	2938,095	1353,78	13,75
3	2946,27	2393,64	1072,56	627,84	206,01	5042,34	3041,1	42,03

Fonte: Autoria própria.

A diferença entre os valores obtidos no Experimento 1 e 3 (apesar de suas configurações serem distintas apenas por conta de um aumento de vazão de aeração) está associada ao fato de que o Experimento 1 representa uma condição operacional crítica. Nesse, uma leve redução na vazão de 12,27 L/min ocasiona curto circuito no sistema, e, portanto, a extinção da cascata de sólidos formada na câmara de reciclagem.

Pode-se verificar também, ao analisar a

Tabela 4, a sensibilidade da resposta do sistema com o acréscimo da vazão de aeração, uma vez que o aumento de 2,45 L/min nessa (19,97% do valor original) se traduz em um incremento de 151,7% no valor de G_s e de 81,63% para o valor de maior pressão estática medida no LFC.

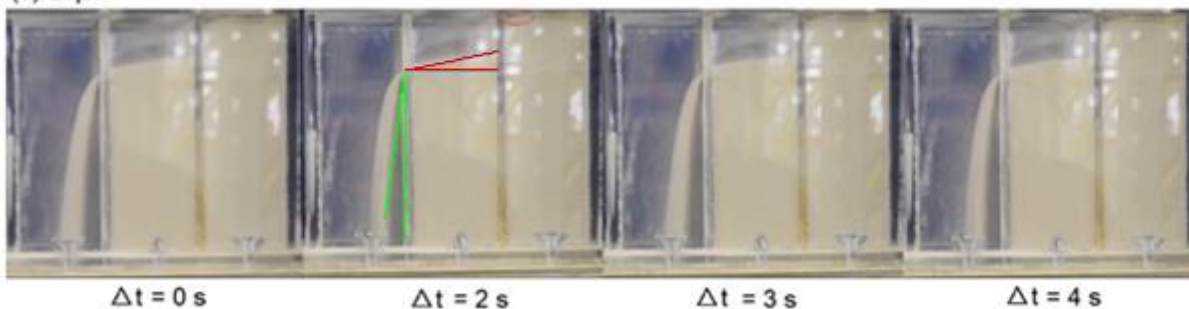
3.6.2 Dados Experimentais Qualitativos Utilizados na Validação do Modelo Computacional

Além dos fenômenos fluidodinâmicos já discutidos nos tópicos da revisão bibliográfica, como o fluxo ascendente de sólidos no *riser* com escoamento núcleo anular e formação de uma base densa e região superior diluída; o escoamento em forma de “redemoinho” do ciclone e o escoamento descendente devido a ação da gravidade no *standpipe*, entende-se importante verificar o comportamento fluidodinâmico apresentado especificamente na *loop-seal*, uma vez que esta opera em um regime de fluidização com características (escoamento lento e denso) distintas dos demais componentes do circuito. Para tanto, o mesmo grupo de pesquisa filmou o desenvolvimento do escoamento gás-sólido na válvula de recirculação dos sólidos nas condições operacionais descritas na Tabela 3. Em seguida se selecionaram os *frames* que permitiam a visualização de todos os fenômenos relevantes capturados

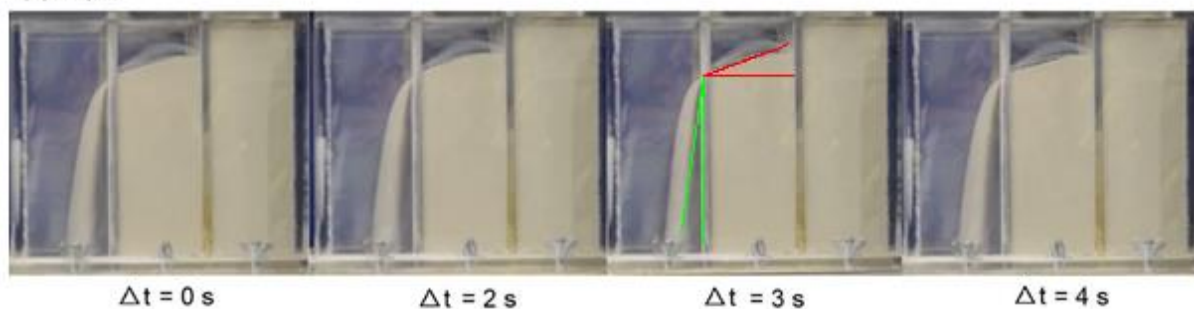
pela gravação, os quais também se espera encontrar nos resultados das simulações. Estes *frames* são apresentados na Figura 19.

Figura 19 - Aspecto fluidodinâmico do escoamento gás-sólido na válvula loop-seal correspondente aos casos de validação

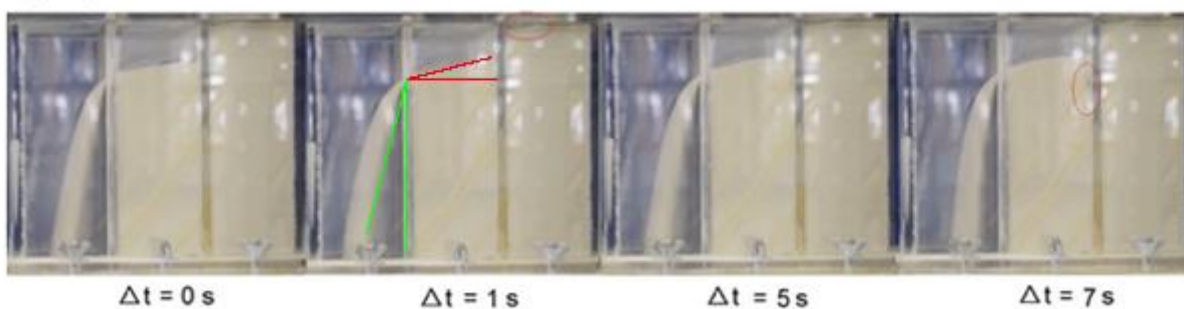
(a) Exp1



(b) Exp 2



(c) Exp 3



Fonte: Autoria própria.

Assim, ao analisar a Figura 19, quanto o aspecto da cachoeira de sólidos e sua vazão, espera-se encontrar uma cachoeira estável e com vazão aproximadamente constante em Exp1 e Exp2 e um aumento de vazão mássica de sólidos em Exp3.

Pode-se perceber que o incremento da aeração em Exp 3 resulta em um aumento, em relação a Exp 1 e Exp2, do ângulo de inclinação formado entre a barragem e a cascata que é lançada para o tubo de reciclagem, conforme indicado com a coloração verde.

Percebe-se um aumento do ângulo de inclinação formado pela superfície do leito na câmara de reciclagem quando essa é aerada (Exp 2), em relação aos

experimentos onde a câmara aerada é a de alimentação, como mostra-se em vermelho na Figura 19.

No que tange a fenômenos fluidodinâmicos, espera-se observar: a formação de bolhas na conexão entre a *loop-seal* e *standpipe*, como indicado em $\Delta t = 2$ s do Exp1, e também em $\Delta t = 1$ s do Exp 3, ambas condições com aeração ocorrendo na câmara de alimentação; a existência de um caminho preferencial para o gás localizado na parede à direita da câmara de reciclagem, caracterizado visualmente pela formação de bolhas, como indicado em $\Delta t = 7$ s do Exp3.

Ainda que não detectado por conta da distância das filmagens, e por ser um fenômeno dinâmico de alta frequência, necessitando assim de uma sequência de imagens quadro a quadro para ser percebido, espera-se encontrar a formação de um caminho preferencial de escoamento dos particulados, formando uma espécie de “U” na interface das duas câmaras da *loop-seal* e a criação de regiões “mortas”, sem escoamento de sólidos nos cantos da válvula.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, apresentam-se, inicialmente, os resultados referentes ao teste de malha, e posteriormente, discutem-se os resultados dos casos de simulação expostos no Capítulo 3, confrontando-os com os dados experimentais.

4.1 TESTE DE MALHA

Os testes de malha foram realizados utilizando as condições de simulação do Caso 4, relatadas no Quadro 5, incluindo-se ainda o modelo de regime friccional de Johnson e Jackson, de 1987.

Os resultados obtidos, adotados para análise, foram os da taxa de circulação dos sólidos média, descrita na Tabela 5, e o de comportamento da dinâmica do escoamento, apresentado nas Figuras 20 a 22.

Tabela 5 - Resultado de G_s e custo computacional para as diferentes malhas estudadas

Malha	Volumes de controle	G_s [kg/(m ² .s)]	Tempo médio de simulação [dias]
1	259 712	295	3,3
2	445 753	318	4,4
3	805 615	326	8,9

Fonte: Autoria própria

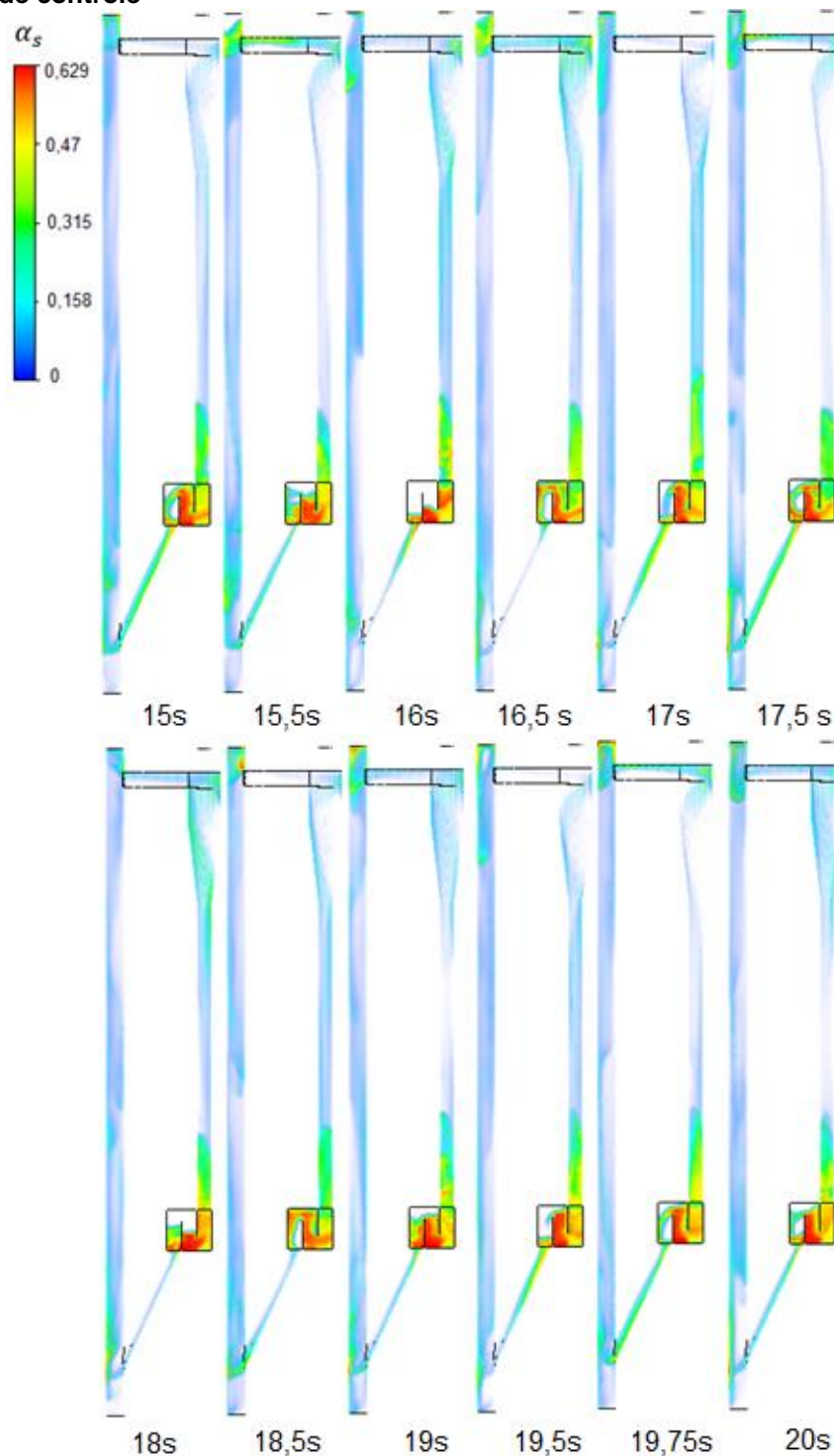
No que tange ao tempo médio de simulação, o emprego da Malha 3, como constata-se na Tabela 5, resulta em um incremento do custo computacional de 102,3 % em relação à Malha 2, e de 169,7% em relação a Malha 1.

Analisando-se o resultado de taxa de circulação de sólidos, uma vez que o valor experimental para a condição operacional simulada em questão foi de 16,70 kg/(m².s), constata-se que a malha com o menor número de volumes de controle (Malha 1) apresentou o melhor resultado. Ressalta-se, porém, que a variação de resultados entre a Malha 1 e 3 não é significativa, se comparada à magnitude da diferença do G_s fornecido por cada malha em relação ao valor do resultado experimental.

Já, no que diz respeito ao desenvolvimento da fluidodinâmica, ao se observar a Figura 20, constata-se que, para a Malha 1, existem instantes (15,5 s a 16 s e 18 s) onde há ocorrência de curto circuito no sistema, associado a um esvaziamento da

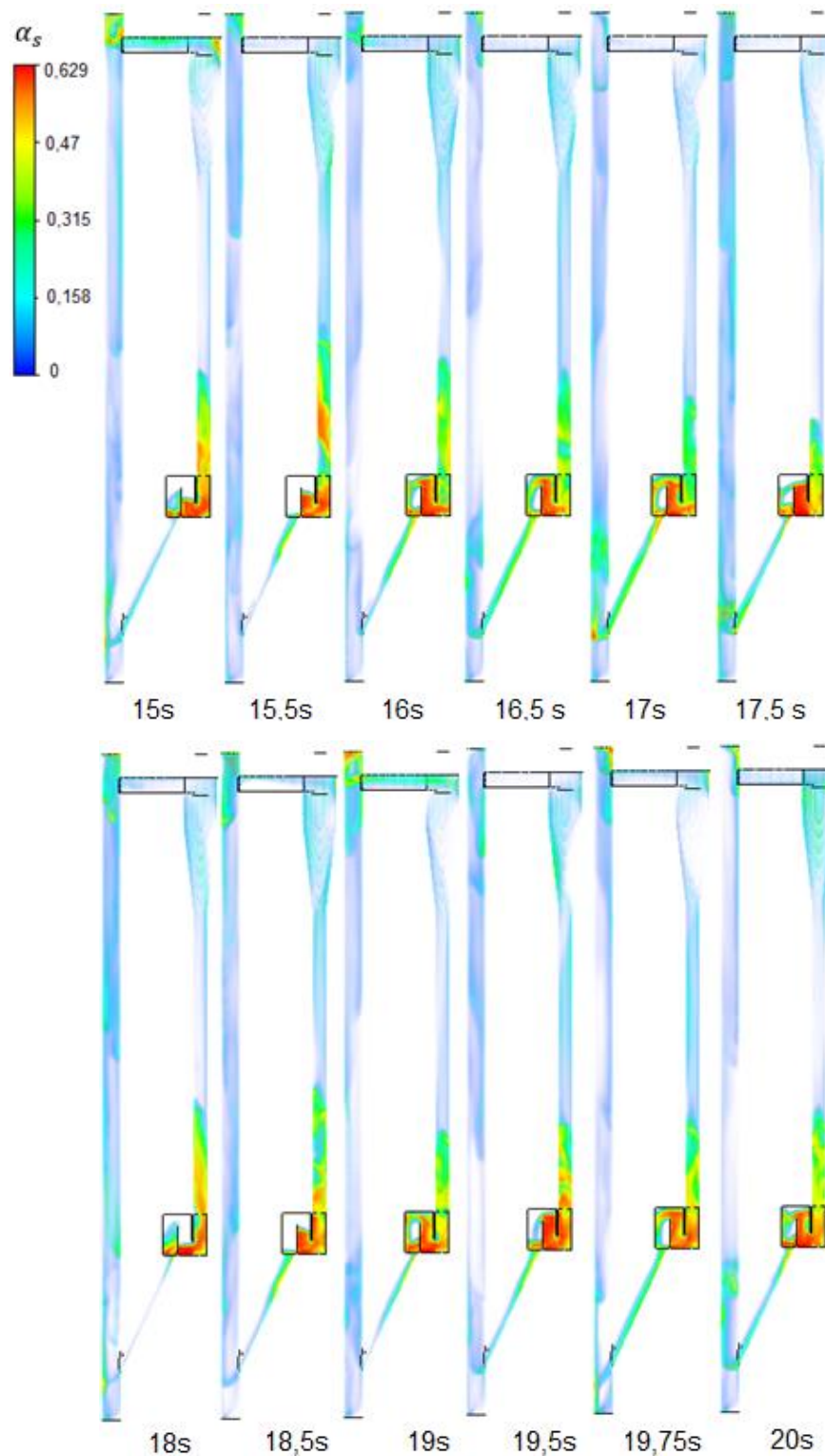
câmara de reciclagem. Esses fenômenos não condizem com a dinâmica do escoamento verificada experimentalmente para as condições operacionais empregadas nessa simulação (Experimento 1, Figura 19 (a)).

Figura 20 - Comportamento da fluidodinâmica para a Malha 1 com 259 712 volumes de controle



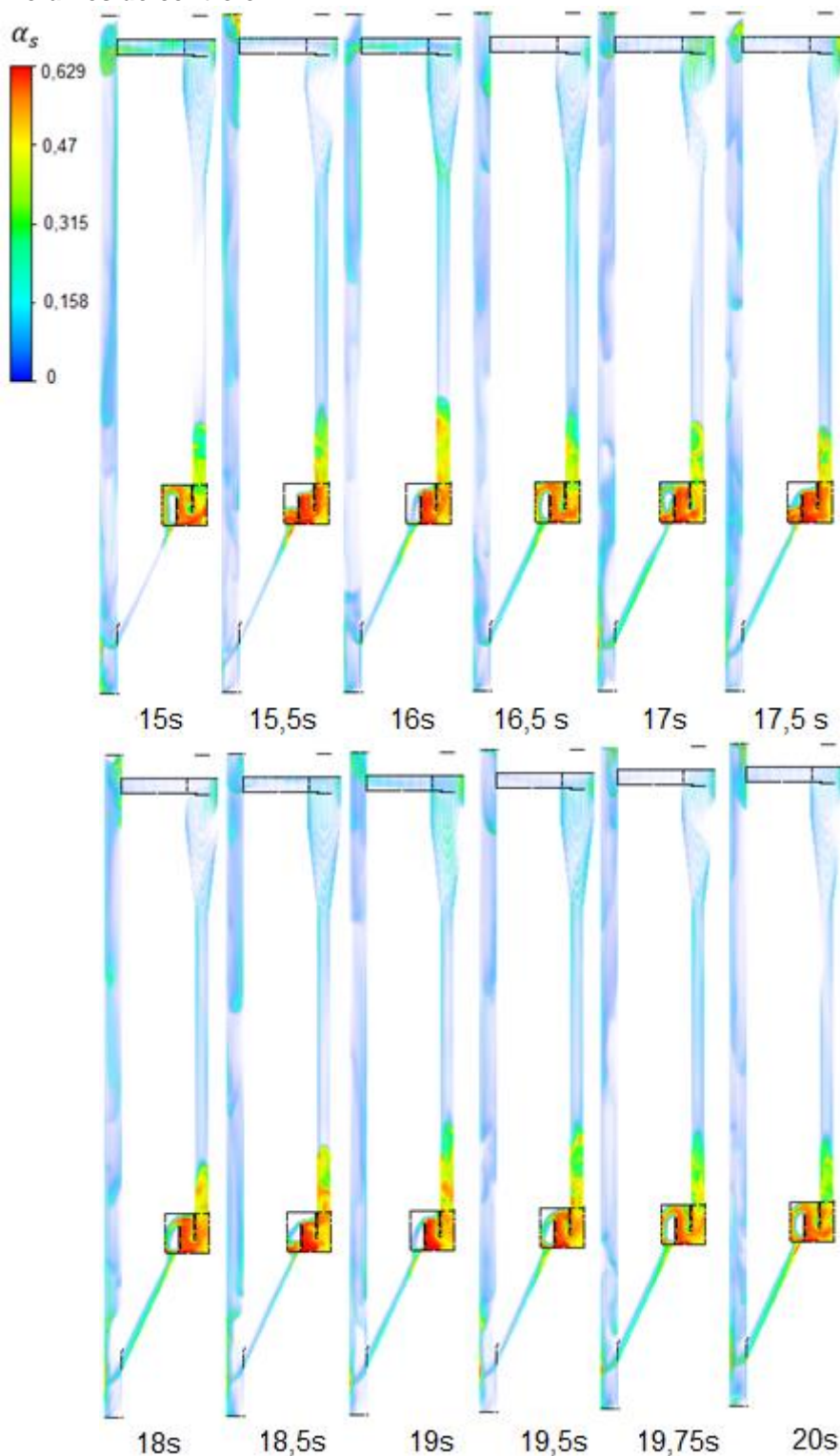
Fonte: Autoria própria.

Figura 21 - Comportamento da fluidodinâmica para a Malha 2 com 445 753 volumes de controle



Fonte: Autoria própria.

Figura 22 - Comportamento da fluidodinâmica para a malha 3 com 805 615 volumes de controle



Fonte: Autoria própria.

O mesmo verifica-se para os resultados obtidos com a Malha 2, nos intervalos de tempo entre 15 s a 15,5 s e 18 s a 18,5 s, como mostrado na Figura 21.

Já, para a malha 3, observa-se, na Figura 22, a formação de curto circuito por

apenas um pequeno período de tempo, com início aos 15,5 s. No entanto, diferentemente ao ocorrido nos casos anteriores, este curto-circuito não está associado ao esvaziamento de sólidos na câmara de reciclagem, condição essa muito mais próxima ao comportamento fluidodinâmico observado experimentalmente.

Percebe-se assim que, os menores valores de G_s , obtidos com as malhas com menor quantidade de volumes de controle, são realmente resultados de uma falha na representação física do problema, já que a formação do curto circuito impede a realimentação de sólidos de maneira contínua no sistema de LFC.

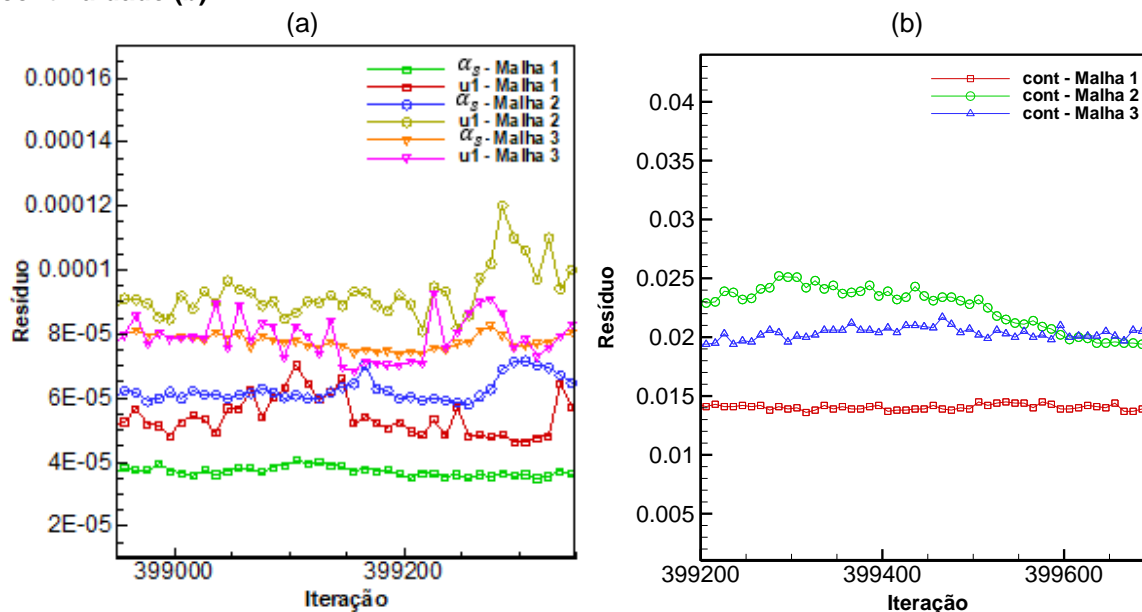
Os resultados descritos na Tabela 5 estão de acordo com os obtidos por Chen (2016). Nos testes realizados para os modelos de arrasto de Gidaspow, de 1994, QC-EMMS e EMMS/matriz, o autor também identificou valores menores de G_s para malhas menos refinadas ao utilizar o modelo homogêneo. Todavia, assim como observado no presente trabalho, as variações de G_s não foram consideráveis se comparadas com o valor experimental de referência.

Chen (2016) ainda ressalta que modelos precisos em sua descrição matemática, referindo-se ao QC-EMMS, são menos dependentes da malha, enquanto que modelos menos precisos, como o de Gidaspow e o EMMS/matriz, necessitam de malhas mais refinadas.

Como critério de convergência, Yu et al. (2018) assumiram resíduos numéricos com magnitude de 10^{-3} para o estudo de um sistema de LFC completo. ANSYS (2017) indicou o mesmo valor para simulações em geral; entretanto, ressalta o fato de que a convergência da solução não está apenas associada à magnitude dos resíduos, julgando necessária a análise de outras características relevantes ao problema alvo de estudo, citando como exemplo, o arrasto e os coeficientes de transferência de calor. Wang et al. (2014) salientam a dificuldade de convergência dos resultados para simulações de escoamento gás-sólido, justificando sua escolha de um passo de tempo de 5×10^{-5} s. Hassan e Makkawi (2018) reportaram que a convergência da solução é bastante sensível à diminuição do passo de tempo, sendo que, em algumas situações, mesmo com passos de tempo de ordem de 10^{-6} s, não foi possível obtê-la.

A Figura 23 apresenta o resultado dos resíduos numéricos para a fração volumétrica de sólidos, para a componente de velocidade " u " da fase gasosa (a) e para a continuidade (b), para as três malhas estudadas. Estes valores referem-se à última iteração de cada passo de tempo.

Figura 23 - Resíduos numéricos resultantes das três malhas estudadas: para a fração volumétrica de sólidos (α_s) e a componente de velocidade “ u ” da fase gasosa (a) e para a continuidade (b)



Fonte: Autoria própria.

Como observado na Figura 23 (a), para a fração volumétrica e para a componente da velocidade “ u ”, os resíduos numéricos se mantiveram, em sua grande maioria, com magnitude inferior a 10^{-4} , concordando assim com o valor indicado por Yu et al. (2018) e ANSYS (2017).

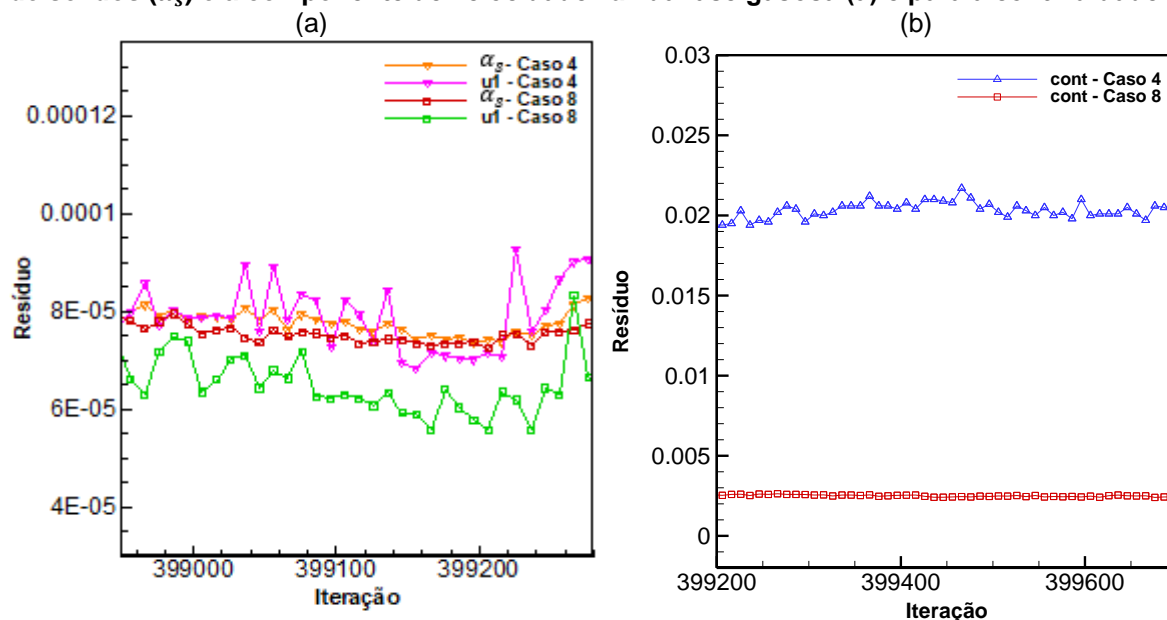
Já, ao analisar a continuidade, percebe-se que os resíduos permaneceram mais elevados. Dentre as causas para esse fato, pode-se elencar o tamanho de passo de tempo, o número de iterações por passo de tempo e a própria modelagem empregada.

Os dois primeiros fatores esbarram no custo computacional. Ao se simular o problema por alguns instantes, com 20 iterações por passo de tempo, percebeu-se que o resíduo numérico para a Malha 3 caiu, em média, de $1,8 \times 10^{-2}$ para $8,4 \times 10^{-3}$. Já, ao reduzir o passo de tempo para 5×10^{-5} s, mantendo-se 10 iterações, os resíduos caíram para 3×10^{-3} . Todavia, a primeira proposta, em termos médios, dobraria o custo computacional, o que distribuído nos 11 casos de estudo, sem contar os testes prévios que foram realizados para identificar os métodos de inicialização do problema, incrementaria o custo computacional total em aproximadamente 98 dias com as máquinas disponíveis. A segunda proposta, de reduzir o passo de tempo, acresceria em dez vezes o custo computacional, ou seja, em 980 dias, o que equivale a pouco mais que dois anos e meio, saindo completamente do limite de tempo de desenvolvimento desse trabalho.

Apesar disso, identifica-se que os resíduos são também sensíveis à modelagem, uma vez que, diferentes modelos, parâmetros de simulação, e até instantes analisados, podem ser capazes de identificar e computar instabilidades intrínsecas ao escoamento gás-sólido, tornando a fluidodinâmica ainda mais complexa de ser representada.

A Figura 24 mostra a comparação dos resíduos obtidos para o Caso 4, utilizado para os testes de malha, e para uma simulação com configurações análogas ao Caso 8, ambos descritos no Quadro 5.

Figura 24 - Resíduos numéricos para diferentes casos de simulação: para a fração volumétrica de sólidos (α_s) e a componente de velocidade “ u ” da fase gasosa (a) e para a continuidade (b)



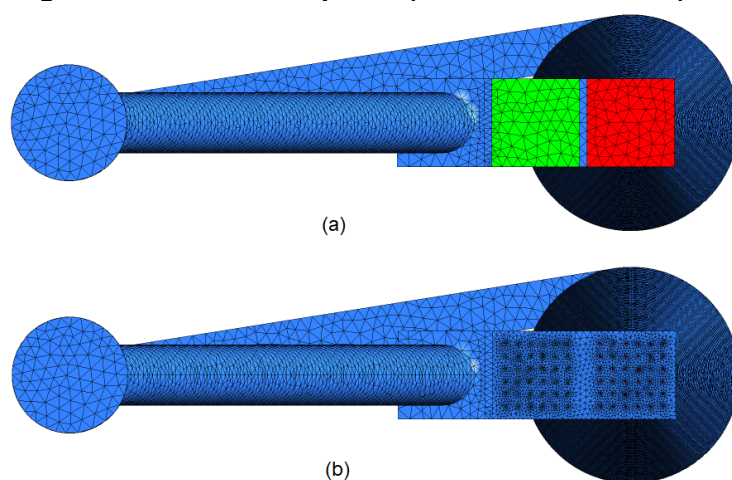
Fonte: Autoria própria.

Da análise da Figura 24 percebe-se que a alteração de um parâmetro de modelagem, nesse caso, o coeficiente de especularidade, resultou na queda dos resíduos. Especificamente, para a continuidade (Figura 24 (b)) a variação foi, na média, de $1,8 \times 10^{-2}$, para $2,6 \times 10^{-3}$, mostrando que os resultados dos resíduos numéricos apresentados na Figura 23 (b) não variaram significativamente por conta do refinamento da malha, mas sim por características dos modelos e parâmetros de modelagem.

Assim, balizado pelos resultados apresentados nessa seção, escolheu-se a Malha 3 para tratar os casos de simulação. Testes com malhas mais refinadas não foram realizados, devido a limitações no custo computacional.

Tendo em vista que um dos objetivos específicos deste trabalho é estudar a influência da representação da região de entrada da aeração na *loop-seal*, foi necessário o desenvolvimento de uma nova malha computacional (Malha 4). Nesta, representou-se a placa de distribuição de ar conforme a Figura 14 (Figura 25 (b)), ao invés da distribuição uniforme da velocidade do gás na área da base da *loop-seal*, como nas Malhas 1, 2 e 3 (Figura 25 (a)).

Figura 25 - Diferença entre as malhas com (a) e sem (b) simplificação na região de entrada da *loop-seal* (Vista inferior do LFC)



Fonte: Autoria própria.

A dimensão mínima permitida para os volumes de controle na Malha 4 foi reduzida pela metade, em relação à Malha 3, para que fosse possível representar os orifícios da placa de distribuição com maior qualidade. Assim, a Malha 4 ficou com 854 169 elementos e 164 567 nós.

4.2 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES

Nesta seção discutem-se, inicialmente, os resultados para os diferentes modelos de regime friccional testados. Posteriormente, analisam-se os distintos modelos de arrasto. Na sequência, verifica-se a influência do parâmetro $\alpha_{s,crit}$. Um quarto item analisa os resultados obtidos para diferentes coeficientes de especularidade. Por fim, discute-se a sensibilidade dos modelos escolhidos às diferentes condições operacionais e de contorno impostas ao sistema de LFC sob estudo.

4.2.1 Modelos de Regime Friccional

Como anteriormente mencionado, nesse trabalho foram testados dois modelos de regime friccional, o de Johnson e Jackson, de 1987, e o de Schaeffer, também de 1987.

A Figura 26 retrata o desenvolvimento dos últimos 5 segundos de escoamento, utilizados para a coleta de dados, empregando o modelo de Johnson e Jackson.

Analisando-se os resultados, percebe-se que válvula *loop-seal* detém a maior concentração de sólidos do circuito, cumprindo com a função de realimentar o sistema por intermédio da formação de uma cascata de particulados, como pode-se observar no intervalo de 15 s a 16 s e de 18 s a 19 s. A coluna de sólidos é sempre superior na câmara de alimentação, em relação a câmara de reciclagem, concordando com a característica de funcionamento da válvula *loop-seal*.

Apesar de haver a formação da cascata, diferentemente do constatado experimentalmente, a vazão mássica de partículas não permanece constante. O escoamento de sólidos inicia com fluxo elevado, e diminui gradativamente com o decorrer do tempo até que cessa, caracterizando a formação de curto circuito no sistema.

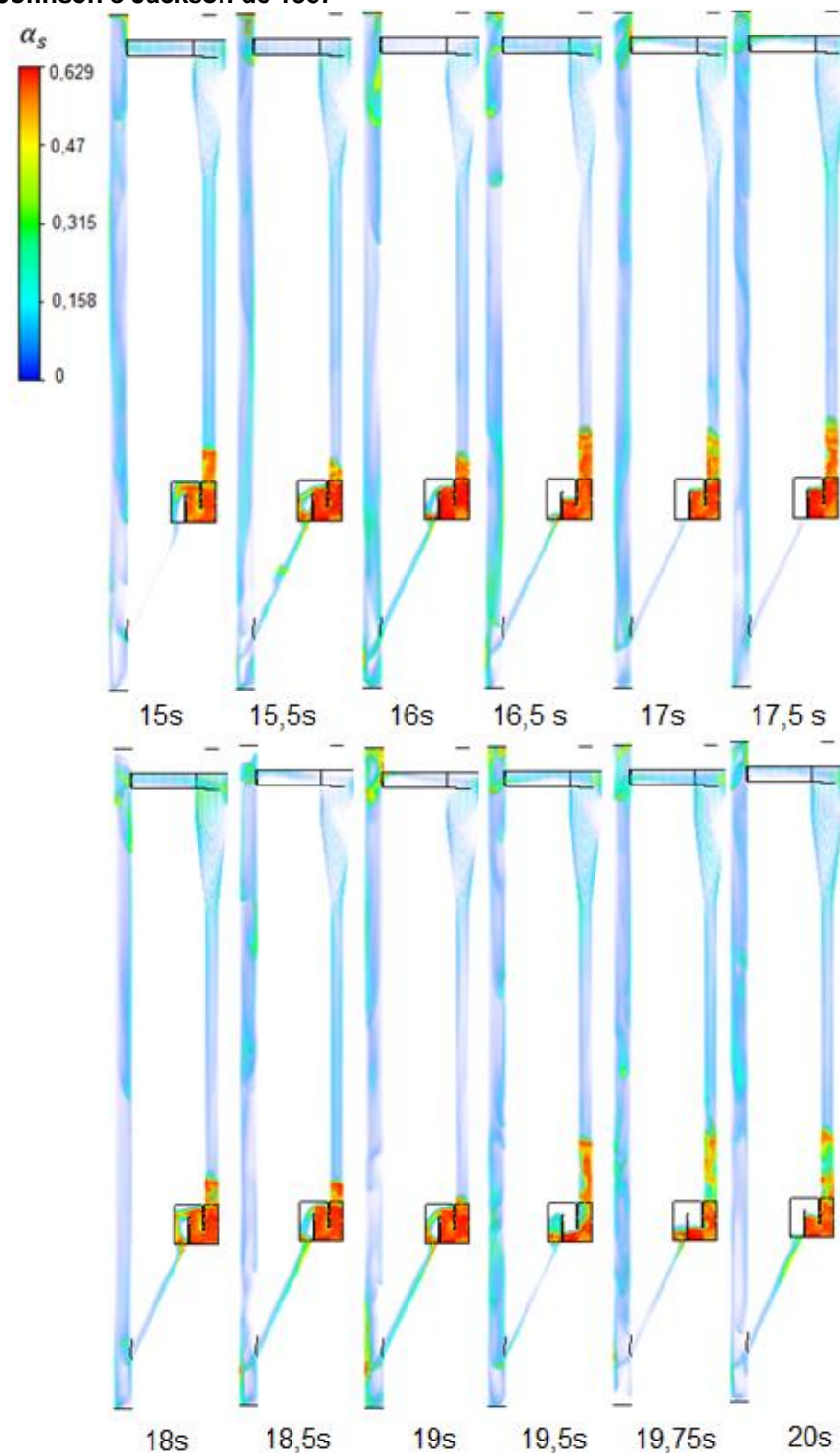
Aos 15 s, 17 s, 18 s, 18,5 s e 19 s, pode-se constatar a formação de uma região preferencial de escoamento de ar pelo lado esquerdo da superfície que divide as duas câmaras da *loop-seal*. Como relatado anteriormente na Figura 19, esse fenômeno é caracterizado visualmente pela formação de bolhas durante os experimentos. Já, nos resultados via CFD, esse fato fica evidente pela redução da fração volumétrica de particulados nessa região.

Ainda na válvula *loop-seal*, aos 16 s, pode-se observar o efeito da aeração, manifestando-se na forma da redução de fração volumétrica na região inferior da câmara de alimentação. Assim como aponta a literatura, esse efeito deixa de ser sentido rapidamente pela coluna de sólidos, uma vez que esta corresponde a uma porção densa do escoamento dominada pela fricção.

Logo que a cascata se forma, a massa de sólidos é deslocada para o *riser*. Portanto, é possível observar, na base da coluna de fluidização rápida, a formação de uma região mais densa. Já, conforme a altura aumenta, percebe-se que o escoamento se torna mais diluído (16,5 s e 19,5 s), como é previsto pela literatura. O acúmulo de

sólidos na região superior do *riser*, bem como no início do duto que o conecta com o ciclone, condiz com constatações experimentais que usaram geometrias similares (tipo T) no topo da coluna de fluidização.

Figura 26 - Desenvolvimento da dinâmica do escoamento para o modelo de Johnson e Jackson de 1987

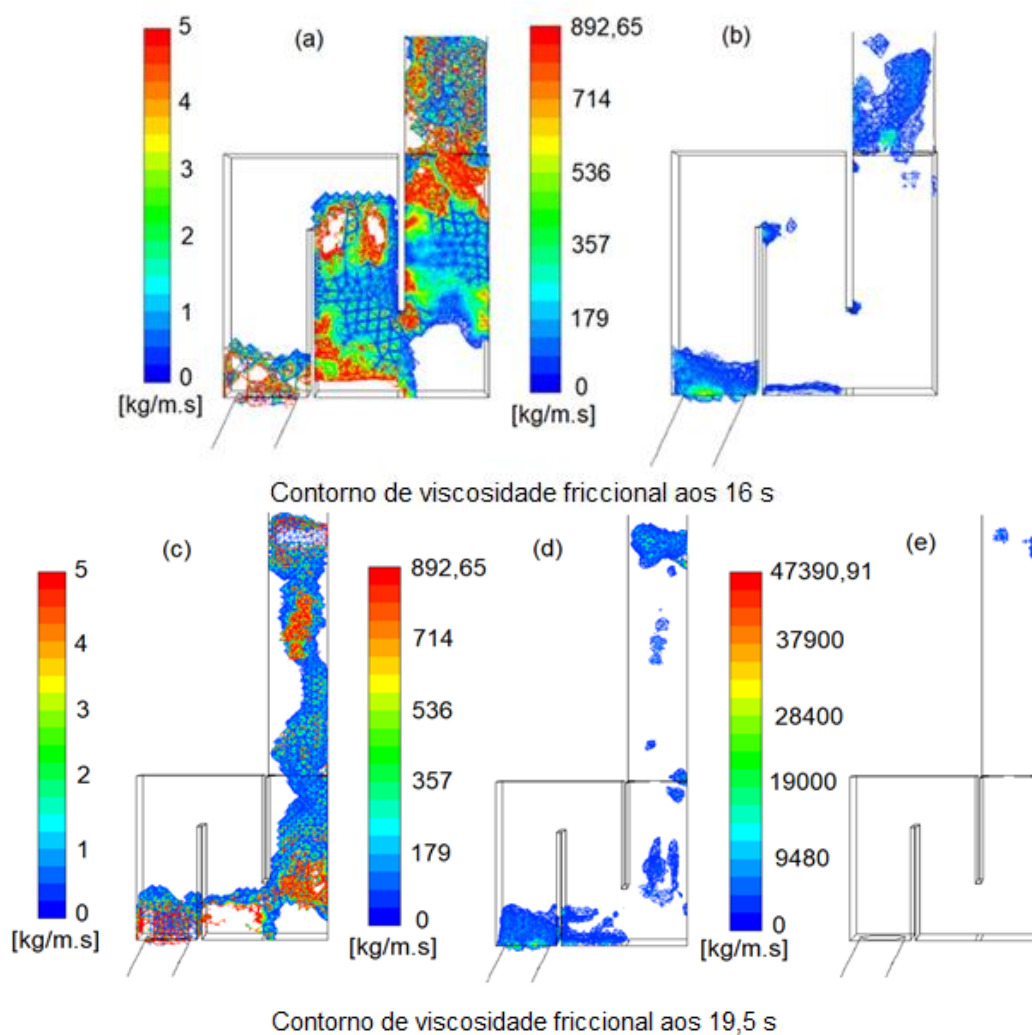


Fonte: Autoria própria.

Aos 17s, fica mais evidente o escoamento esperado para o ciclone. Os sólidos que ingressam ao componente entram em atrito com a parede e perdem velocidade, o que é traduzido na Figura 26 como um aumento (acúmulo) da fração volumétrica de sólidos logo após a entrada tangencial. Assim, as partículas começam a cair, mas ainda escoando pela carcaça do separador devido à inércia e o campo de pressão radial, levando ao aparecimento do fluxo no formato de espiral.

Tratando-se exclusivamente do regime friccional na *loop-seal*, apresenta-se, na Figura 27, os contornos da porção friccional da viscosidade calculados pelo modelo de Johnson e Jackson.

Figura 27 - Contorno de viscosidade friccional calculado pelo modelo de Johnson e Jackson de 1987



Fonte: Autoria Própria

A fim de que toda a escala de viscosidade friccional fosse visível na Figura 27, foi necessário computar contornos com diferentes faixas numéricas.

Avaliaram-se os resultados para dois instantes de tempo. O primeiro foi aos 16 s, já que há formação da cascata de sólidos na *loop-seal*; o segundo foi aos 19,5s, caracterizado pela ocorrência do curto circuito no sistema. Esses dois instantes foram selecionados por representar situações fluidodinâmicas opostas.

Analisando-se a Figura 27 (a) e (b), percebe-se a inexistência do regime friccional na região inferior da câmara de alimentação. Esta situação surge como resultado da maior concentração de gás que é promovida pela aeração perto do local, o que diminui o contato entre as partículas e facilita o escoamento de sólidos pela válvula. Dessa forma, constata-se uma diminuição no atrito entre as partículas. Na abordagem Euleriana-Euleriana, uma vez que os particulados são tratados como uma fase contínua, esse fato se manifesta como uma redução no valor da porção friccional da viscosidade dos sólidos.

Já, o valor nulo dessa propriedade está associado à descrição matemática do fenômeno da fricção e aos parâmetros adotados na simulação. A região correspondente à base da câmara de alimentação apresenta fração de sólidos em torno de 0,5, conforme observado na Figura 26. Este valor é menor que o do empacotamento crítico adotado, $\alpha_{s,crit}$ de 0,61; dessa forma, o regime friccional não é computado matematicamente.

Percebe-se ainda, segundo a Figura 27 (a) e (b), que os maiores valores de viscosidade friccional correspondem ao dos cantos vivos (na porção inferior à esquerda da câmara de reciclagem; na separação entre as câmaras), e na interface entre a *loop-seal* e o *standpipe*.

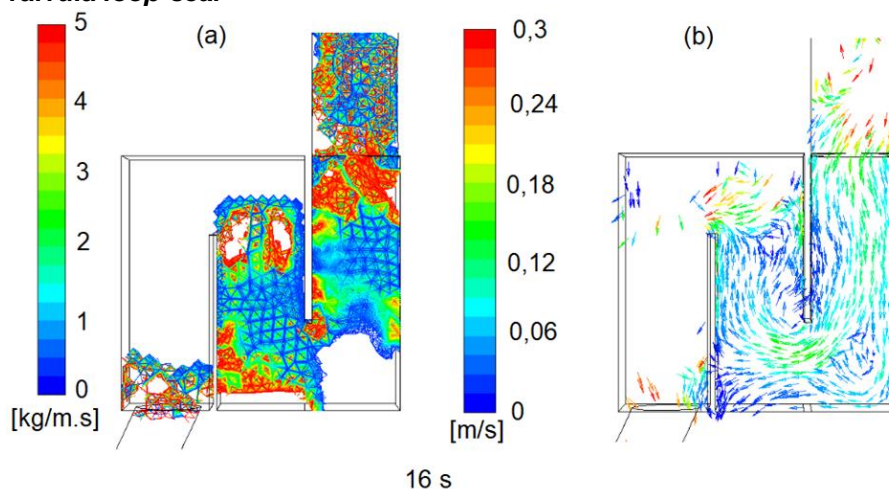
A Figura 28 apresenta uma análise conjunta dos valores de viscosidade friccional e o campo de vetores de velocidade dos particulados dentro da válvula de recirculação dos sólidos.

Identifica-se, ao analisar a Figura 28 (b), a formação de um caminho preferencial, no formato de “U”, caracterizado por uma região de maior velocidade, na interface das duas câmaras da *loop-seal*; e a criação de uma região “morta” no canto inferior esquerdo da válvula de reciclagem, tal qual observa-se experimentalmente.

Ao comparar-se o campo de velocidades com a distribuição dos valores de viscosidade friccional na Figura 28 (a), observa-se que o trajeto preferencial do fluxo de sólidos corresponde à região onde os valores de viscosidade são menores. Isso pode ser explicado pelo fato de que a abordagem Euleriana-Euleriana trata a fase particulada como um meio contínuo, portanto, seu escoamento passa a ser definido

por propriedades reológicas tal qual um fluido. Assim, uma vez que a viscosidade de um fluido está diretamente associado a resistência desse cisalhar, ou seja, se deformar, escoar, e a viscosidade total da fase sólida é avaliada pela abordagem Euleriana como a soma das parcelas devido à colisão, à cinética e à fricção das partículas (equação (10)), é natural que as regiões de menor viscosidade tornam-se mais propensas para o escoamento.

Figura 28 - Campo de viscosidade friccional (a) e de velocidade (b) dos sólidos na válvula *loop-seal*



Fonte: Autoria Própria.

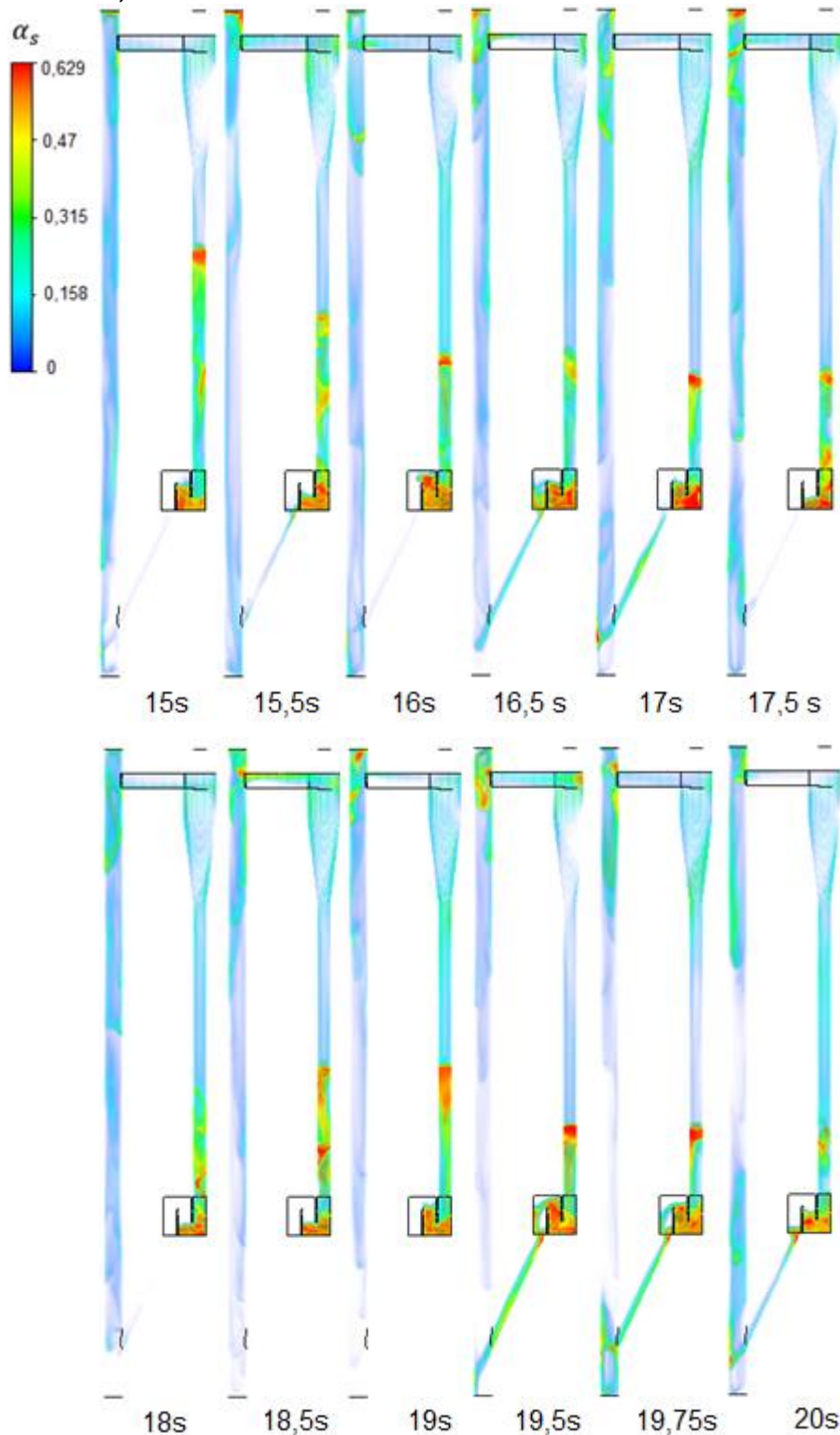
Ainda, tratando-se da Figura 27, pode-se observar que, aos 16 s, a viscosidade friccional máxima foi de 892,65 kg/(m.s). Já, para 19,5 s, mesmo na condição de curto circuito, o regime friccional foi computado, com viscosidade máxima de 47 390,91 kg/(m.s).

A magnitude mais elevada de viscosidade friccional, observada aos 19,5 s, está associada ao fato de que, quando ocorre um curto circuito no sistema, os sólidos acumulados na *loop-seal* passam a escoar de forma ascendente em direção ao ciclone e acabam se chocando com os particulados em fluxo descendente pelo *standpipe*. A região onde ocorre a colisão fica muito densa, favorecendo assim o atrito entre partículas e causando um aumento na viscosidade de fricção.

Após essas análises, entende-se que o modelo de Johnson e Jackson, de 1987, foi efetivo no sentido de prever o regime friccional dominante no escoamento da *loop-seal*.

A Figura 29 ilustra o desenvolvimento dos últimos 5 segundos de escoamento, utilizando o modelo de Schaeffer, de 1987.

Figura 29 - Desenvolvimento da dinâmica do escoamento para o modelo de Schaeffer, de 1987



Fonte: Autoria Própria.

Ao analisar-se a Figura 29, percebe-se que a física do escoamento no ciclone e no *standpipe* se mantém semelhantes ao modelo de Johnson e Jackson. Todavia, constata-se um *riser* mais denso em quase todos os instantes de tempo analisados,

exceto no último segundo, onde pode-se observar a formação de regiões praticamente sem particulado na coluna de fluidização.

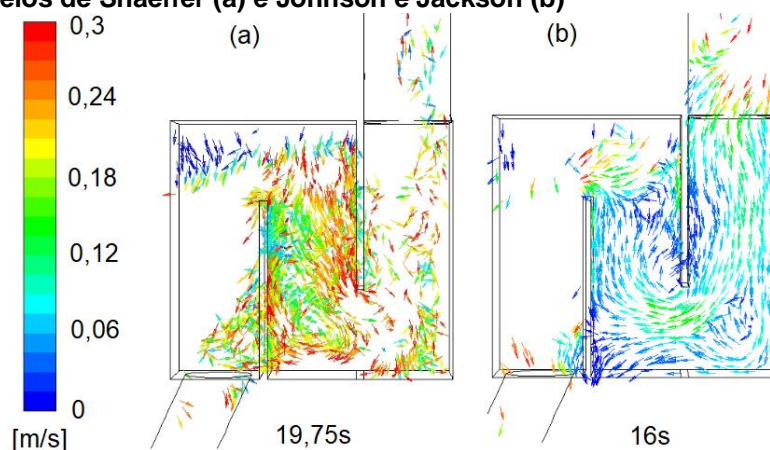
Observa-se na *loop-seal*, para o modelo de Schaeffer, a coexistência de porções com fração volumétrica de diferentes magnitudes, com dinâmica análoga à de um leito borbulhante, o que difere dos resultados experimentais e dos apresentados pelo modelo de Johnson e Jackson, onde o particulado permanece acomodado, especialmente nos cantos da válvula.

O curto circuito é predominante durante os cinco segundos de análise, e há um retorno intenso de sólidos pelo *standpipe*, em alguns momentos, como aos 15 s, chegando a se aproximar do ciclone.

Ao tentar-se averiguar os contornos de viscosidade friccional para o modelo de Schaeffer, em duas situações distintas (durante a formação de cascata e durante a ocorrência de curto circuito) percebeu-se que o regime não chegou a ser computado.

A não existência da viscosidade de fricção tem efeito perceptível no campo de velocidades da fase sólida. Para isso, compararam-se as velocidades aos 19,75 s (Figura 30(a)) para o modelo de Shaeffer, e aos 16 s (Figura 30(b)), para o modelo de Johnson e Jackson, por retratarem um momento fluidodinâmico similar, o último instante de tempo antes da extinção da cascata.

Figura 30 - Comparativo do campo de velocidades de sólidos na *loop-seal* para os modelos de Shaeffer (a) e Johnson e Jackson (b)



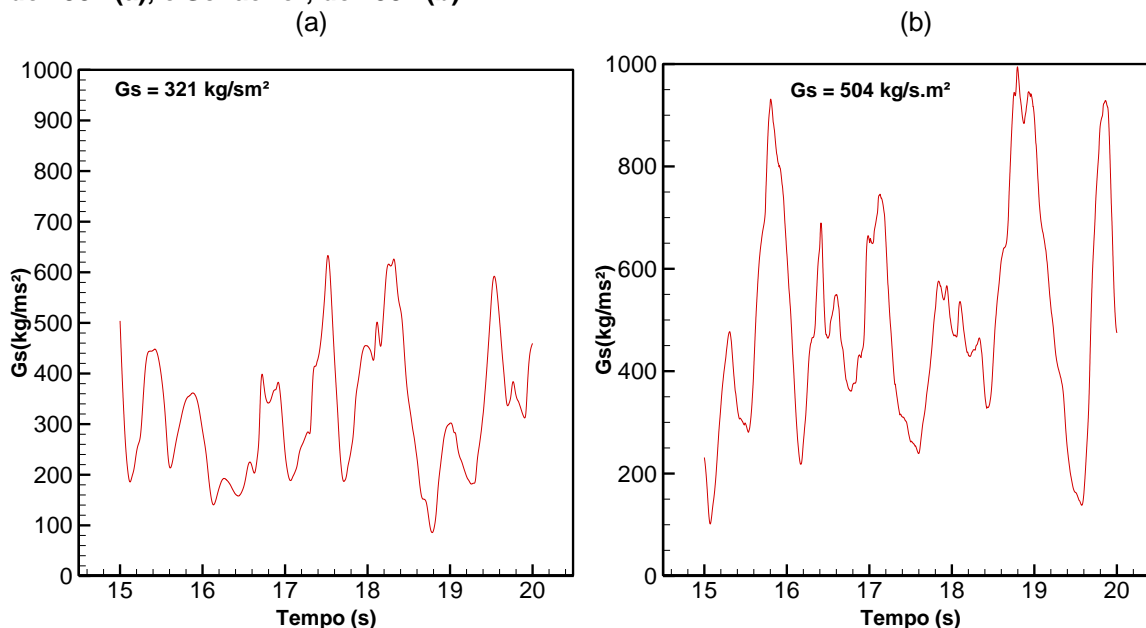
Fonte: Autoria Própria.

Como pode-se observar, a ausência do regime friccional na interpretação do modelo de Shaeffer resulta em um desordenamento no campo de velocidades, a não acomodação dos sólidos nos cantos da válvula, e, portanto, na inexistência de um caminho preferencial para o escoamento de particulados, contrariando as

observações experimentais.

Uma vez que no modelo de Schaeffer o escoamento é facilitado, é natural que a taxa de circulação de sólidos nesse modelo seja superior a resultante do modelo de Johnson e Jackson. Tal situação fica evidente na Figura 31.

Figura 31 - Taxa de circulação dos sólidos para os modelos friccionais de Johnson e Jackson, de 1987 (a), e Schaeffer, de 1987 (b)



Fonte: Autoria Própria.

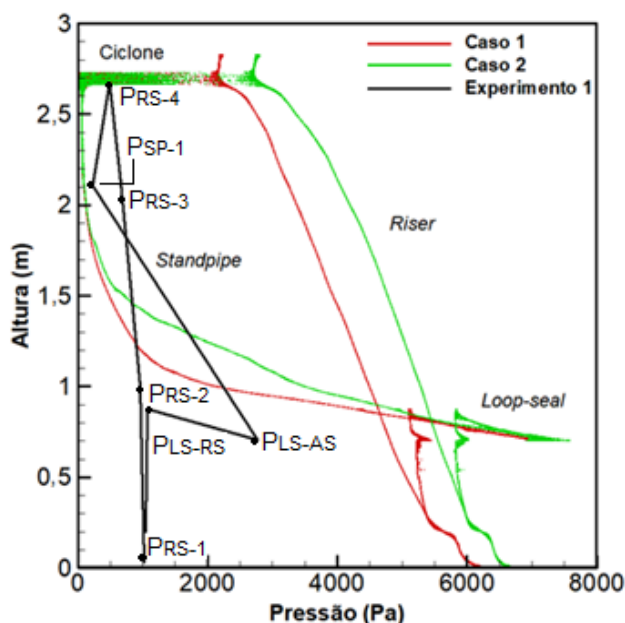
Dessa forma, o modelo de Johnson e Jackson resultou em um G_s médio de 321 kg/(s.m²), equivalente a um desvio de 1823% em relação ao valor experimental. Já, o modelo de Schaeffer apresentou um G_s de 504kg/(s.m²), com desvio relativo de 2916%.

As magnitudes dos erros, apesar de serem elevadas, concordam com os resultados apresentados por Chen (2016) para o modelo de arrasto de Gidaspow, de 1994.

Uma vez que a taxa média de circulação de sólidos para o modelo de Schaeffer é superior à do modelo de Johnson e Jackson, espera-se também que os valores médios de pressão estática sejam mais elevados, uma vez que a pressão estática aumenta proporcionalmente com a fração volumétrica de sólidos. Ou seja, em termos médios, mais sólidos escoando; maior fração volumétrica; maior pressão estática.

Os perfis axiais de pressão, para ambos os modelos, podem ser constatados na Figura 32.

Figura 32 - Comparativo do perfil axial de pressão para os modelos de fricção de Johnson e Jackson, de 1987 (Caso 1), e Schaeffer, de 1987 (Caso 2)



Fonte: Autoria Própria.

Como esperado, o modelo de Schaeffer (caso 2 na figura) apresentou valores mais elevados de pressão estática na maioria dos componentes do circuito de LFC, exceto no ciclone, onde os valores de ambos os modelos coincidiram, como pode-se observar analisando a porção da curva que inicia no ponto (0 Pa; 2,83m) e termina em (~80 Pa; 2,16 m).

Uma vez que foi possível observar o formato de “8” esperado dos gráficos, existindo a queda de pressão com a altura da coluna *riser*, a variação menos significativa de pressão no ciclone e na parte superior do *standpipe*, o incremento da pressão em direção à base do *standpipe*, e o valor mais elevado da pressão na *loop-seal*, considera-se que, de forma qualitativa, ambos os modelos apresentaram resultados fisicamente coerentes com o perfil de pressão estática típico em sistemas de LFC.

Já, quantitativamente, percebe-se uma grande discrepância. Elenca-se, dentre os fatores que levam a essa discordância, o fato de que a condição experimental simulada corresponde a uma situação operacional crítica de mínimo G_s , induzindo a valores reduzidos de pressão estática no sistema. Assim, a modelagem, especialmente devido à utilização de modelos de arrasto homogêneos, não é capaz de traduzir uma configuração operacional com tais características.

Fundamentado pelos resultados e discussões acima descritos, entende-se que o modelo de Johnson e Jackson, de 1987, foi mais apropriado para a descrição do regime friccional. Sendo assim, esse modelo foi empregado para os casos subsequentes.

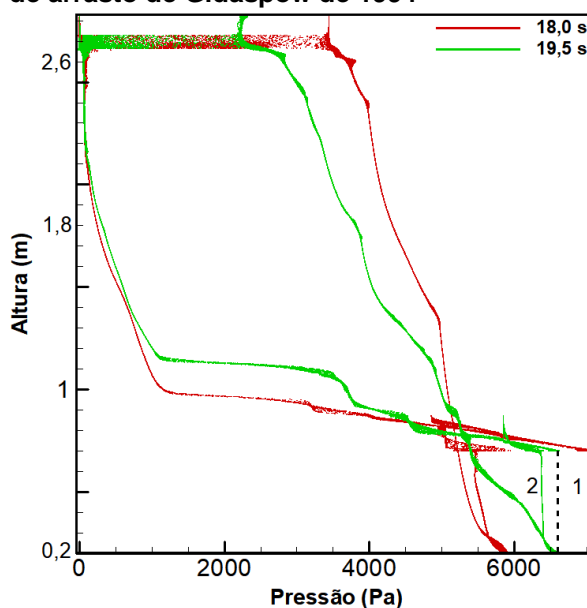
4.2.2 Modelos de Arrasto

O primeiro resultado discutido neste item refere-se à utilização do modelo de Gidaspow, de 1994. Para analisar o desenvolvimento da fluidodinâmica utilizou-se a Figura 26, referente ao Caso 1.

Como anteriormente descrito no capítulo de Fundamentação Teórica e Estado da Arte, os modelos de arrasto homogêneos são defectivos no sentido de superestimar a interação entre as fases. Dentre as consequências dessa característica intrínseca desse tipo de modelo, pode-se elencar a má representação do funcionamento da válvula *loop-seal* e do escoamento na coluna *riser*.

A Figura 33 retrata os perfis de pressão nos instantes de tempo 18 s e 19,5 s, referentes ao Caso 1. Esta figura será utilizada para analisar a dinâmica relacionada ao fenômeno de curto circuito no sistema.

Figura 33 - Perfil de pressão nos instantes 18,0 s e 19,5 s para o modelo de arrasto de Gidaspow de 1994



Fonte: Autoria Própria.

Aos 18 s, a pressão na *loop-seal* é superior à da base do *riser*, como indica a linha tracejada 1. Essa diferença de pressão estática enseja a formação de uma cascata na câmara de reciclagem, e os sólidos são assim transportados para a coluna de fluidização.

Apesar de ser um fenômeno característico do funcionamento da válvula *loop-seal*, o fluxo mássico de partículas tornou-se demasiado alto nos resultados via CFD em comparação com o valor observado experimentalmente. Isso ocorre devido à interação superestimada gás-sólido, que acaba por arrastar uma grande quantidade de particulados pela válvula. Assim, ao invés de agir apenas como um facilitador do escoamento, passa a se tornar um agente de arrasto atuante junto à fluidização.

Aos poucos, conforme mais sólidos são transferidos para o *riser*, a diferença entre as pressões da base da coluna de fluidização e da *loop-seal* vai diminuindo, até que, aos 19,5 s elas se equiparam, conforme evidencia a linha tracejada 2. Nesse momento observa-se, na Figura 26, um curto circuito no sistema.

Uma vez que a realimentação de sólidos ao *riser* cessa, a aeração injetada na câmara de alimentação fluidiza as partículas no local e faz com que o leito se mova em sentido ascendente pelo *standpipe*, gerando um esvaziamento na câmara de reciclagem.

Apesar da ocorrência do curto circuito, e do desequilíbrio das pressões, essa situação seria facilmente contornada se, ao decorrer do tempo, houvesse a formação de uma região permanentemente densa na base do *riser*, e mais diluída na sua região superior, de forma que apenas uma pequena fração de sólidos se dirigisse ao ciclone e realimentasse subseqüentemente a *loop-seal*. Nessa situação hipotética, condizente com as indicações da literatura, os valores de pressão do sistema aos poucos se reequilibrariam, e ensejariam a formação de uma cascata com vazão mássica aproximadamente constante e de menor magnitude.

Todavia, não é o que acontece. A interação exacerbada entre as fases faz com que o ar injetado na base do *riser* mova, com certa facilidade, toda a quantidade de sólidos para o ciclone.

Ao acompanhar o desenvolvimento da dinâmica de curto circuito que se dá aos 16,5 s na Figura 26, percebe-se que logo antes do reinício da cascata, aos 17,5 s, o topo da coluna *riser* se encontra mais denso que a sua base, contrariando as indicações teóricas e as observações experimentais, mas corroborando com a afirmação de um arrasto acentuado.

Assim, como uma grande porção de sólidos deixa o *riser*, a pressão em sua base cai drasticamente. Na sequência, uma grande massa de particulados é recebida pela *loop-seal*, e a sua pressão aumenta consideravelmente. Essa nova condição de balanço de pressão estática entre os componentes causa a formação de uma cascata com vazão mássica exagerada. Dessa forma, o ciclo se repete, impedindo que o sistema alcance um regime semi-permanente, onde o escoamento de sólidos da *loop-seal* para o *riser* ocorra com fluxo mássico aproximadamente constante, com magnitude semelhante à experimental e sem a formação de curto circuito.

Para o modelo de arrasto de Syamlal-O'Brien, de 1989, esses problemas são ainda mais evidentes, como pode-se observar na Figura 34.

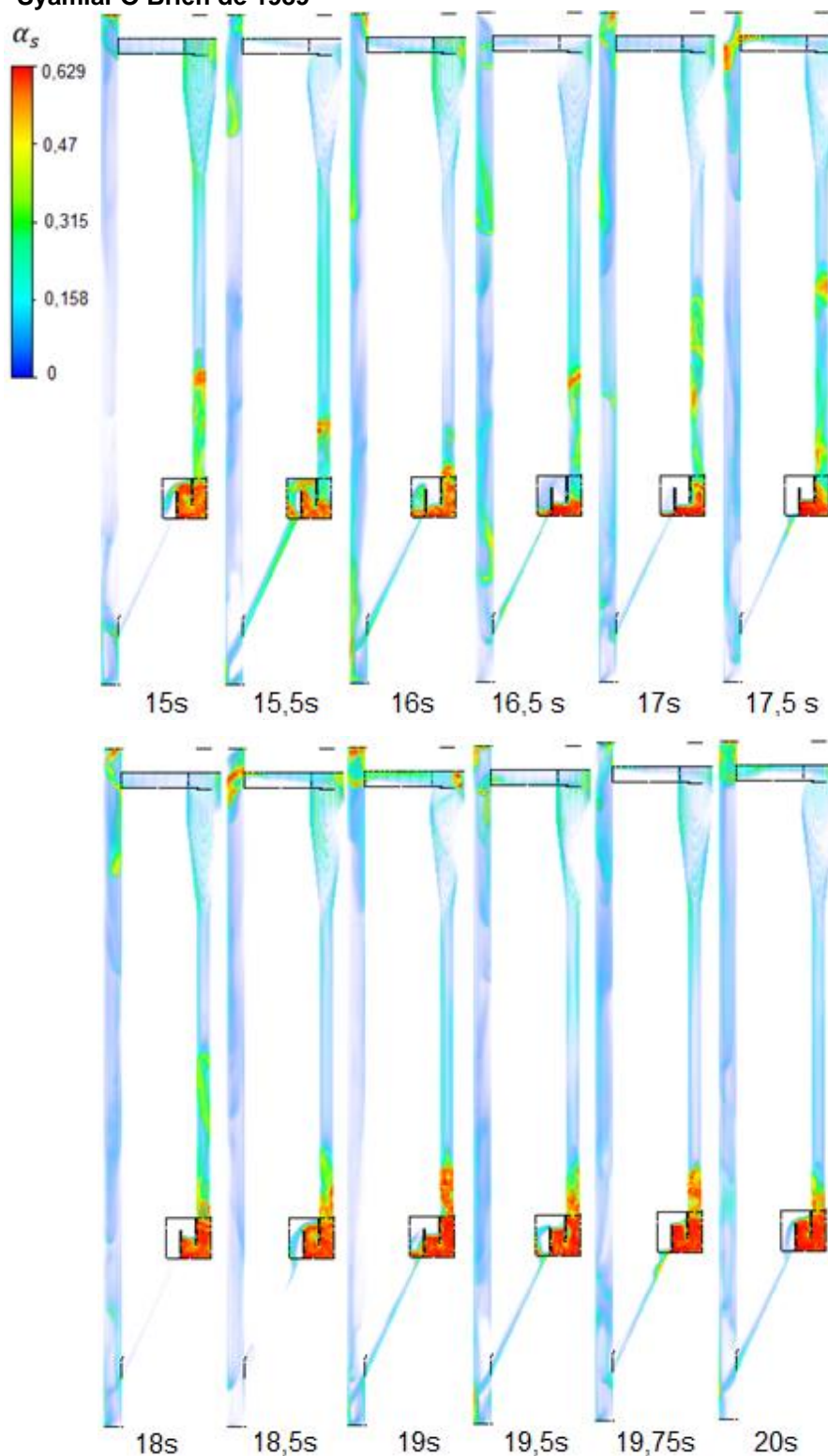
Aos 15 s e 19 s, observa-se que a porção superior do *riser* encontra-se mais densa que a inferior, com uma região intermediária de transição quase sem material particulado. Isso ocorre devido à capacidade superestimada de arrasto do agente fluidizante. Dessa forma, toda a massa contida no *riser*, é elevada quase simultaneamente, criando um topo de coluna denso, e uma base sem sólidos, que logo é preenchida pelas partículas vindas da *loop-seal*.

O curto circuito é dominante na dinâmica do sistema. O arrasto exacerbado provoca flutuações tão intensas na pressão estática dos elementos que, no intervalo de tempo entre 19 s e 19,5 s, a *loop-seal* sai de uma condição de curto circuito, vai para a formação de uma cascata e retorna para um novo curto circuito.

Ainda, percebe-se a magnitude da força de arrasto desse modelo ao analisar a dinâmica dos sólidos na câmara de alimentação, que se sucede a partir do instante de 16 s. O leito de sólidos contidos na *loop-seal*, uma vez que não pode se direcionar para a base do *riser*, passa a escoar de forma ascendente em direção do ciclone, atingindo além da metade do *standpipe*, ou seja, em sentido contrário ao fluxo natural do sistema.

O arrasto superestimado ainda causa a formação de uma cascata que ocupa toda a válvula de reciclagem aos 15,5 s, contrariando as características fluidodinâmicas apresentadas na Figura 19.

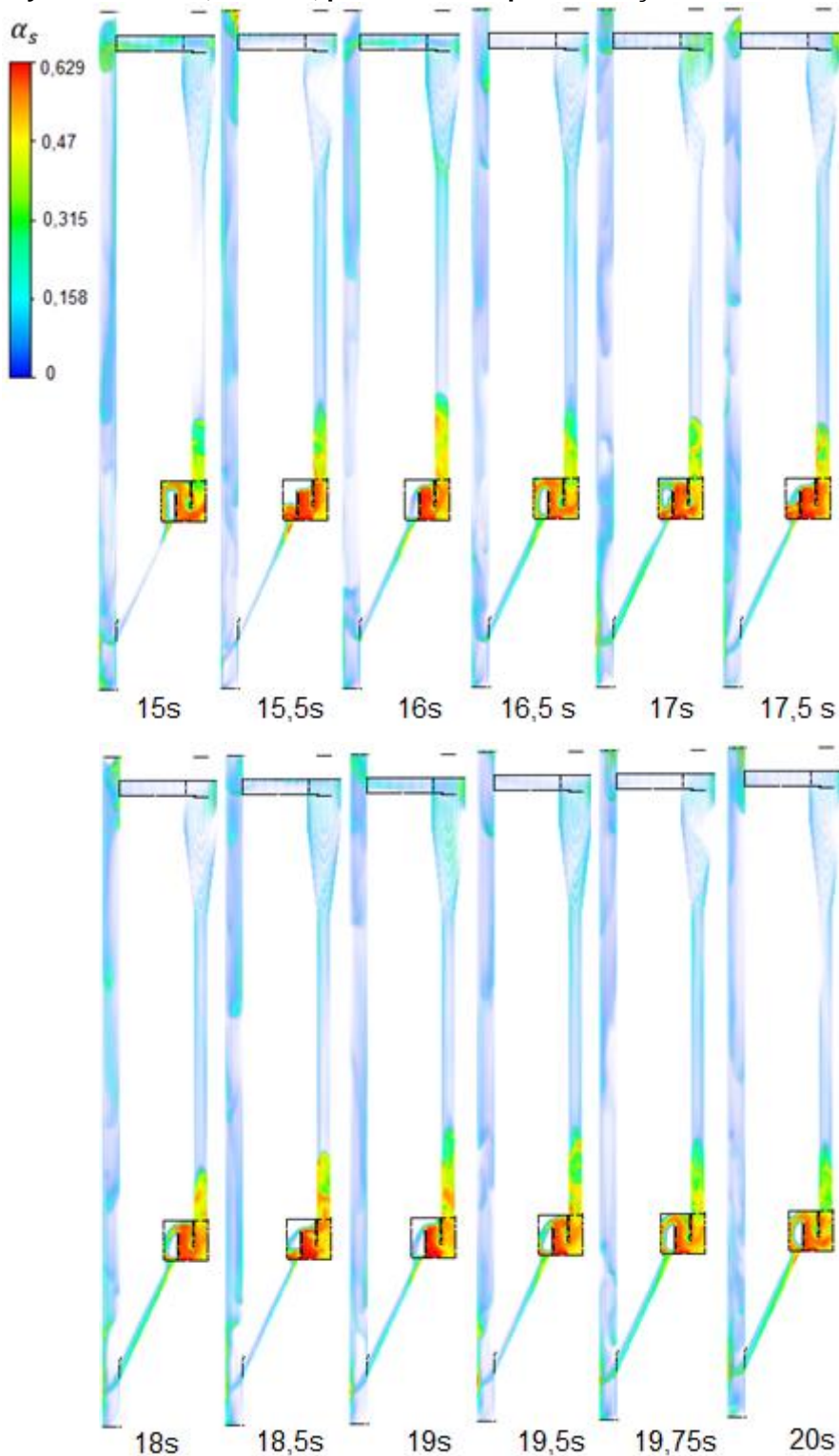
Figura 34 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o modelo de arrasto de Syamlal-O'Brien de 1989



Fonte: Autoria Própria.

A Figura 35 apresenta o comportamento fluidodinâmico para o modelo de Syamlal-O'Brien, de 1989, em sua alternativa parametrizada, levando em conta as condições de mínima fluidização.

Figura 35 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o modelo de arrasto de Syamlal-O'Brien, de 1989, parametrizado para condições de mínima fluidização



Fonte: Autoria Própria.

Utilizando as condições de mínima fluidização dos sólidos, as variáveis $c1$ e $d1$ adquiriram valores de 0,249 e 9,8319 respectivamente.

Percebe-se, ao analisar a Figura 35, uma melhora na representação da

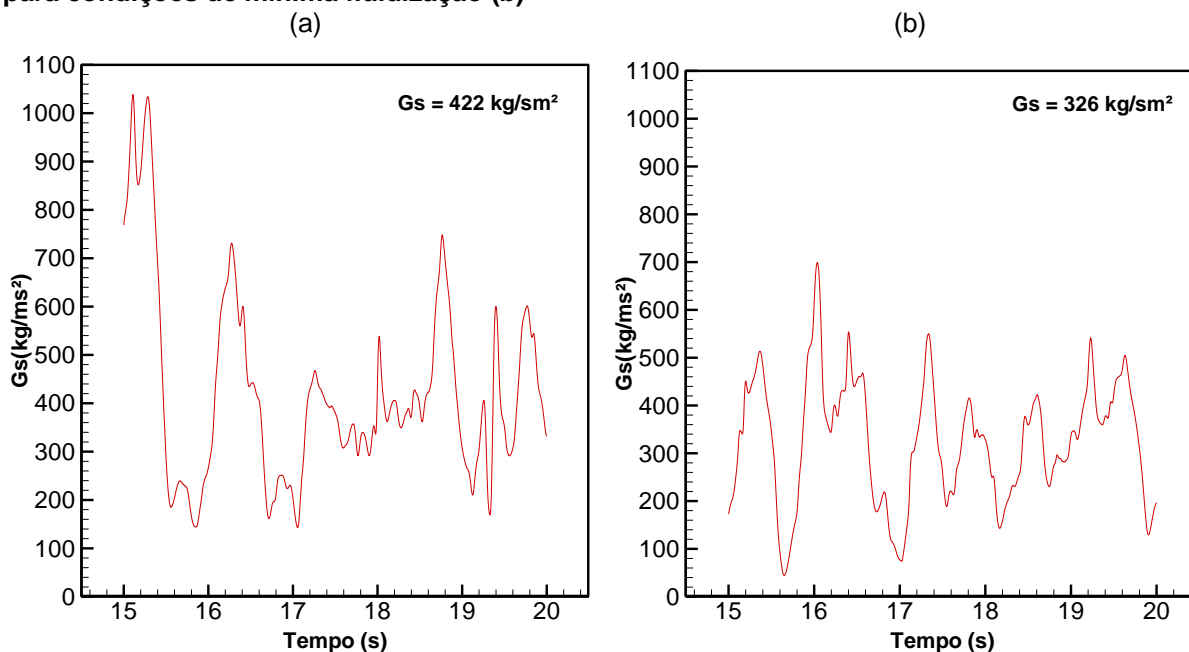
dinâmica do escoamento com relação aos outros modelos de arrasto. O estado de curto circuito, não associado ao esvaziamento da câmara de reciclagem, diferentemente dos resultados dos outros modelos testados, é percebido apenas no instante de 15,5s.

O escoamento acentuado de sólidos em sentido ascendente, da câmara de alimentação até o ciclone, também não é observado com essa configuração de simulação.

Ainda que as forças de arrasto também estejam superestimadas para esse modelo, fazendo com que a cascata formada possua vazão mássica demasiadamente alta em relação a observada experimentalmente, e que não se forme uma região permanentemente mais densa na base da coluna *riser*, a interação entre as fases é melhor levada em conta, já que o mecanismo físico de funcionamento da válvula *loop-seal* foi representado de forma mais adequada.

A Figura 36 apresenta o G_s para os modelos de Syamlal-O'Brien, de 1989, (a) e sua alternativa modificada para condições de mínima fluidização (b).

Figura 36 - G_s para os modelos de Syamlal-O'Brien, de 1989, (a) e sua alternativa modificada para condições de mínima fluidização (b)



Fonte: Autoria Própria.

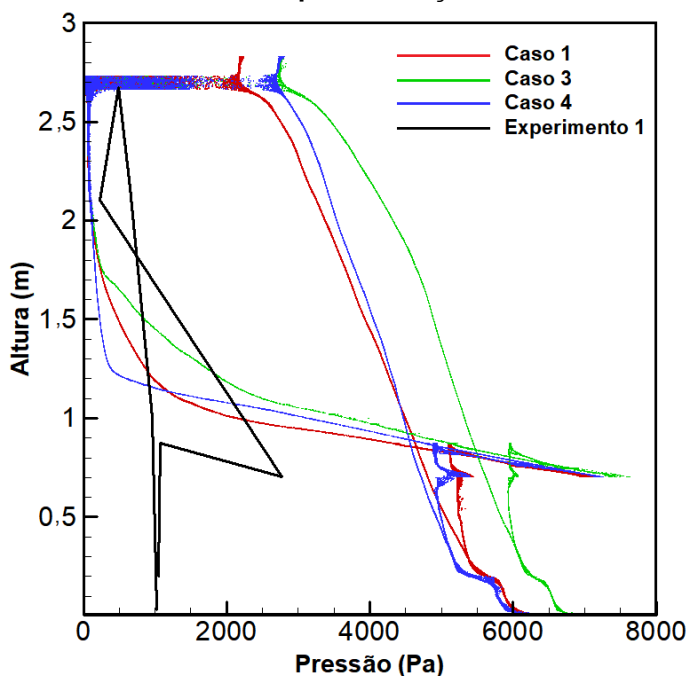
O modelo de Gidaspow, de 1994, conforme mostra a Figura 31 (a), resultou em um G_s de 321 kg/(s.m²) com desvio relativo de 1823%. Já, o modelo de Syamlal-O'Brien, de 1989, apresentou um desvio relativo de 2428 % com G_s de 422 kg/(s.m²).

Sua versão parametrizada para condições de mínima fluidização apresentou um G_s de $326 \text{ kg}/(\text{s}\cdot\text{m}^2)$ com um erro relativo de 1852%.

Em relação aos resultados experimentais, o modelo de Gidaspow apresentou menor desvio na taxa de circulação média de sólidos do que o modelo de Syamlal-O'Brian parametrizado. Todavia, isso não ocorreu pela melhor representação da interação entre as fases, mas sim, pelos desequilíbrios na pressão estática promovidos pelo fluxo mássico descontrolado da *loop-seal* em direção ao *riser*, resultando em sucessivos curtos circuitos do sistema que impediram o escoamento contínuo dos sólidos. Verifica-se isso ao perceber-se que, nos cinco segundos considerados para análise, a cascata se formou por apenas quase 2 segundos no modelo de Gidaspow, enquanto que, no modelo de Syamlal-O'Brian parametrizado, o fluxo de sólidos se manteve praticamente o tempo todo.

A Figura 37 apresenta o perfil de pressão para os três modelos de arrasto estudados nessa seção.

Figura 37 - Comparativo do perfil de pressão para os modelos de arrasto de Gidaspow, de 1994 (Caso 1), Syamlal-O'Brian, de 1989 (Caso 3), e sua alternativa modificada para condições de mínima fluidização (Caso 4)



Fonte: Autoria Própria.

Analisando-se a Figura 37 percebe-se que o modelo de Syamlal-O'Brian, de 1989, (Caso 3) apresentou os maiores valores de pressão estática no circuito, concordando com o resultado de G_s mais elevado do que o dos outros modelos.

Constata-se que, o modelo de Gidaspow, de 1994, (Caso 1), apresentou maior queda de pressão no *riser* (curva mais inclinada) do que o modelo de Syamlal-O'Brian, de 1989, parametrizado (Caso 4). Esse fato, sem a análise do desenvolvimento da fluidodinâmica, passa a impressão de que o modelo de Gidaspow foi capaz de prever um perfil de fração volumétrica de sólidos, na coluna de fluidização rápida, mais adequado aos apontamentos da teoria, ou seja, região inferior mais densa e superior mais diluída. Todavia, os valores maiores de pressão estática no *riser* estão associados aos curto circuitos predominantes na dinâmica do escoamento descrita por esse modelo; ou seja, aos desequilíbrios de pressão que são fisicamente incoerentes com as observações experimentais para as condições de operação utilizadas nessas simulações.

Assim, dos modelos de arrasto analisados, o de Syamlal-O'Brian, de 1989, parametrizado para condições de mínima fluidização foi o que apresentou resultados fisicamente mais coerentes com a fluidodinâmica do problema, concordando com apontamentos de Zimmermann e Taghipour (2005).

4.2.3 Fração Crítica de Sólidos para o Início do Regime de Fricção

Seguindo a ordem proposta no Quadro 5, primeiramente é apresentado, na Figura 38, o desenvolvimento da fluidodinâmica para o Caso 5, onde $\alpha_{s,crit}$ é igual a 0,5.

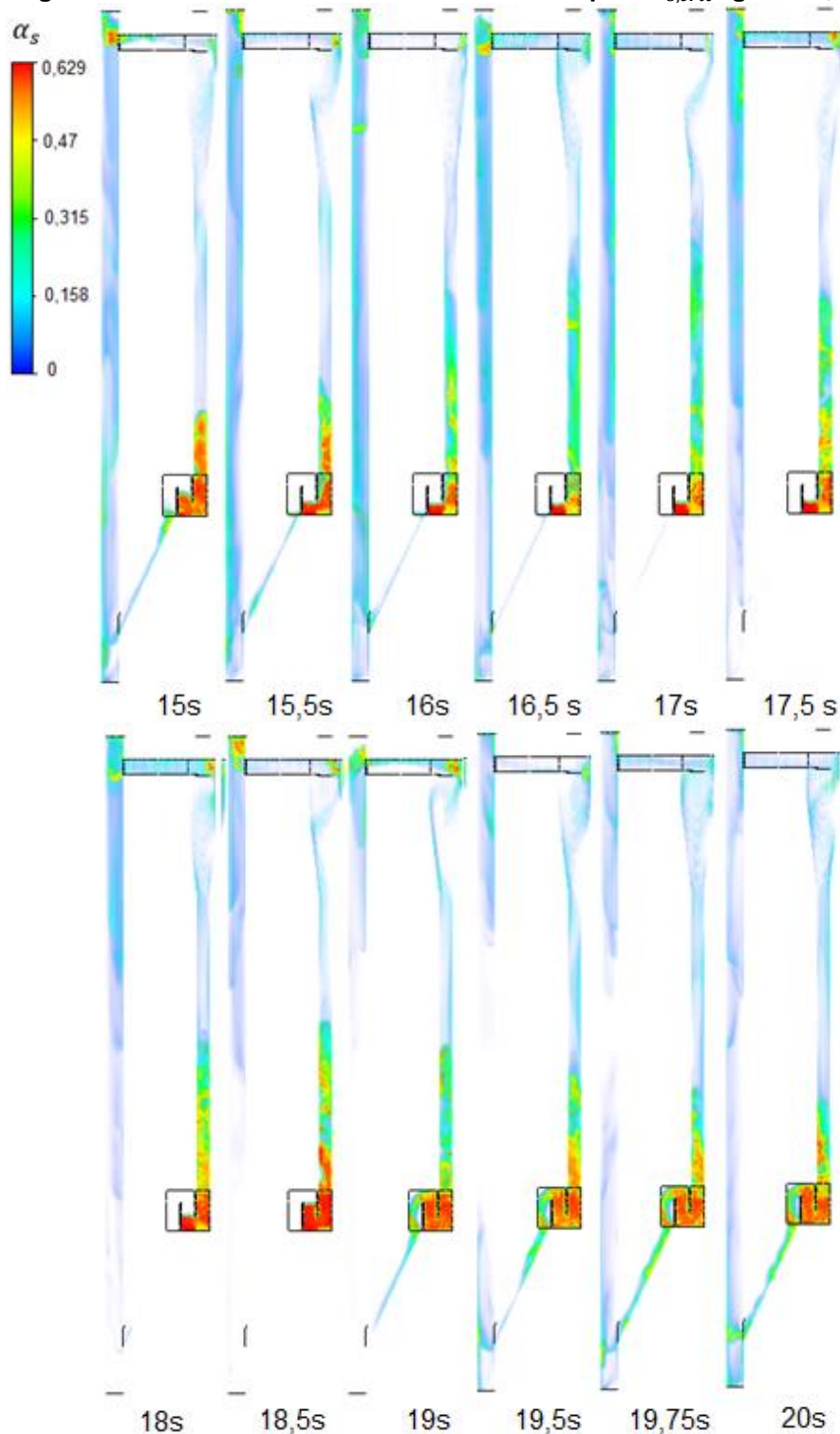
Percebe-se que a diminuição do valor adotado para a fração crítica de sólidos teve efeitos negativos na representação da dinâmica do escoamento. Não só o sistema operou em curto circuito por quase todo o tempo de análise, como também foi verificado que os sólidos arrastados da câmara de alimentação se projetam, em contramão ao sentido esperado do escoamento, até próximo à base do ciclone.

Ainda, constata-se, especialmente entre 15 s e 17,5 s, uma coluna *riser* visualmente mais densa, se comparada com os resultados do Caso 4, onde o valor de fração volumétrica crítica de sólidos empregado é igual a 0,61.

Apenas no intervalo de tempo compreendido entre 19 s e 20 s houve a formação da cascata na *loop-seal*. O fluxo de sólidos recirculados só foi possível quando quase toda a massa do inventário de partículas se dirigiu para o lado da *loop-*

seal, deixando a coluna de fluidização praticamente vazia, situação essa discrepante com a fluidodinâmica observada experimentalmente.

Figura 38 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para $\alpha_{s,crit}$ igual a 0,5

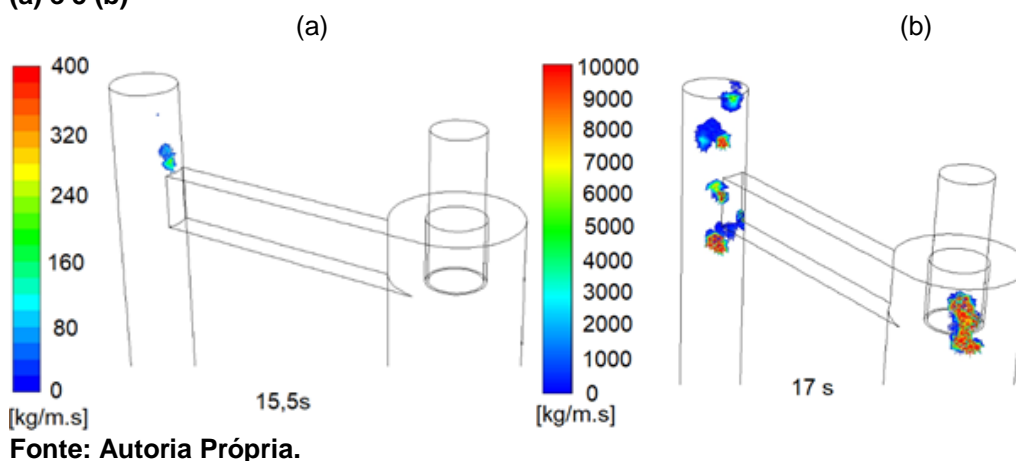


Fonte: Autoria Própria.

Percebe-se ainda, que há uma resistência ao fluxo de particulados do *riser* para

o ciclone, uma vez que a coluna de fluidização permanece bastante densa por grande parte do tempo. Essa constatação é confirmada ao se confrontar os valores de viscosidade friccional calculados na região compreendida pelo topo do *riser* e o duto que o conecta ao separador gás-sólido, para o Caso 4 ((Figura 39 (a)) e para o Caso 5 (Figura 39 (b)).

Figura 39 - Viscosidade friccional na conexão entre o *riser* e o ciclone para os Casos 4 (a) e 5 (b)



No Caso 5, observa-se a formação de regiões de alta viscosidade friccional, com magnitude de até 10000 kg/(m.s), tanto na região de entrada do duto que interconecta o *riser* e o ciclone, como no interior do dispositivo de separação gás-sólido. Já, no Caso 4, a viscosidade friccional fica limitada a 400 kg/(m.s) na mesma região.

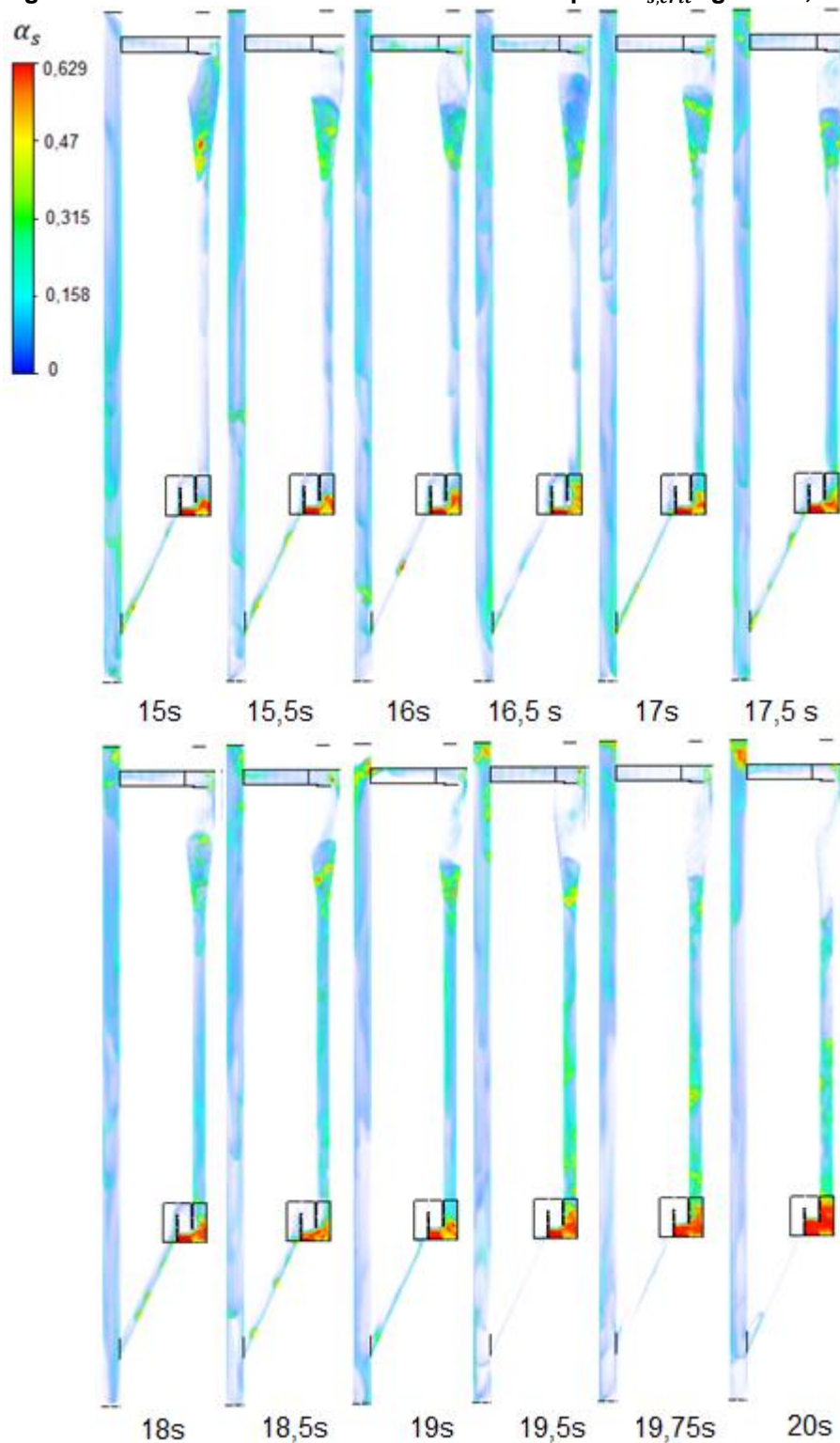
Para compreender o motivo da diferença desses valores, em um primeiro momento deve-se analisar a dinâmica do escoamento nessa região. Parte dos sólidos que são arrastados pelo gás ingressam ao duto e movem-se em direção ao ciclone. A outra fração de sólidos, devido à inércia, dirige-se em sentido ascendente, até o topo do *riser*, onde colide com as paredes, perde velocidade e cai. O encontro entre os sólidos deslocando-se de forma ascendente e as partículas em queda causa um acúmulo na região de entrada do duto. Esse acúmulo é constatado experimentalmente, e é ainda mais evidente nos resultados via CFD, uma vez que o fluxo de sólidos no interior do circuito é muito intenso por conta do arrasto superestimado.

Assim, quando se diminui o valor de fração volumétrica crítica de 0,61 para 0,5, permite-se que o regime friccional seja avaliado para uma maior faixa do escoamento, o que enseja o aumento da viscosidade de fricção em regiões onde ocorrem acúmulos

sólido. Isto causa uma maior resistência ao fluxo de particulados, nesse caso, do *riser* para o ciclone, o que promove a formação de uma coluna de fluidização mais densa.

A Figura 40 ilustra a dinâmica do escoamento para o Caso 6.

Figura 40 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para $\alpha_{s,crit}$ igual a 0,4

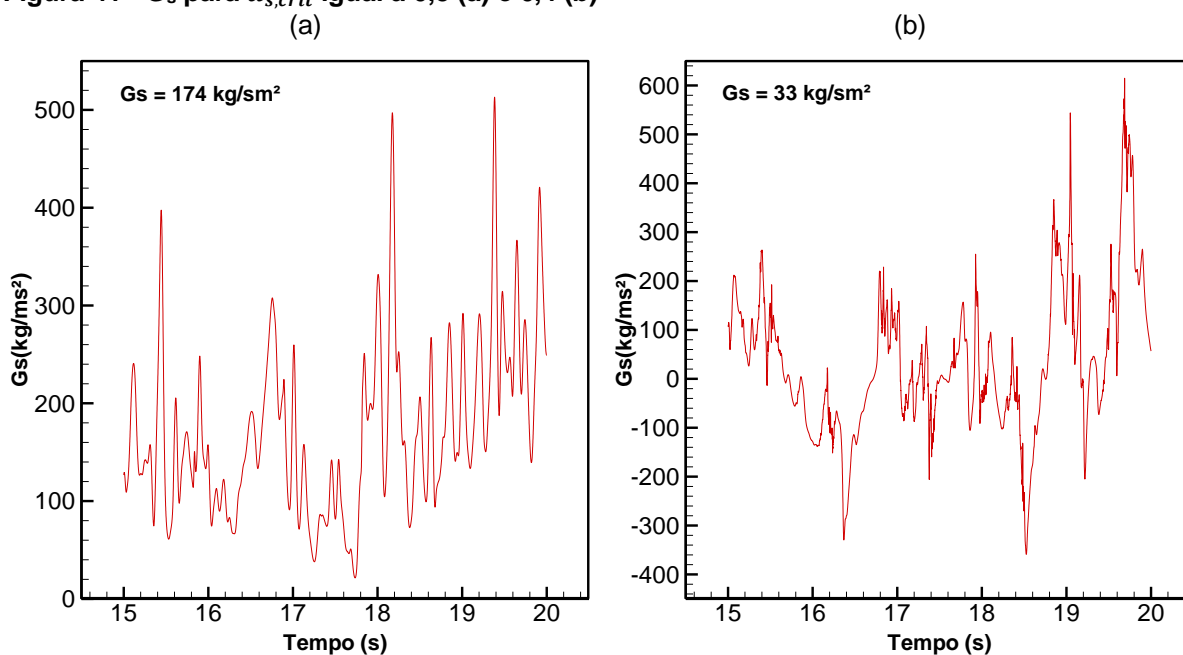


Fonte: Autoria Própria.

Pode-se observar que a redução da fração volumétrica crítica para 0,4 teve impactos significativamente negativos na representação da fluidodinâmica do circuito de LFC. Não houve o desenvolvimento da cascata na *loop-seal*, além de criar-se um acúmulo de sólidos na região da saída do ciclone, contrariando completamente as constatações experimentais.

A taxa de circulação média para os Casos 5 (a) e 6 (b) está descrita na Figura 41.

Figura 41 - G_s para $\alpha_{s,crit}$ igual a 0,5 (a) e 0,4 (b)



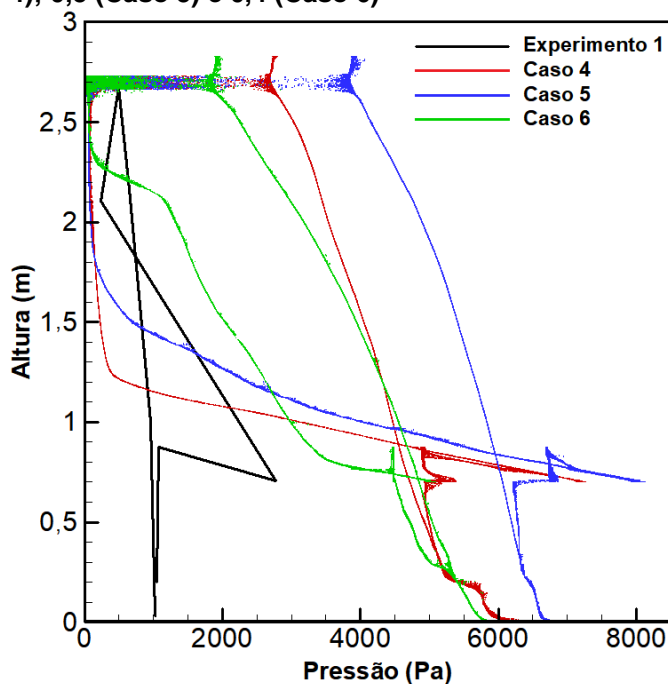
Fonte: Autoria Própria.

Como mostra a Figura 41 (a) houve uma redução do valor de G_s para o Caso 5 com relação ao Caso 4. Esse fato é consequência do aumento da viscosidade friccional na região superior do *riser* e do decorrente aumento da resistência ao fluxo de sólidos da coluna de fluidização para o ciclone.

Os resultados da Figura 41 (b) evidenciam valores negativos de G_s para o Caso 6. Isso significa que os particulados que se fazem presentes na base do ciclone não somente se encontram ali por conta de um acúmulo, mas também por um movimento ascendente de particulados advindos da *loop-seal*, o que contraria a fluidodinâmica esperada para um circuito de LFC.

A Figura 42 apresenta os perfis de pressão para os Casos 4, 5 e 6.

Figura 42 - Comparativo do perfil de pressão para $\alpha_{s,crit}$ igual a 0,61 (Caso 4); 0,5 (Caso 5) e 0,4 (Caso 6)



Fonte: Autoria Própria.

A constatação visual de uma coluna *riser* aparentemente mais densa, no Caso 5 do que no Caso 4, é confirmada pelos valores de pressão estática mais elevados, apresentados para essa configuração na Figura 42.

O perfil de pressão do Caso 6 não apresentou o comportamento em forma de “8” característico de circuitos LFC. Isso ocorreu porque o sistema ficou em curto circuito por todo o intervalo de análise, ou seja, a pressão na base do *riser* foi o tempo todo superior à da *loop-seal*; e porque houve também a formação de um acúmulo de sólidos na base do ciclone, o que causou um aumento da pressão estática na região. Ambos os fatos deformaram as curvas para esse caso, descaracterizando-as.

Após a análise dos resultados, fica evidente que o valor de fração volumétrica crítica de sólidos igual a 0,61 representou melhor a fluidodinâmica do circuito de LFC.

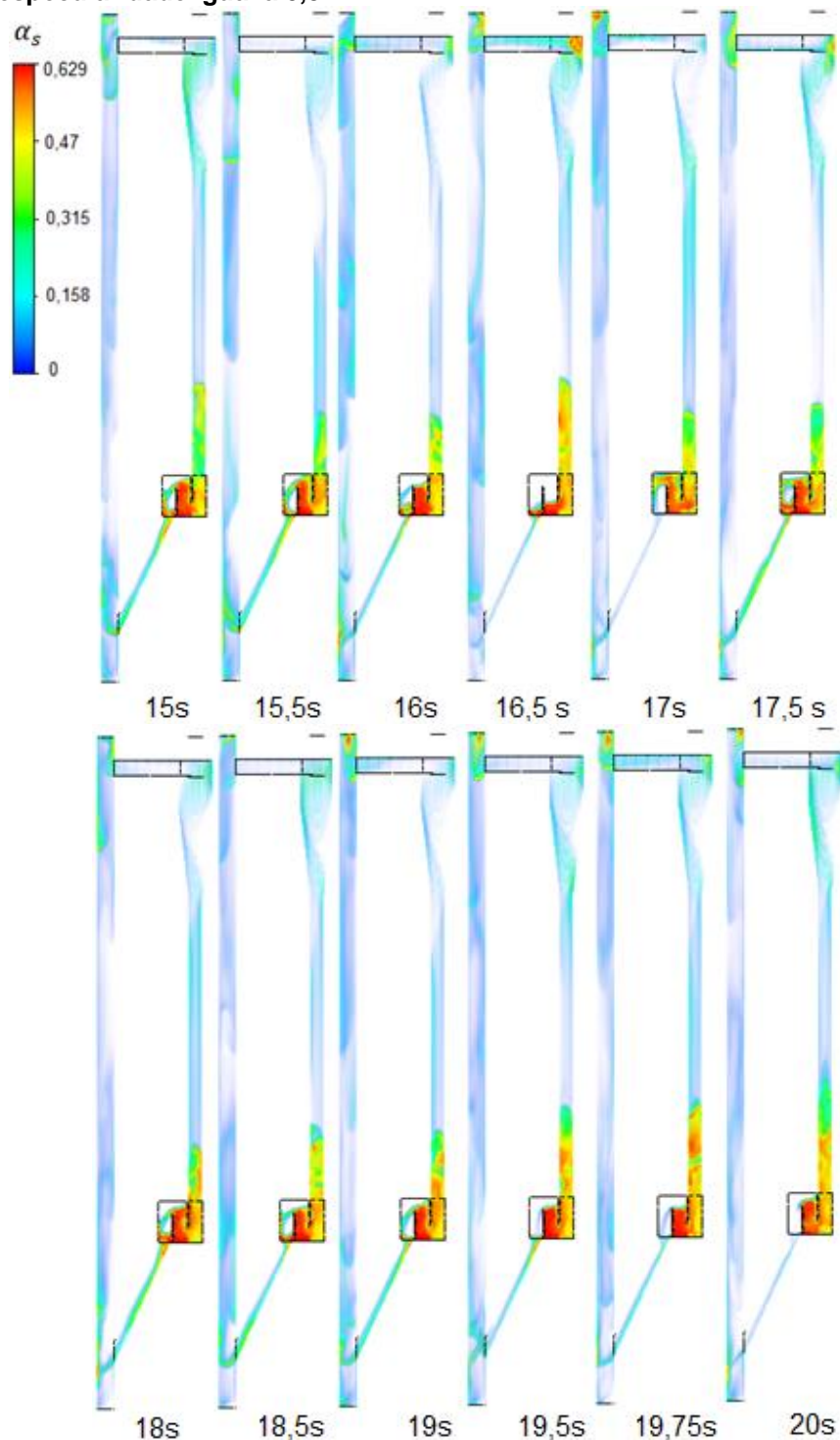
O confronto dos Casos 4, 5 e 6 deixa claro a relevância da utilização de mais de um parâmetro para avaliar os resultados, uma vez que, se apenas os valores de G_s fossem empregados para verificação, escolher-se-ia um caso cuja física do problema não iria reproduzir o comportamento realmente esperado.

Entende-se ainda importante ressaltar que é possível que a alteração do valor de $\alpha_{s,crit}$ possa apresentar resultados positivos se aplicado apenas na região da *loop-seal*, sendo essa uma sugestão para estudos futuros.

4.2.4 Coeficiente de Especularidade

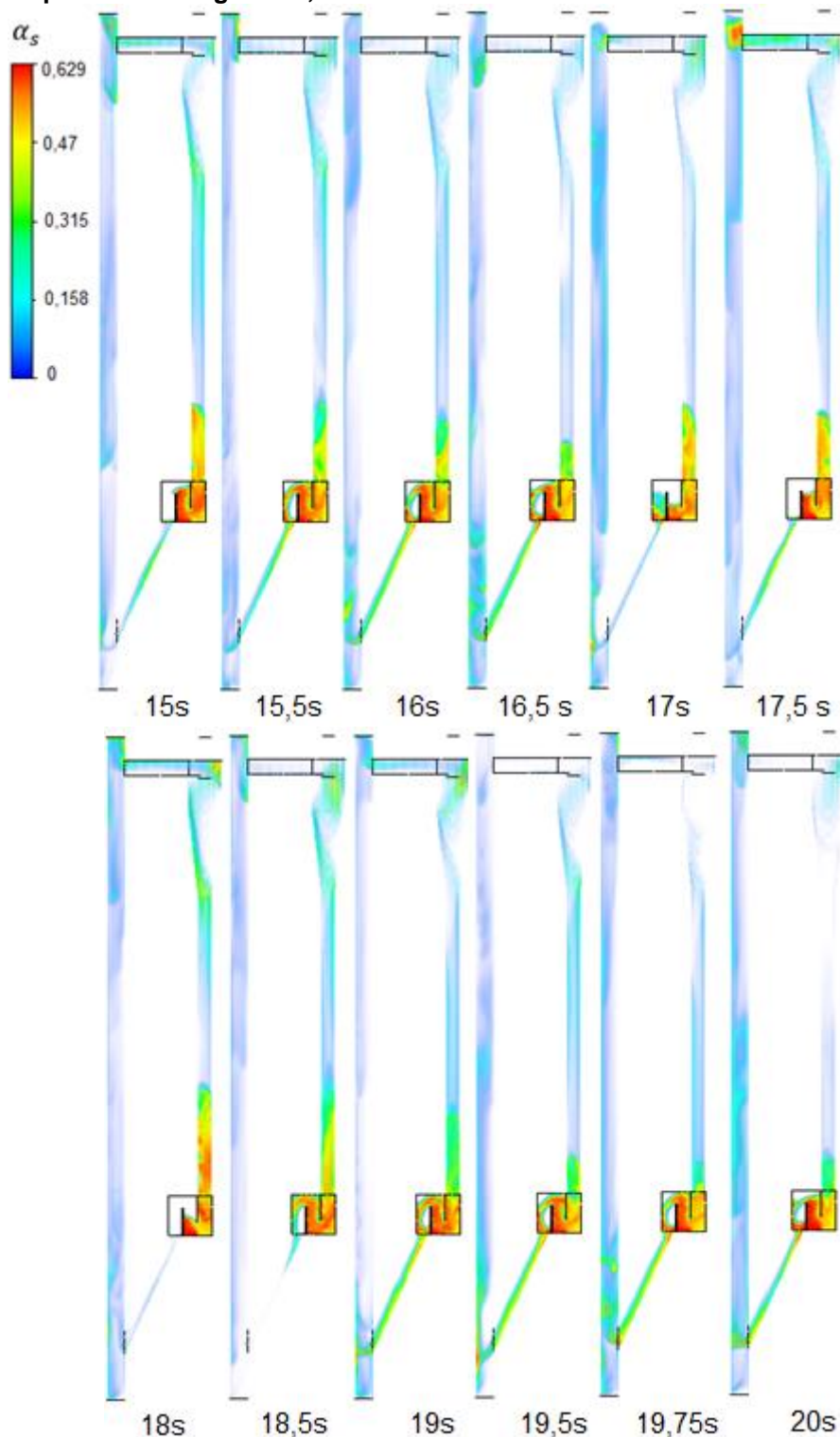
As Figuras 43 e 44 ilustram a fluidodinâmica obtida para os Casos 7 e 8, respectivamente.

Figura 43 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o coeficiente de especularidade igual a 0,3



Fonte: Autoria Própria.

Figura 44 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o coeficiente de especularidade igual a 0,6



Fonte: Autoria Própria.

Ao analisar-se a Figura 43, referente à configuração com coeficiente de especularidade de 0,3, percebe-se a formação de curto circuito em duas oportunidades. A primeira ocorre aos 16,5 s, associado ao esvaziamento da câmara

de reciclagem. Já, a segunda ocorreu no intervalo de tempo compreendido entre 19,75 s e 20 s, sem o esvaziamento da câmara de reciclagem.

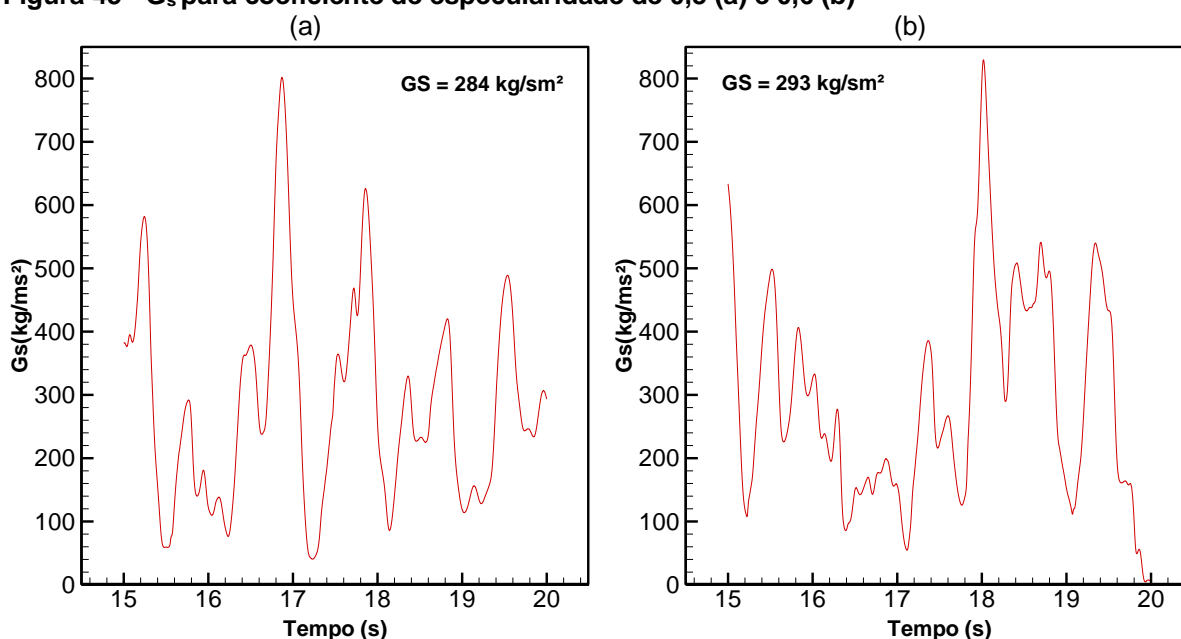
Para o Caso 8, com configuração de coeficiente de especularidade igual a 0,6, os curtos circuitos são mais frequentes, conforme mostra a Figura 44. O instante de tempo de 15 s vem de uma situação de desequilíbrio de pressão, e, durante o intervalo de tempo compreendido entre 17 s e 18 s, também se observa a interrupção do fluxo de particulados da *loop-seal* para o *riser*.

Nesse sentido, entende-se que o aumento do coeficiente de especularidade tem resultados negativos na representação da fluidodinâmica do circuito de LFC, para as condições geométricas e operacionais tratadas nesse trabalho, concordando assim com os apontamentos de Almuttahir e Taghipour (2008a) e Zhou et al. (2013).

A explicação para essa constatação pode estar relacionada com a fabricação do modelo experimental empregado na validação dos resultados. A qualidade superficial dos materiais empregados na construção do sistema de LFC tem papel fundamental no modo de refletir das partículas, de forma que superfícies irregulares são mais propensas a gerar reflexões difusas. Uma vez que a UFRAF na qual se baseou esse trabalho é constituída por tubos de acrílico e aço carbono, que apresentam boa qualidade superficial, é coerente o coeficiente de especularidade mais próximo de 0 gerar os melhores resultados.

A Figura 45 apresenta os resultados de G_s para os Casos 7 (a) e 8 (b).

Figura 45 - G_s para coeficiente de especularidade de 0,3 (a) e 0,6 (b)

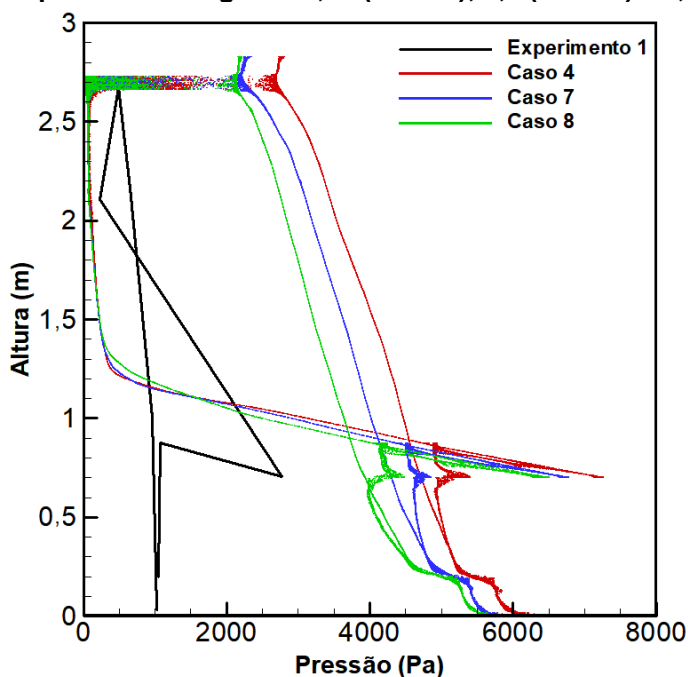


Fonte: Autoria Própria.

Como percebe-se, em ambos os casos houve redução do G_s ; todavia, como já discutido anteriormente, essa redução está associada à formação de curto circuito no sistema, tornando-se assim incoerente a representação física de ambos os casos em relação às constatações experimentais.

A Figura 46 apresenta um comparativo entre os perfis de pressão para os Casos 7 e 8.

Figura 46 - Comparativo do perfil de pressão para coeficiente de especularidade igual a 0,01 (Caso 4); 0,3 (Caso 7) e 0,6 (Caso 8)



Fonte: Autoria Própria.

Como observado na Figura 46, no que tange ao Caso 7, os valores de pressão estática são inferiores na região da coluna de fluidização e na válvula *loop-seal*, quando comparados ao do Caso 4. Essa constatação já era esperada, uma vez que o resultado de taxa de circulação média de sólidos, do Caso 7, também foi inferior em comparação com o do Caso 4.

Em uma análise qualitativa do perfil de pressão estática resultante do estudo dos diferentes coeficientes de especularidade, percebe-se que as curvas dos Casos 4 e 7 apresentam aspecto coeso com relação ao perfil de pressão típico de um sistema de LFC. Todavia, o Caso 8 possui um comportamento descaracterizado, ao se observar um segundo cruzamento, não usual, entre as curvas de pressão referentes a base do *riser* e a região que constitui o tubo de reciclagem.

Assim, o coeficiente de especularidade igual a 0,01 foi adotado para as simulações subsequentes, uma vez que dentre os três casos estudados, este foi o que melhor representou a fluidodinâmica do sistema.

4.2.5 Descrição do Sistema de Distribuição de Ar não Simplificada

Para representar essa situação, utilizou-se a malha apresentada na Figura 25 (b). Neste caso, a aeração na câmara de alimentação foi representada tal como no sistema experimental, ou seja, com a existência de uma placa perfurada composta por 36 orifícios na base da *loop-seal*. O desenvolvimento do comportamento fluidodinâmico gás-sólido é ilustrado na Figura 47.

Os resultados da simulação desse caso tornam evidentes as deficiências, ainda presentes, na tradução da física do escoamento gás-partícula em modelos matemáticos. Na prática, as condições de contorno simplificada e não simplificada são equivalentes, uma vez que a função da placa de distribuição de ar é homogeneizar a aeração na base da câmara da *loop-seal*.

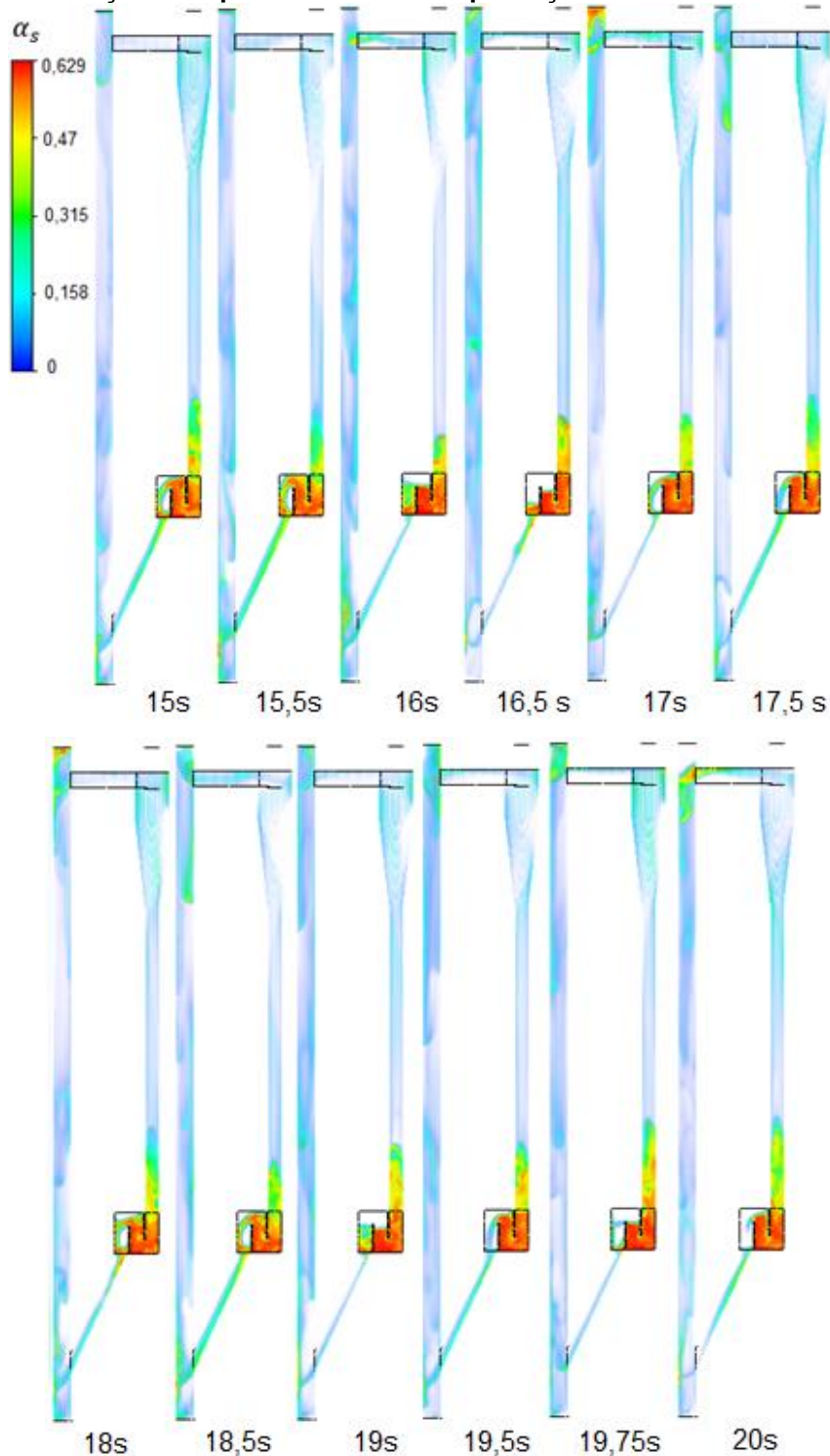
Todavia, computacionalmente, essa equivalência não é compreendida. Ao alterar a condição de contorno, o desenvolvimento da fluidodinâmica se deu com a formação de curto circuito em múltiplas situações, entre 16 s e 16,5 s, aos 19 s e entre 19,75 s e 20 s. Contudo, estes curtos circuitos não levaram ao esvaziamento significativo de sólidos na câmara de reciclagem.

A explicação desse resultado está associada à diminuição da área de passagem do gás (de 3481 mm² para 72,38 mm²). Assim, ao tratar-se a condição de contorno como uma placa perfurada, foi inevitável o aumento da velocidade do gás pelos orifícios para que a vazão da aeração se mantivesse fixa.

Uma vez que há um incremento de velocidade, o arrasto, já superestimado, se intensifica. Porém, uma vez que o leito na região encontra-se bastante denso e empacotado, espera-se que a interação entre os particulados crie resistência (viscosidade friccional) suficiente para que os efeitos do gás rapidamente sejam amortecidos com a altura. Dessa forma, entende-se que o ar serve primordialmente como um redutor de atrito, e não um agente capaz de fluidizar e arrastar o particulado, especialmente porque a condição experimental retratada encontra-se em situação de mínima aeração para o funcionamento estável do sistema de LFC.

Contudo, apesar de ter-se conhecimento de que as equações de Johnson e Jackson, de 1987, não são suficientes para uma representação física fiel do regime friccional, entende-se nesse caso, que o modelo responsável pela maior discrepância no comportamento fluidodinâmico é o de arrasto (ANSYS, 2017).

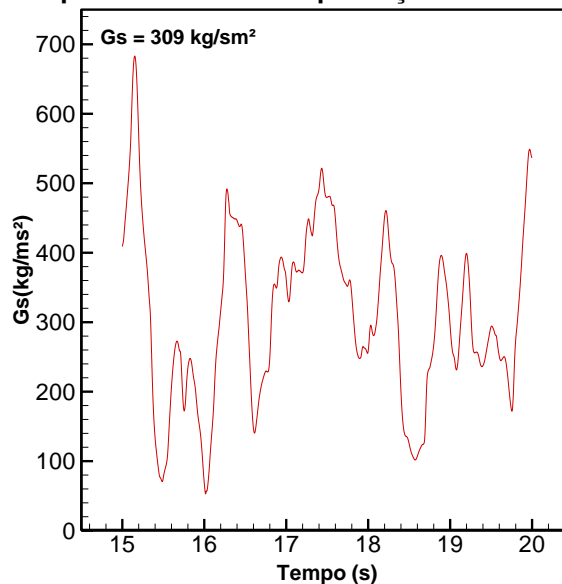
Figura 47 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso em que a câmara de alimentação foi representada sem simplificações



Fonte: Autoria Própria.

O resultado de G_s para o Caso 9 apresenta-se na Figura 48.

Figura 48 - Resultado de G_s para o caso em que a câmara de alimentação foi representada sem simplificações

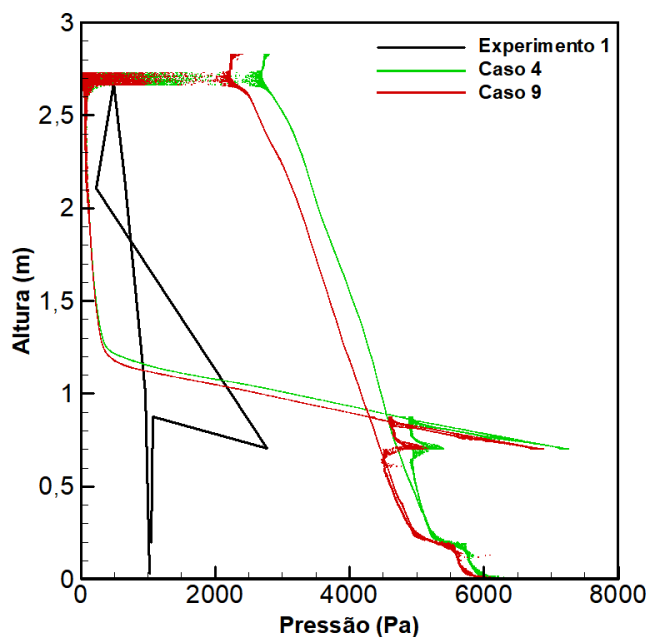


Fonte: Autoria Própria.

Percebe-se que o valor médio de G_s neste caso foi inferior ao do Caso 4 devido às interrupções do fluxo de material particulado entre a *loop-seal* e o *riser*, resultado da formação de curto circuitos.

O perfil de pressão para o Caso 9 está apresentado na Figura 49.

Figura 49 - Perfil de pressão para as configurações com (Caso 4) e sem simplificação (Caso 9) na representação da condição de contorno na *loop-seal*



Fonte: Autoria Própria.

Na configuração sem simplificação na condição de contorno na *loop-seal*, os valores do perfil de pressão no *riser* foram inferiores aos do caso em que houve a simplificação, uma vez que seu G_s também foi menor. Assim, na média, havia menor quantidade de sólidos na coluna de fluidização.

Torna-se evidente, ao confrontar os resultados referentes ao Caso 4 e Caso 9, que há deficiências na modelagem física do escoamento gás-sólido, quer seja na descrição da interação entre fases, ou da interação partícula-partícula, uma vez que, configurações equivalentes na teoria, apresentaram resultados distintos ao serem tratadas computacionalmente.

Porém, para que se possa ter certeza de que há uma falha significativa na modelagem do regime friccional, simulações com o modelo de Johnson e Jackson, precisam ser realizadas em associação a modelos heterogêneos que apresentem resultados mais fiéis para o arrasto, de forma que sua eficiência possa ser avaliada de forma isolada.

4.2.6 Aeração na Câmara de Reciclagem

Nessa seção discutem-se os resultados obtidos ao simular o Caso 10, com condições semelhantes ao Caso 4, com exceção da aeração ser realizada na câmara de reciclagem, e não na câmara de alimentação. O desenvolvimento da dinâmica de escoamento para essa configuração está apresentado na Figura 50.

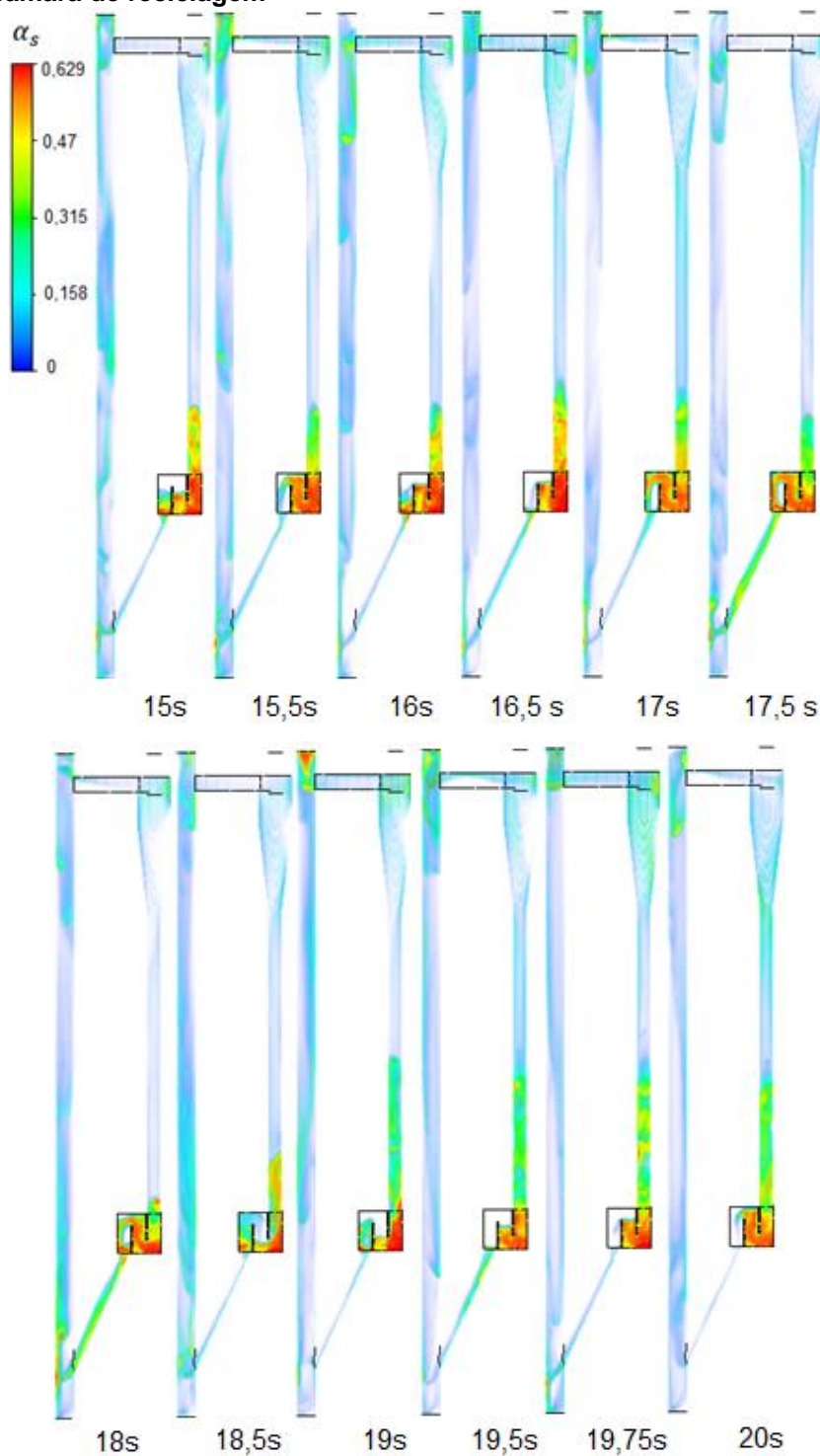
Por consequência da mudança na configuração de condição de contorno, a região com a fração volumétrica de sólidos reduzida (em torno de 0,5), antes localizada na base da câmara de alimentação, passou agora para a câmara de reciclagem, como pode-se observar em todos os instantes de tempo.

Diferentemente do Caso 4, onde apenas no instante de 15,5 s (Figura 35) houve ocorrência do curto circuito, a interrupção do fluxo de sólidos da *loop-seal* para o *riser*, para o Caso 10, sucedeu-se com maior frequência.

A explicação para esse fato encontra-se no esquema apresentado na Figura 2. Quando a aeração ocorre exclusivamente na câmara de alimentação, o gás tem a possibilidade de percorrer dois caminhos distintos, diretamente para a câmara de reciclagem, como mostra a linha contínua, e em sentido ascendente pelo *standpipe*, como evidencia a linha tracejada. Já, quando a aeração se dá unicamente na câmara

de reciclagem, o gás escoa preferencialmente na vertical, tornando o arrasto de particulados temporariamente mais efetivo na *loop-seal*, ensejando a formação de cascatas com fluxo mássico maior.

Figura 50 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso com aeração na câmara de reciclagem

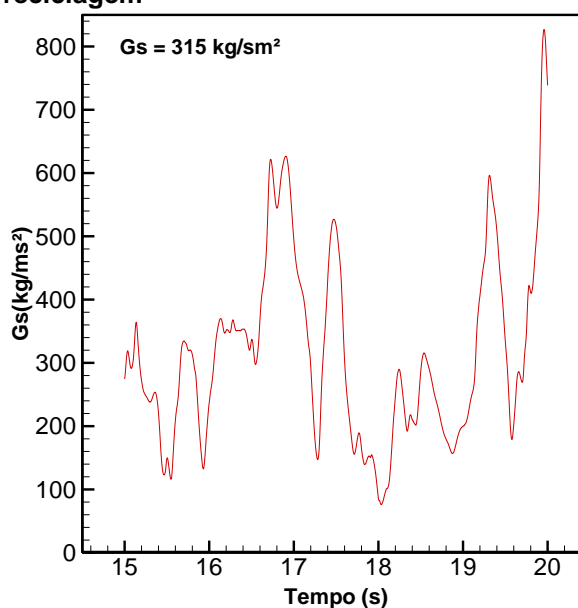


Fonte: Autoria Própria.

Assim, como amplamente discutido nesse trabalho, a alta taxa de circulação de sólidos da *loop-seal* para o *riser* aumenta excessivamente a concentração deles na base da coluna de fluidização, resultando dessa forma em um desequilíbrio de pressões entre os componentes, que se traduz no fenômeno do curto circuito do sistema.

Pode-se observar o resultado do G_s na Figura 51.

Figura 51 - Resultado de G_s para o caso com aeração na câmara de reciclagem



Fonte: Autoria Própria.

Percebe-se que as simulações foram capazes de prever a redução no G_s ao escolher-se aerar a câmara de reciclagem ao invés da câmara de alimentação, como mostra a Tabela 6.

Tabela 6 - Resultados de G_s via ferramentas CFD e experimental

	Caso 4	Caso 10	Experimento 1	Experimento 2
G_s [kg/(m.s²)]	326,17	314,56	16,70	13,75

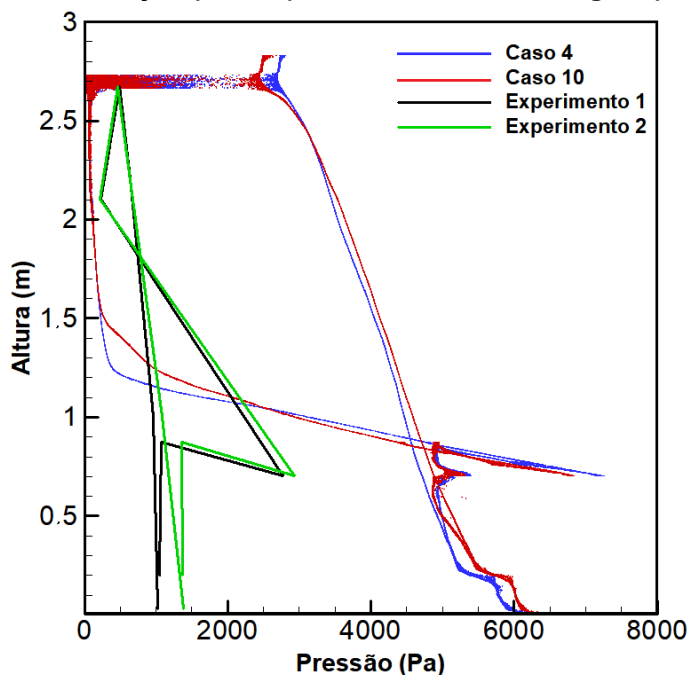
Fonte: Autoria Própria.

Apesar do resultado numérico reportar essa tendência, ressalta-se o fato de que, como já discutido anteriormente, essa diminuição de G_s está relacionada à formação de curto circuito esporádico no sistema, uma vez que esse fenômeno impede o fluxo contínuo de sólidos. Destaca-se, porém, que os resultados de taxa de

circulação média das partículas, para ambos os casos, apresentaram magnitude semelhante, tal qual observa-se nos resultados experimentais.

A Figura 52 compara o perfil de pressão estática das configurações de simulação com a aeração em ambas as câmaras da válvula *loop-seal*.

Figura 52 - Perfil de pressão para as configurações com aeração na câmara de alimentação (Caso 4) e na câmara de reciclagem (Caso 10)



Fonte: Autoria Própria.

No Caso 10, os valores de pressão estática na base do *riser* são superiores aos do Caso 4. Essa observação está em concordância com os resultados experimentais, contudo, em discordância da física do problema, uma vez que ocorre devido às disfunções do modelo de arrasto empregado e à formação de curto circuito, que na média, levam ao incremento dos valores de pressão estática na base da coluna de fluidização.

Na configuração com aeração na câmara de reciclagem, há um cruzamento não usual entre as curvas correspondentes à base da coluna de fluidização e à válvula de circulação de sólidos. Ainda, observa-se que o valor de pressão máxima do circuito foi inferior daquele obtida com aeração na câmara de alimentação, o que é contraditório à tendência reportada pelos Experimentos 1 e 2.

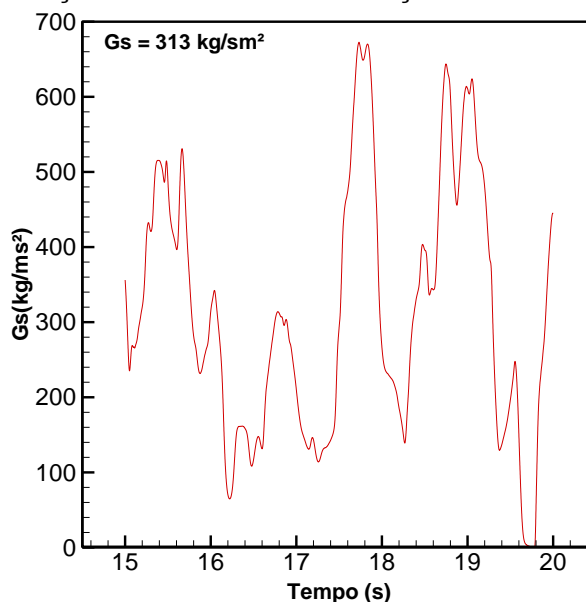
O comportamento do ângulo de inclinação formado pela superfície do leito na câmara de reciclagem, evidenciado na Figura 19, não pode ser discutido, uma vez que a cascata formada na *loop-seal* não se manteve uniforme nos Casos 4 e 10.

Assim, concordando com Li, Dietiker e Shadle (2014), ressalta-se a dificuldade na modelagem de circuitos integrados de LFC, uma vez que, ao realizar uma pequena alteração na configuração operacional simulada, os modelos, que para o Caso 4, apresentaram resultados coerentes, foram deficientes para representar o Caso 10.

4.2.7 Influência do Aumento da Vazão de Aeração na *Loop-Seal*

Apesar de, como observado na Figura 53, não ter se constatado numericamente o acréscimo do G_s ao se incrementar a velocidade do gás de aeração, como esperado experimentalmente, o comportamento da fluidodinâmica, representado na Figura 54 (para o Caso 11, onde a vazão de aeração foi incrementada de 12,27 L/min para 14,72 L/min na câmara de alimentação da *loop-seal*), indica que a variação de G_s se traduziu em um aumento no fluxo da cascata de sólidos, como evidenciado pela característica da estrutura de escoamento na *loop-seal* aos 16 s, 18 s e 19,5 s.

Figura 53 - Resultado de G_s para o caso com aumento da vazão de aeração na câmara de alimentação

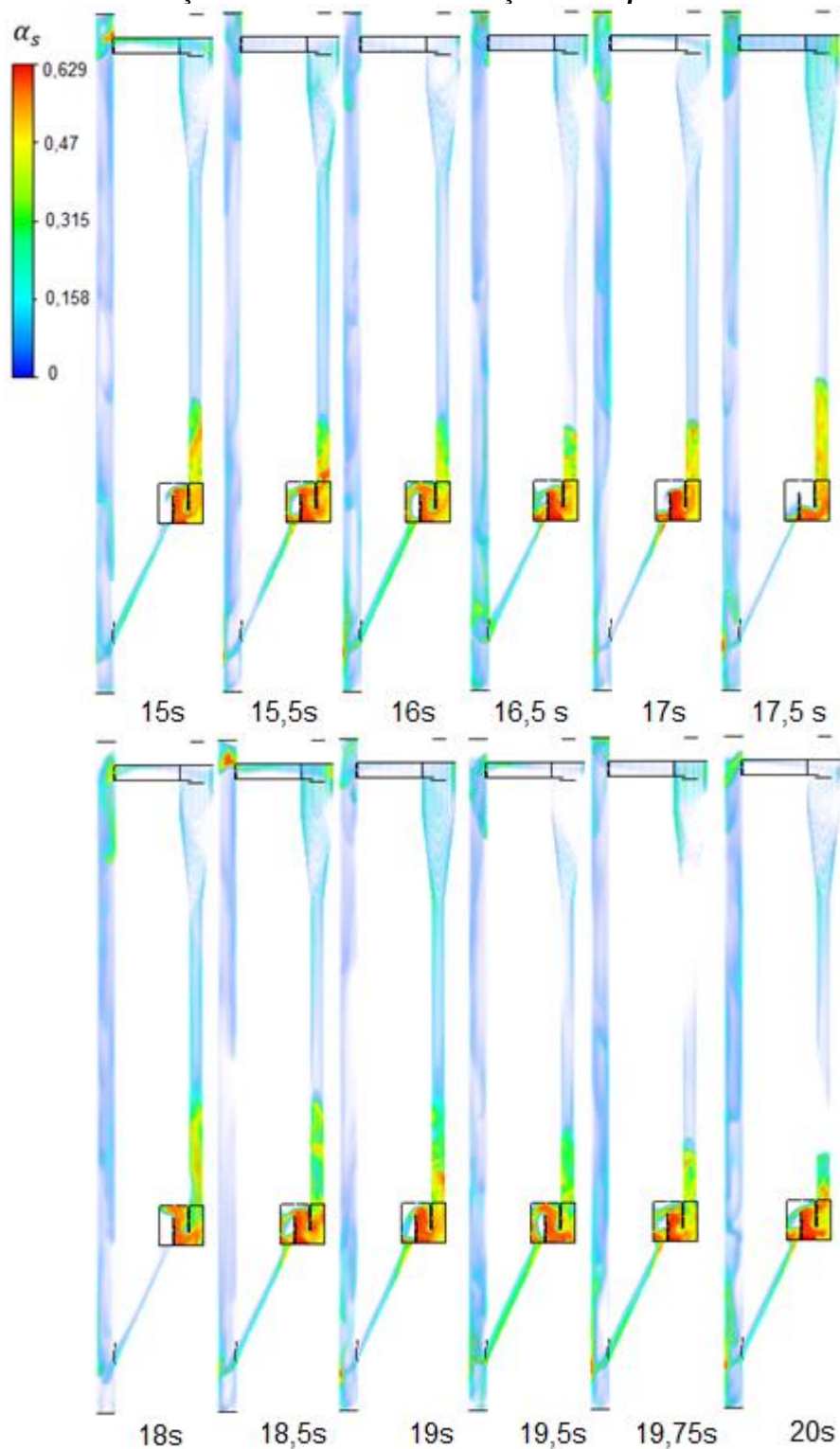


Fonte: Autoria Própria.

Esse incremento no fluxo do material particulado entre a válvula de circulação de sólidos e a coluna de fluidização intensifica o desequilíbrio de pressão entre esses componentes. Isso enseja, portanto, a interrupção da realimentação de particulados

no sistema, razão pela qual não se pode observar numericamente a tendência de aumento no valor de G_s .

Figura 54 - Desenvolvimento da fluidodinâmica para o caso com acréscimo na vazão de aerção na câmara de alimentação da *loop-seal*

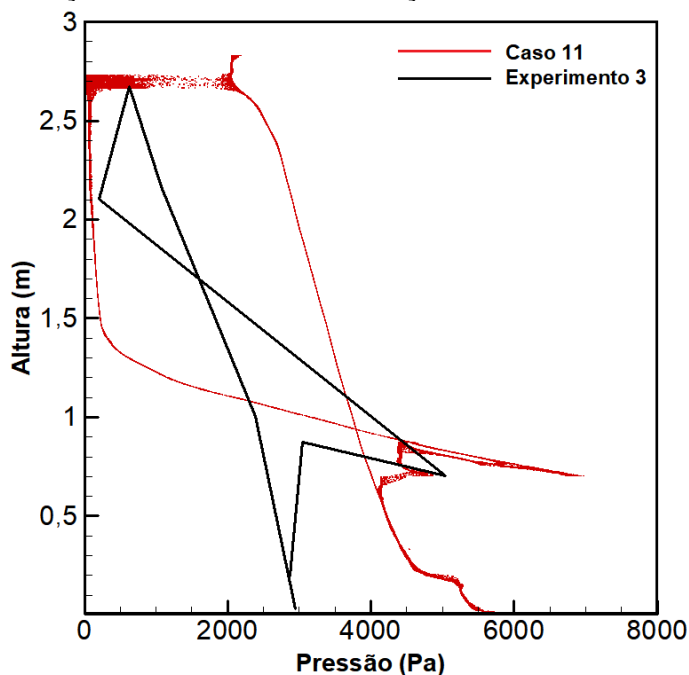


Fonte: Autoria Própria.

Diferentemente da dinâmica de curto circuito apresentado no Caso 4, no Caso 11 ocorre o esvaziamento da câmara de reciclagem. Isso acontece porque, no instante em que o escoamento de particulados em direção ao *riser* é impedido, o gás, nessa configuração com maior magnitude de velocidade, arrasta os sólidos de forma mais intensa em sentido ascendente pelo *standpipe*, fazendo com que a massa que estava localizada na câmara de reciclagem retorne para a câmara de alimentação, como se identifica no intervalo de tempo compreendido entre 17 s e 17,5 s.

O confronto entre os resultados de pressão estática via CFD e experimental está apresentado na Figura 55.

Figura 55 - Perfil de pressão para o caso com aumento da vazão de aeração na câmara de alimentação



Fonte: Autoria Própria.

Apesar do comportamento fluidodinâmico não ter sido bem representado ao aumentar-se a vazão de aeração, percebe-se, ao observar-se a Figura 55, que, quantitativamente, nessa configuração os resultados via ferramentas CFD e experimental passam a ser mais compatíveis.

Isso se deve principalmente porque o caso experimental 3 (vazão de aeração na câmara de alimentação de 14,72 L/min) não é uma condição operacional crítica, como já discutido anteriormente. Assim, os defeitos da modelagem da física não se mostram tão acentuados, uma vez que não são incumbidos de traduzir as

singularidades da configuração experimental com vazão mínima para funcionamento do sistema de LFC.

Mesmo que compatíveis, ainda há uma discrepância de aproximadamente 1250 Pa para curva correspondente à coluna *riser* e de 2000 Pa para o ponto de maior pressão na *loop-seal*.

Dessa maneira, pode-se afirmar que mediante ajustes na modelagem, uma vez que as simulações se mostraram demasiadas sensíveis à alteração das condições de contorno para o sistema experimental estudado, configurações que se afastam de condições críticas operacionais tem maior potencial de serem melhor representadas.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A presente dissertação teve por objetivo simular o escoamento gás-sólido no interior de um circuito integrado de leito fluidizado circulante (LFC), por intermédio de ferramentas de fluidodinâmica computacional (CFD), com foco na análise da influência da modelagem matemática, bem como da escolha de condições de contorno e operacionais.

Os resultados obtidos, de perfil de pressão estática e da taxa de circulação interna de sólidos, foram confrontados com dados experimentais obtidos em uma unidade de fluidização rápida a frio, construída em escala de laboratório. Diferentemente da abordagem comumente aplicada nos trabalhos desenvolvidos na área, a análise dos resultados não se limitou à comparação quantitativa, de forma que se averiguou, por meio de animações, o desenvolvimento da fluidodinâmica no interior do circuito, dando preferência aos casos em que a física do escoamento fosse melhor representada.

5.1 RESUMO DOS RESULTADOS

Os primeiros modelos testados foram o de Johnson e Jackson, de 1987 e o de Schaeffer, de 1987. A premissa de ambos os modelos era traduzir a interação partícula-partícula, ou seja, a fricção entre os sólidos, em equacionamento matemático. Apesar do segundo modelo ser comumente aplicado na descrição do regime friccional no interior de circuitos de LFC, foi esse o que apresentou os piores resultados. Diferentemente do modelo de Johnson e Jackson, o de Schaeffer não foi capaz de computar a existência de um regime friccional no interior do sistema, o que impactou negativamente na descrição do escoamento na *loop-seal*. O campo de velocidades no interior da válvula ficou desordenado, de modo que a formação de um caminho preferencial de escoamento para o particulado, como constatado experimentalmente, não foi observado nos resultados via CFD.

Na sequência, testou-se a influência de diferentes modelos de arrasto. Dentre os modelos testados (Gidaspow, de 1994, Syamlal-O'Brien, de 1989, e sua alternativa parametrizada para condições de mínima fluidização), o de Syamlal-O'Brien

parametrizado foi o que melhor representou a fluidodinâmica do problema. Todavia, entende-se importante ressaltar que todos os modelos superestimaram a interação entre as fases.

O arrasto superestimado agiu no sentido de aumentar a taxa de circulação de sólidos e os valores no perfil de pressão estática do circuito, além de ter impacto direto no desenvolvimento da fluidodinâmica, já que por muitas vezes se observou a formação de curto circuito no sistema. Tal fenômeno indesejado ocorreu devido aos desequilíbrios de pressão entre os componentes, como consequência do fluxo exacerbado de material particulado colocado em circulação dentro do sistema de LFC.

Em seguida, a fração volumétrica crítica de sólidos para o início do regime friccional e o coeficiente de especularidade foram testados. A diminuição do primeiro parâmetro teve impactos negativos na representação da fluidodinâmica, uma vez que uma região de alta viscosidade friccional criou-se na entrada do duto que conecta a coluna de fluidização rápida e o ciclone, dificultando o fluxo de sólidos, aumentando a pressão no *riser* e ensejando a formação de curto circuitos.

Já, no que diz respeito ao coeficiente de especularidade, o menor valor do parâmetro apresentou melhores resultados. Esse fato apresentou-se em coerência com os apontamentos da literatura, onde se afirma que colisões especulares plenas (coeficiente de especularidade igual a zero) são mais propensas de ocorrer em superfícies mais regulares, situação essa encontrada no sistema experimental estudado nesse trabalho, uma vez que é fabricado com acrílico e aço carbono, de superfícies lisas.

Posteriormente, averiguou-se a influência da simplificação da condição de contorno na *loop-seal*. Quando retratada tal qual o sistema experimental, com a placa distribuidora de orifícios, a condição de contorno impactou de forma negativa na representação do escoamento na válvula. Isso ocorreu devido ao efeito produzido no arrasto pelo aumento da velocidade do gás nos furos, ao manter a vazão constante numa menor área de passagem da aeração.

Assim, apesar de que experimentalmente ambas as condições (simplificada e não simplificada) se equivalem, na representação via CFD, a resistência promovida pelo leito de partículas não foi suficiente para “frear” os efeitos do gás injetado, agora com maior magnitude de velocidade. Isso, somado à interação superestimada entre as fases, por conta do modelo de arrasto homogêneo empregado nas simulações, ensejou os desequilíbrios de pressão e a formação de curto circuitos no sistema.

Os últimos dois casos estudados consistiram em verificar a resposta dos modelos à variação de condições operacionais. Em um primeiro, testou-se trocar a aeração, inicialmente fornecida na câmara de alimentação, para a câmara de reciclagem. Novamente, devido à interação superestimada entre as fases, a alteração de configuração resultou em desequilíbrios de pressão e a formação de curto circuitos. Isso aconteceu porque o caminho percorrido pelo gás na câmara de reciclagem apresenta menor resistência ao escoamento do que quando aerada a câmara de alimentação, o que facilita o movimento das partículas pela válvula.

Os mesmos problemas, oriundos da utilização dos modelos homogêneos de arrasto, foram observados ao se aumentar a vazão de aeração. Apesar disso, vale-se ressaltar que, nessa configuração, os resultados quantitativos foram mais próximos aos experimentais.

5.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Após o desenvolvimento da dissertação pode-se constatar a dificuldade intrínseca à modelagem de um circuito de LFC completo, especialmente porque se trata de um sistema em que regimes fluidodinâmicos distintos coexistem. Desta forma, a modelagem matemática mais adequada para um de seus componentes pode não ser apropriado para outro. Um exemplo claro dessa situação é observado ao analisar as indicações da literatura para modelar a válvula *loop-seal* e o ciclone. Enquanto para o primeiro o regime friccional é crítico na representação da fluidodinâmica, com a abordagem Euleriana e o regime laminar sendo preferidos, para o segundo a abordagem Lagrangiana com modelos de turbulência robustos geram melhores resultados, além de que a expansão da faixa de funcionamento do regime friccional (diminuição da fração volumétrica crítica de sólidos) influencia negativamente na representação da sua fluidodinâmica.

No entanto, a modelagem matemática não é apenas um entrave nesse sentido. Percebe-se que ainda existem lacunas a serem preenchidas por descrições mais fiéis à física do escoamento gás-sólido no que diz respeito às interações dos subsistemas constituintes da simulação (gás, sólido e paredes), especialmente na tradução da troca de momento (arrasto) entre as fases.

Assim, fica claro que os modelos homogêneos de arrasto não devem ser empregados para a representação do escoamento gás-sólido no interior de sistemas de LFC.

Os resultados dessa dissertação, sempre balizados e fundamentados na teoria e no confronto numérico e experimental, foram na contramão das indicações da literatura em algumas situações. Os modelos de Johnson e Jackson, de 1987, de Syamlal O'Brien parametrizado para condições de mínima fluidização, de 1989, e coeficiente de especularidade igual a 0,01 foram escolhidos em detrimento dos modelos de Schaeffer, de 1987, de Gidaspow, de 1994, e coeficiente de especularidade igual a 0,6 respectivamente, apesar desses últimos serem preferidos pelos autores ao se modelar circuitos completos de LFC.

Entende-se ainda que essas constatações só foram possíveis devido a metodologia de validação dos resultados, uma vez que a análise qualitativa da dinâmica do escoamento (metodologia pouco usual), por intermédio das animações, mostrou-se imprescindível para escolha de configurações computacionais que representassem adequadamente a fluidodinâmica do problema. O caso que mais corroborou com essa inferência aquele em que se adotou a fração volumétrica crítica de sólidos igual a 0,4, onde a taxa de circulação de sólidos apresentou um valor médio muito próximo do experimental, todavia com fluidodinâmica totalmente descaracterizada.

Ainda que processadores mais potentes estejam sendo desenvolvidos, a demanda computacional continua sendo uma limitação no estudo de sistemas gás-sólido, e isso se intensifica ao aumentar a escala do equipamento estudado e ao implementar uma modelagem mais robusta para a solução das simulações.

5.3 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Dentre as sugestões mais relevantes para trabalhos futuros elenca-se:

- O desenvolvimento de um modelo funcional de arrasto baseados na teoria EMMS para representar melhor a interação entre as fases;
- A identificação de uma metodologia de simulação na qual se permita a programação de diferentes modelos e parâmetros de simulação em

diferentes regiões da geometria, de forma que as particularidades de cada regime de escoamento, coexistentes em um sistema de LFC, possam ser consideradas pelo modelo computacional;

- Verificar a influência da utilização de modelos de turbulência mais robustos, em especial o RSM;
- Verificar os benefícios de se aplicar a abordagem Lagrangiana para a descrição da fase sólida.

REFERÊNCIAS

ALMUTTAHAR, A.; TAGHIPOUR, F. Computational fluid dynamics of high density circulating fluidized bed riser: study of modeling parameters. **Powder Technology**, v. 185, n. 1, p. 11-23, 2008a.

ALMUTTAHAR, A.; TAGHIPOUR, F. Computational fluid dynamics of a circulating fluidized bed under various fluidization conditions. **Chemical Engineering Science**, v. 63, n. 6, p. 1696-1709, 2008b

ANSYS, Inc. (diversos autores). **Manuais do Ansys Fluent 18.0**, 2017.

ARASTOOPOUR, H.; GIDASPOW, D.; ABBASI, E. **Computational Transport Phenomena of Fluid-Particle Systems**. Springer, 2017.

BADER, R.; FINDLAY, J.; KNOWLTON, T. M. Gas/solids flow patterns in a 30.5-cm-diameter circulating fluidized bed. In: **Circulating Fluidized Bed Technology: Proceedings of the Second International Conference**. 1988. p. 123-137.

BAI, D.; SHIBUYA, E.; NAKAGAWA, N.; KATO K. Characterization of gas fluidization regimes using pressure fluctuations. **Powder Technology**, v. 87, n. 2, p. 105-111, 1996.

BASU, P.; CHENG, L. An analysis of loop seal operations in a circulating fluidized bed. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 78, n. 7, p. 991-998, 2000.

BASU, P. **Combustion and Gasification in Fluidized Beds**. Ed. Taylor & Francis, Boca Raton-U.S.A, 473 p. 2006.

BARIYAR, V. V.; CHANDRA, P.; KARMAKAR, M. K.; PRABHANSU.; KUMAR, R. CFD Analysis of Loop Seal in the Circulating Fluidized Bed System System. **Journal of Basic and Applied Engineering Research**, v. 3, n. 8, p. 697-700, 2016.

BENYAHIA, S.; ARASTOOPOUR, H.; KNOWLTON, T.M.; MASSAH, H. Simulation of particles and gas flow behavior in the riser section of a circulating fluidized bed using the kinetic theory approach for the particulate phase. **Powder Technology**, v. 112, n. 1-2, p. 24-33, 2000.

CHEN, C. **Investigations on Mesoscale Structure in Gas-Solid Fluidization and Heterogeneous Drag Model**. Springer, 2016.

CHEN, S.; FAN, Y.; YAN, Z.; WANG, W.; LIU, X.; LU, C. CFD optimization of feedstock injection angle in a FCC riser. **Chemical Engineering Science**, v. 153, p. 58-74, 2016.

CHIESA, M.; MATHIESEN, V.; MELHEIM, J. A.; HALVORSEN, B. Numerical simulation of particulate flow by the Eulerian-Lagrangian and the Eulerian-Eulerian approach with application to a fluidized bed. **Computers & Chemical Engineering**, v. 29, n. 2, p. 291-304, 2005.

DIAS, D. B. **Avaliação de técnicas de fluidodinâmica computacional em ciclones**. 2009. 126 f. Dissertação (Mestrado)-Faculdade de Engenharia Química, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2009.

DING, J.; GIDASPOW, D. A bubbling fluidization model using kinetic theory of granular flow. **AIChE journal**, v. 36, n. 4, p. 523-538, 1990.

DU, W.; BAO, X.; XU, J.; WEI, W. Computational fluid dynamics (CFD) modeling of spouted bed: Assessment of drag coefficient correlations. **Chemical Engineering Science**, v. 61, n. 5, p. 1401-1420, 2006.

FERZIGER, J. H.; PERIC, M. **Computational methods for fluid dynamics**. Springer, 2002.

GIDASPOW, D. **Multiphase flow and fluidization: continuum and kinetic theory descriptions**. Academic press, 1994.

GUAN, Y.; CHANG, J.; ZHANG, K.; WANG, B.; SUN, Q.; WEN, D. Three-dimensional full loop simulation of solids circulation in an interconnected fluidized bed. **Powder Technology**, v. 289, p. 118-125, 2016.

HARTGE, E. U.; RATSCHOW, L.; WISCHNEWSKI, R.; WERTHER, J. CFD-simulation of a circulating fluidized bed riser. **Particuology**, v. 7, n. 4, p. 283-296, 2009.

HASSAN, M. I.; MAKKAWI, Y. T. A hydrodynamic model for biomass gasification in a circulating fluidized bed riser. **Chemical Engineering and Processing-Process Intensification**, v.129, p. 148-161, 2018.

HILGENSTOCK, A.; ERNST, R. Analysis of installation effects by means of computational fluid dynamics—CFD vs experiments?. **Flow measurement and instrumentation**, v. 7, n. 3-4, p. 161-171, 1996.

HODAPP, M. J. **Modelagem e simulação de um leito fluidizado: um estudo comparativo**. 2009. 113p. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas - Faculdade de Engenharia Química. Campinas, 2009.

JOHNSON, P. C.; JACKSON, R. Frictional-collisional constitutive relations for granular materials, with application to plane shearing. **Journal of fluid Mechanics**, v. 176, p. 67-93, 1987.

KINKAR, A. S.; DHOTE, G. M.; CHOKKAR, R. R. CFD simulation on CFBC boiler. **International Journal of Scientific & Technology Research**, v. 4, n. 2, p. 34-39, 2015.

KUNII, D.; LEVENSPIEL, O. **Fluidization engineering**. 2. ed. USA: Butterworth Heinemann, 1991. 491 p. ISBN 0409902330.

LI, C.; ZOU, Z.; LI, H.; ZHU, Q. A hydrodynamic model of loop seal with a fluidized standpipe for a circulating fluidized bed. **Particuology**, v. 36, p. 50-58, 2018.

LI, J.; GE, W.; WANG, W.; YANG, N.; LIU, X.; WANG, L.; HE, X.; WANG, X.; WANG, J.; KWAWUK, M. **From multiscale modeling to meso-science**. Springer, 2013.

LI, T.; DIETIKER, J.; SHADLE, L. Comparison of full-loop and riser-only simulations for a pilot-scale circulating fluidized bed riser. **Chemical Engineering Science**, v. 120, p. 10-21, 2014.

LI, T.; PANNALA, S.; SHAHNAM, M. Reprint of" CFD simulations of circulating fluidized bed risers, part II, evaluation of differences between 2D and 3D simulations. **Powder Technology**, v. 265, p. 13-22, 2014.

LIMA FILHO, H. J. B. de; BRITO, M. F. P.; BENACHOUR, M.; SANTOS, V. A.; DANTAS, C. C. Validação experimental de simulações CFD de um leito fluidizado circulante gás-sólido tipo *riser*. In: Anais do XX Congresso Brasileiro de Engenharia Química - COBEQ 2014. **Blucher Chemical Engineering Proceedings**, v. 1, n. 2, p. 5290-5297, 2015.

LIU, C.; ZHANG, N.; WANG, W. CFD simulation of the effects of a suspension section on the hydrodynamics of a circulating fluidized bed. **Particuology**, v. 43, p. 1-8, 2019.

LU, B.; ZHANG, N.; WANG, W.; LI, J.; CHIU, J. H.; KANG, S. G. 3-D full-loop simulation of an industrial-scale circulating fluidized-bed boiler. **AIChE Journal**, v. 59, n. 4, p. 1108-1117, 2013.

LUNA, C. M. R., **Estudo numérico de modelos de arrasto e do coeficiente de restituição no escoamento gás-sólido em leito fluidizado**. 2013. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá - UNESP, Guaratinguetá, 2013.

MARINI, F. **Simulação de um leito fluidizado aplicando a técnica CFD baseada na teoria cinética do escoamento granular**. 2008. 75p. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Química. Campinas, 2008.

MARTINS, C. A. **Simulação do perfil axial de pressão na coluna riser de um leito fluidizado circulante**. 2015. 132 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Ponta Grossa, 2015.

MILIOLI, C. C.; MILIOLI, F. E. Reaching the statistical steady state regime in two-fluid simulation of risers. **Powder Technology**, v. 167, n. 1, p. 26-32, 2006.

NIKOLOPOULOS, A.; PAPAFOOTI, D.; NIKOLOPOULOS, N.; GRAMMELIS, P.; KAKARAS, E. An advanced EMMS scheme for the prediction of drag coefficient under a 1.2 MWth CFBC isothermal flow-Part I: numerical formulation. **Chemical Engineering Science**, v. 65, n. 13, p. 4080-4088, 2010.

OLIVEIRA, R. A. F.; JUSTI, G. H.; LOPES, G. C. Estudo da influência de modelos de turbulência, esquemas de interpolação e abordagem de interação gás-sólido na fluidodinâmica e eficiência de coleta em ciclones. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE SISTEMAS PARTICULADOS, 2017, Maringá. **Anais eletrônicos...** Campinas, GALOÁ, 2018. Disponível em: <<https://proceedings.science/enemp/papers/estudo->

da-influencia-de-modelos-de-turbulencia%2C-esquemas-de-interpolacao-e-abordagem-de-interacao-gas-solido-na-fluidodi> Acesso em: 14 ago. 2019.

PATANKAR, S. V. **Numerical heat transfer and fluid flow**. Boca Raton, FL: CRC Press, c1980. 197 p. (Series in computational and physical processes in mechanics and thermal sciences). ISBN 0-89116-522-3.

RAMIREZ-BEHAINNE, J. J. **Estudo das emissões de mercúrio na combustão de carvão mineral brasileiro em leito fluidizado circulante**. Campinas - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Tese (Doutorado), 2007.

RAOUFI, A.; SHAMS, M.; KANANI, H. CFD analysis of flow field in square cyclones. **Powder Technology**, v. 191, n. 3, p. 349-357, 2009.

RATTI, G.B. **Efeito da velocidade de fluidização e do inventário de sólidos no perfil de pressão de uma válvula *loop-seal* acoplada a um sistema de leito fluidizado circulante**. 2015. 74 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Ponta Grossa, 2015.

SEO, M. W.; NGUYEN, T. D. B.; LIM, Y. I.; KIM, S. D.; PARK, S.; SONG, B. H.; KIM, Y. J. Solid circulation and loop-seal characteristics of a dual circulating fluidized bed: Experiments and CFD simulation. **Chemical Engineering Journal**, v. 168, n. 2, p. 803-811, 2011.

SYAMLAL, M.; ROGERS, W.; O'BRIEN, T. J. **MFIX Documentation: Volume1, Theory Guide**. National Technical Information Service, Springfield, VA. DOE/METC-9411004, NTIS/DE9400087, 1993.

TRANSPARENCY MARKET RESEARCH. Circulating Fluidized Bed (CFB) Boilers Market - Global Industry Analysis, Size, Share, Growth, Trends, and Forecast 2015 - 2023. 2015. Disponível em: < <https://www.transparencymarketresearch.com/cfb-market.html> > Acesso em: 03 jun. 2018.

TURINI, B. A. F. **Avaliação experimental do coeficiente de transferência de calor suspensão-parede em leito fluidizado borbulhante monitorado pelo método da frequência central gaussiana**. 2017. 131 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Ponta Grossa, 2017.

UPADHYAY, M.; PARK, J. CFD simulation via conventional two-fluid model of a circulating fluidized bed riser: influence of models and model parameters on hydrodynamic behavior. **Powder Technology**, v. 272, p. 260-268, 2015.

VAN WACHEM, B. G. M.; SCHOUTEN, J. C.; VAN DEN BLEEK, C. M.; KRISHNA, R., SINCLAIR, J. L. Comparative analysis of CFD models of dense gas-solid systems. **AIChE Journal**, v. 47, n. 5, p. 1035-1051, 2001.

WANG, X.; WU, X.; LEI, F.; LEI, J.; XIAO, Y. 3D full-loop simulation and experimental verification of gas-solid flow hydrodynamics in a dense circulating fluidized bed. **Particuology**, v. 16, p. 218-226, 2014.

WANG, S.; LUO, K.; HU, C.; FAN, J. CFD-DEM study of the effect of cyclone arrangements on the gas-solid flow dynamics in the full-loop circulating fluidized bed. **Chemical Engineering Science**, v. 172, p. 199-215, 2017.

WANG, S.; LUO, K.; HU, C.; SUN, L.; FAN, J. Effect of superficial gas velocity on solid behaviors in a full-loop CFB. **Powder Technology**, v. 333, p. 91-105, 2018.

WILCOX, D. C. et al. **Turbulence modeling for CFD**. La Cañada, CA: DCW industries, 1993.

YANG, W. C. **Handbook of fluidization and fluid-particle systems**. Florida, US: CRC, 2003. 861 p (Chemical Industries). ISBN 082470259X.

YERUSHALMI, J.; CANKURT, N. T. Further studies of the regimes of fluidization. **Powder Technology**, v. 24, n. 2, p. 187-205, 1979.

YU, X.; BLANCO, P. H.; MAKKAWI, Y.; BRIDGWATER, A. V. CFD and experimental studies on a circulating fluidised bed reactor for biomass gasification. **Chemical Engineering and Processing-Process Intensification**, v. 130, p. 284-295, 2018.

ZHANG, N.; LU, B.; WANG, W.; LI, J. Virtual experimentation through 3D full-loop simulation of a circulating fluidized bed. **Particuology**, v. 6, n. 6, p. 529-539, 2008.

ZHANG, N.; LU, B.; WANG, W.; LI, J. 3D CFD simulation of hydrodynamics of a 150 MWe circulating fluidized bed boiler. **Chemical Engineering Journal**, v. 162, n. 2, p. 821-828, 2010.

ZHAO, M.; ZHANG, N.; LIU, X.; DU, W. Numerical simulation of loop seal for a circulating fluidized bed based on an improved EMMS bubbling model. **Powder technology**, v. 284, p. 443-451, 2015.

ZHAO, Z.; YANG, J. X.; ZHANG, W.; LI, P.; LIAN, W.; ZHANG, Z.; HUANG, Y.; HAO, X.; FUSHIMI, C.; GUAN, G. Hydrodynamic simulation and optimization of the feeding system of a bubbling fluidized-bed gasifier in a triple-bed circulating fluidized bed with high solids flux. **Powder Technology**, v. 321, p. 336-346, 2017.

ZHOU, X.; GAO, J.; XU, C.; LAN, X. Effect of wall boundary condition on CFD simulation of CFB risers. **Particuology**, v. 11, n. 5, p. 556-565, 2013.

ZIMMERMANN, S.; TAGHIPOUR, F. CFD modeling of the hydrodynamics and reaction kinetics of FCC fluidized-bed reactors. **Industrial & engineering chemistry research**, v. 44, n. 26, p. 9818-9827, 2005.